

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՀ
ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ԽՐԱԿՐԱԿԱՆ ԿՈՆԿՐԱՆ

Կոստյան Բ. Վ. (պատ. խմբագիր), Աղսեց Շ. Յ. (պատ. խմբագրի տեղակալ), Ալեքսեևսկի Վ. Վ.,

Անանյան Լ. Կ., Գաբայան Տ. Ա., Եղիազարյան Ի. Վ., Զադյան Բ. Ա., Լազարով Ա. Դ., Տեր-

Ազարե Ի. Ա., Քրեանյան Վ. Վ. (պատ. խմբագրի տեղակալ)

Պատասխանատու քարտուղար Ստեփանյան Չ. Կ.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Касьян М. В. (ответ редактор), Адобян Г. Г. (зам. ответ редактора), Алексеевский

В. В., Анянц А. К., Горожан Т. А., Егизаров Н. В., Задоян М. А., Назаров А. Г.,

Никойджян В. В. (зам. ответ редактора), Гер-Азарьян Н. А.

Ответственный секретарь Степанян З. К.

Խմբագրությունը գտնվում է Երևան—1, Արաբյան փող., 15.

Адрес редакции: Ереван—1, ул. Абовяна, 15.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

Т. А. ГОРОХИ, Э. Е. ХАЧИЯН

АНАЛИЗ РЕАКЦИЙ МНОГОЭТАЖНЫХ КАРКАСНЫХ ЗДАНИЙ
 НА СЕЙСМИЧЕСКИЕ ВОЗДЕЙСТВИЯ ПО АКСЕЛЕРОГРАММАМ
 СИЛЬНЫХ ЗЕМЛЕТРЯСЕНИЙ

Спектральный метод расчета сооружений на сейсмические воздействия дает удовлетворительные результаты лишь для систем с одной степенью свободы, ибо в случае системы со многими степенями свободы возникает ряд затруднений при попытке учета положения высших форм колебаний. Точный учет влияния высших форм колебаний на величину сейсмической нагрузки затрудняется, главным образом, из-за невозможности математического описания закона колебания почвы при землетрясениях. Преодолеть эти затруднения можно лишь применением ЭВМ, позволяющей при заданной акселерограмме землетрясения производить численное интегрирование выражения сейсмической нагрузки и определять максимальные значения этой нагрузки с учетом фазовых отклонений всех ее составляющих.

В статье дается способ вычисления *реакций** многоэтажных зданий на сейсмические воздействия с использованием акселерограмм землетрясений и применением ЭВМ и на конкретных примерах 10-этажных каркасных зданий анализируется относительное влияние различных форм колебаний и рассеяния энергии на величину сейсмических нагрузок.

1. Постановка задачи. Для систем с n степенями свободы сейсмическая нагрузка, развиваемая массой m_k , сосредоточенной на уровне перекрытия k -го этажа, по q формам нормальных колебаний представляется в виде ряда [1]

$$S_k = m_k \sum_{r=1}^q \gamma_r \cdot \gamma_r(T_r, \gamma_r, t), \quad (k=1, 2, \dots, n) \quad (1)$$

Здесь $\gamma_r(T_r, \gamma_r, t)$ — приведенное сейсмическое ускорение, определяемое выражением [2]:

$$\gamma_r(T_r, \gamma_r, t) = \frac{2\pi}{T_r} \int_0^t y_0(\xi) e^{-\frac{\pi}{T_r} \xi} \sin \frac{2\pi}{T_r} (t - \xi) d\xi \quad (2)$$

где $y_0(\xi)$ — закон колебания почвы (акселерограмма); γ_r — коэффициент внутреннего трения; T_r — период r -ой формы свободных колебаний.

* Под *реакцией* подразумевается „реширование“ сооружения на заданные внешние воздействия (response).

Отдельные слагаемые ряда (1), будучи зависимыми от закона колебания почвы, жесткостей и масс сооружения, а также от характеристик затухания, достигают своих максимальных значений в различные моменты времени.

Разделив акселерограмму на $t_p/\Delta t$ равных частей (где t_p — длина отрезка записи, содержащего наибольшие амплитуды ускорений; Δt — интервал времени) и произведя ее табулирование, задача вычисления реакций многоэтажных зданий сведется к следующим операциям:

а) численному интегрированию выражения (2) при фиксированных значениях T_r и γ и таблично заданной акселерограмме с целью определения величин $\tau_k(T_r, \gamma, t)$ по времени и отбору их максимальных значений;

б) определению величин поэтажных сейсмических нагрузок и перерезывающих сил по отдельным формам колебаний;

в) определению величин поэтажных сейсмических нагрузок и перерезывающих сил с учетом наложения первых нескольких форм колебаний и отбору их максимальных значений, т. е. к отысканию:

$$\max \left| \sum_{r=1}^q S_{kr} \right| (3); \quad \max |Q_k| = \max \left| \sum_{l=k}^n \sum_{r=1}^q S_{lr} \right|, \quad (4)$$

$$k = 1, 2, \dots, n$$

Вынося из-под знака интеграла, входящего в (2), функции, зависящие от его верхнего предела, будем иметь:

$$\begin{aligned} \tau_k(T_r, \gamma, t) = \frac{2\pi}{T_r} e^{-\frac{\gamma\pi}{T_r}t} \left[\sin \frac{2\pi}{T_r} t \int_0^t y_0(\xi) e^{\frac{\gamma\pi}{T_r}\xi} \cos \frac{2\pi}{T_r} \xi d\xi - \right. \\ \left. - \cos \frac{2\pi}{T_r} t \int_0^t y_0(\xi) e^{\frac{\gamma\pi}{T_r}\xi} \sin \frac{2\pi}{T_r} \xi d\xi \right]. \end{aligned} \quad (5)$$

Поскольку в (5) подынтегральные функции не зависят от верхнего предела интеграла, то, обозначая через t_i значения аргумента, при которых функция $y_0(\xi)$ задана таблично ($i = 1, 2, \dots, t_p/\Delta t$), определенный интеграл можно заменить суммой интегралов с пределами t_{i-1} и t_i ($t_0 = 0$; $t_i = t_{i-1} + \Delta t$), т. е.

$$\begin{aligned} \tau_k(T_r, \gamma, t) = \frac{2\pi}{T_r} e^{-\frac{\gamma\pi}{T_r}t} \left[\sin \frac{2\pi}{T_r} t \sum_{i=1}^{t_p/\Delta t} \int_{t_{i-1}}^{t_i} y_0(\xi) e^{\frac{\gamma\pi}{T_r}\xi} \cos \frac{2\pi}{T_r} \xi d\xi - \right. \\ \left. - \cos \frac{2\pi}{T_r} t \sum_{i=1}^{t_p/\Delta t} \int_{t_{i-1}}^{t_i} y_0(\xi) e^{\frac{\gamma\pi}{T_r}\xi} \sin \frac{2\pi}{T_r} \xi d\xi \right]. \end{aligned} \quad (6)$$

Используя соотношение

$$\int_0^{t_j} f_j d\tau = \int_{t_{j-1}}^{t_j} f_j d\tau = \sum_{i=2}^{j-1} \int_{t_{i-2}}^{t_{i-1}} f_i d\tau, \quad (j=1, 2) \quad (7)$$

где приняты обозначения:

$$f_1 = y_0(\tau) e^{\frac{2\pi}{T_r} \tau} \cos \frac{2\pi}{T_r} \tau; \quad f_2 = y_0(\tau) e^{\frac{2\pi}{T_r} \tau} \sin \frac{2\pi}{T_r} \tau,$$

получаем, что для вычисления интеграла (7) в промежутке $[0, t_1]$ достаточно вычислить его значения в интервале $[t_{i-1}, t_i]$ и полученное прибавить к сумме

$$\sum_{i=2}^{j-1} \int_{t_{i-2}}^{t_{i-1}} f_i(T_r, \tau, \tau) d\tau, \quad (j=1, 2)$$

Вычисление интегралов в интервалах $[t_{i-1}, t_i]$ производим по формуле Симпсона с точностью до 10^{-4} . При этом в не табличных точках значения $y_0(\tau)$ находим методом интерполяции. Максимальные значения выражений (2), (3) и (4) в промежутке $[0, t_1]$ выделяем сравнением результатов, полученных для точки t_1 , со значениями тех же величин, полученных в промежутке $[0, t_{i-1}]$. Блок-схема программы вычислений, составленная для ЭВМ „Раздан-2“, приложена на рис. 1.

Для анализа реакций использованы акселерограммы четырех калифорнийских землетрясений интенсивностью в 7–8 баллов [3], основные характеристики которых приложены в табл. 1.

Таблица 1

Характеристики землетрясений

Номера акселерограмм	Интенсивность	Дата землетрясения	Станция	Расстояние от эпицентра, км	Период, сек	Ускорение, доли g	Составляющая
1	7	3.X.1941	Ferndale	24	0,38	0,078	Г-60
2	8	9.III.1949	Hollister	22	0,32	0,120	Г-21
3	8	21.XII.1956	Eureka	7	0,40	0,225	Г-10
4	7	12.I.1951	Taft	12	0,20	0,097	Г-70

При анализе реакций в качестве исходных данных использованы параметры 10-этажного железобетонного каркасного здания, выстроенного в г. Ереване (жилдом Архипрометростроя), жесткости всех этажей которого равны между собой ($a_1 = a_2 = \dots = a_{10} = a$). В предположении абсолютной жесткости ригелей $a = 1104 T/cm$ в поперечном направлении здания. Массы, сосредоточенные в уровнях перекрытий име-

ют следующие величины: $m_1 = m_2 = \dots = m_n = 0,520 \text{ т} \cdot \text{сек}^2/\text{см}$; $m_{10} = 0,627 \text{ т} \cdot \text{сек}^2/\text{см}$.

2. Сопоставление реакций зданий с „гибким“ („жестким“) первым этажом. В работе [4] нами было показано, что при одной и той же этажности формы колебаний в сильной степени зависят от значения коэффициента жесткости первого этажа отношения жесткостей

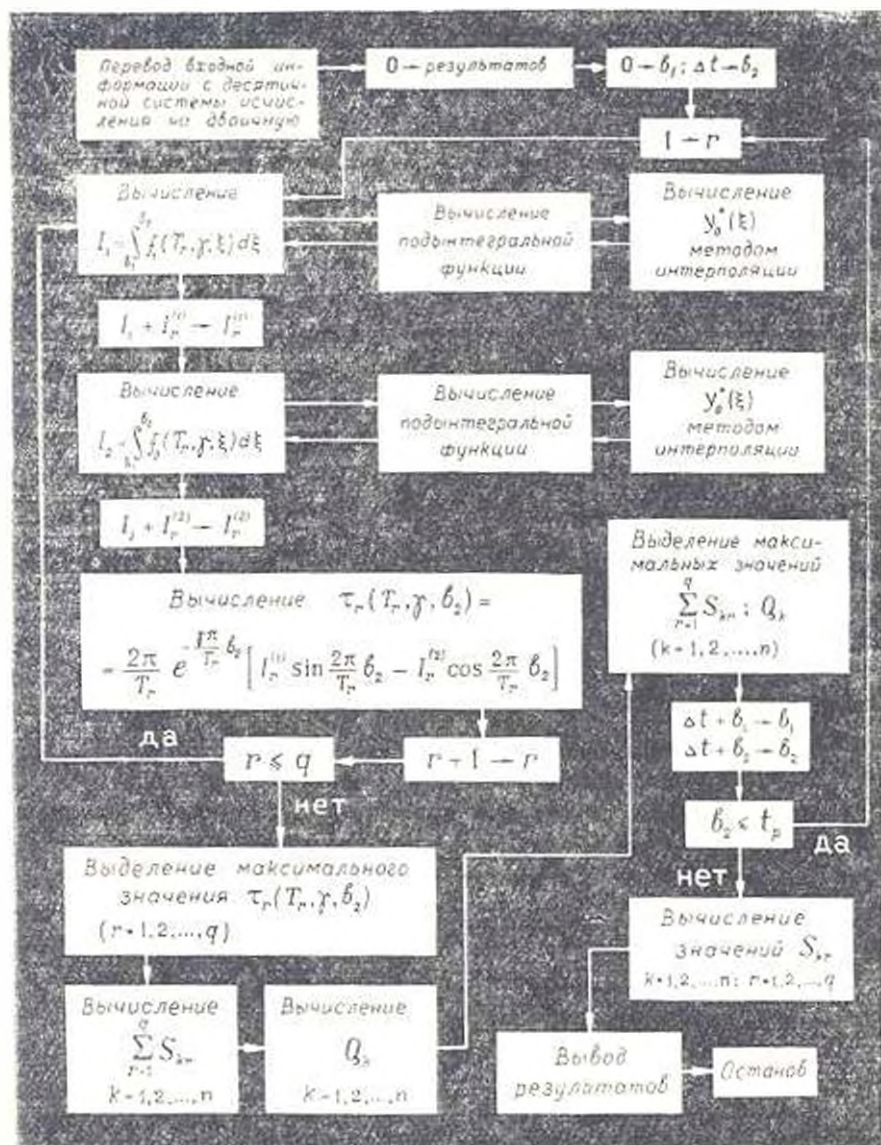


Рис. 1. Блок-схема программы вычислений

первого и типового этажей $\gamma = \alpha_1/\alpha$. Для вычисления степени влияния изменения жесткости первого этажа на формирование сейсмической нагрузки, беря в основу параметры указанного 10-этажного здания и

варьируя значениями α , рассмотрены 7 вариантов, в том числе: 3 варианта с „гибким“ первым этажом ($\alpha < 1$); 3 варианта с „жестким“ первым этажом ($\alpha > 1$). Варианту с $\alpha = 1$ соответствует исходное здание.

Периоды первых трех тонов свободных колебаний рассматриваемых зданий в их поперечном направлении, вычисленные в предположении абсолютной жесткости ригелей рамного каркаса согласно [4], приведены в табл. 2.

Таблица 2

Варианты		Периоды свободных колебаний, сек		
		I тон	II тон	III тон
1	$\alpha = 0,15$	1,347	0,387	0,213
2	$\alpha = 0,3$	1,101	0,356	0,206
3	$\alpha = 0,6$	0,965	0,328	0,196
4	$\alpha = 1,0$	0,910	0,307	0,187
5	$\alpha = 1,5$	0,883	0,298	0,181
6	$\alpha = 2,0$	0,865	0,292	0,179
7	$\alpha = 3,0$	0,855	0,287	0,176

Для всех 7 вариантов по приведенной в п. 1 методике вычислены максимальные значения поэтажных сейсмических нагрузок и перерезывающих сил как по отдельным формам нормальных колебаний, так и с учетом наложения первых трех форм. При этом, учитывая отсутствие реальных данных о затуханиях колебаний многоэтажных зданий, для всех форм величина коэффициента внутреннего трения предположительно принята $\gamma = 0,12$. Поэтажные значения коэффициентов форм колебаний γ_{ik} взяты по [5]. Максимальные значения ускорения $\ddot{u}$ (T , γ , l) по каждой форме колебаний приведены в табл. 3. В табл. 4 приведены максимальные значения перерезывающих сил Q на все здание.

Таблица 3

Варианты	Формы ко- лебаний	max $ \ddot{u}_r $ в см сек ⁻² при акселерограммах				Варианты	Формы ко- лебаний	max $ \ddot{u}_r $ в см сек ⁻² при акселерограммах			
		№ 1	№ 2	№ 3	№ 4			№ 1	№ 2	№ 3	№ 4
1	I	18	44	104	32	5	I	36	129	182	50
	II	173	289	729	96		II	205	366	708	143
	III	203	239	601	259		III	282	249	474	159
2	I	22	75	97	36	6	I	39	129	186	53
	II	212	400	743	138		II	213	320	707	154
	III	249	241	579	239		III	283	248	466	154
3	I	28	113	148	41	7	I	40	129	190	54
	II	168	476	730	156		II	215	306	704	166
	III	244	253	562	213		III	270	247	456	146
4	I	32	126	174	45						
	II	203	428	710	138						
	III	258	254	521	177						

Таблица 4

Максимальные значения перерезывающих сил Q_k (в тоннах)
по трем формам колебаний

k	Q в пределах k -го этажа при значениях τ						
	0,15	0,30	0,60	1,00	1,50	2,00	3,00
по акселерограмме № 1							
10	33	56	64	75	81	83	76
9	57	93	104	120	134	132	123
8	75	116	123	143	153	150	140
7	87	122	129	146	145	139	141
6	92	115	129	146	146	146	141
5	93	108	131	145	150	153	161
4	91	106	134	139	151	166	170
3	87	107	135	149	157	162	168
2	87	115	117	165	168	175	186
1	90	131	158	185	181	184	188
по акселерограмме № 2							
10	47	85	136	155	155	152	145
9	84	151	236	274	273	267	256
8	116	208	327	375	371	363	348
7	112	251	399	450	444	433	417
6	158	273	446	495	488	477	462
5	170	287	465	510	505	498	484
4	179	309	473	511	507	501	493
3	198	336	491	509	506	504	501
2	215	369	526	528	522	524	516
1	228	395	558	547	533	531	520
по акселерограмме № 3							
10	132	208	257	262	252	276	291
9	232	355	431	437	485	445	511
8	316	458	538	542	604	656	688
7	331	506	568	639	711	768	808
6	427	504	552	678	751	811	851
5	457	484	581	632	724	788	814
4	478	467	640	726	739	749	752
3	492	513	668	762	774	794	810
2	506	525	799	789	806	832	853
1	535	630	893	838	845	865	878
по акселерограмме № 4							
10	37	45	74	74	74	76	76
9	63	74	121	122	122	124	127
8	83	92	150	149	151	155	157
7	99	114	160	163	165	169	172
6	115	132	161	178	181	185	188
5	129	146	167	196	204	209	210
4	141	156	182	205	215	223	224
3	150	164	187	198	215	227	232
2	158	177	184	225	242	244	239
1	168	195	198	244	256	255	245

По результатам вычислений построены эпюры перерезывающих сил по трем и отдельным формам колебаний. На рис. 2 приведены эти эпюры при акселерограмме № 4.

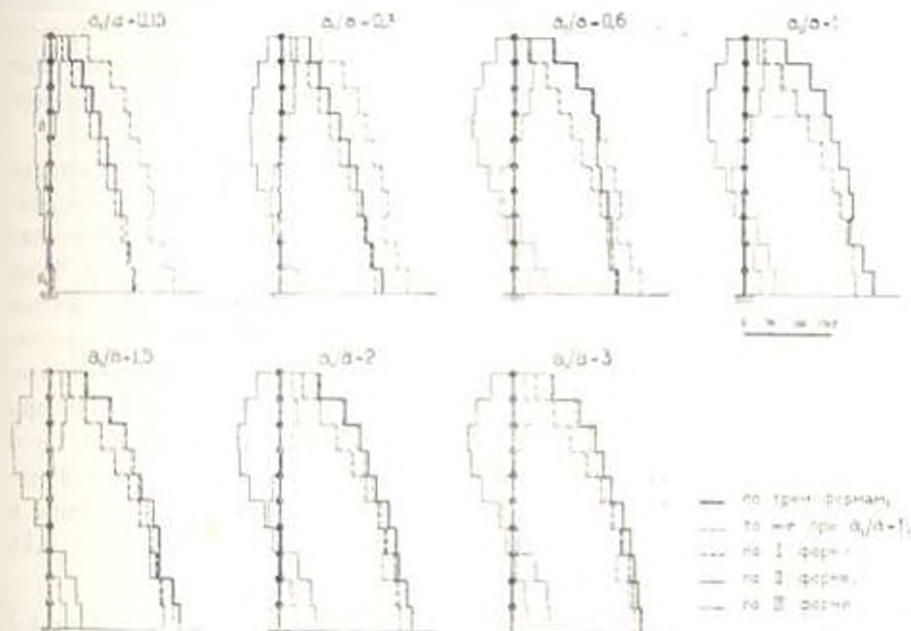


Рис. 2. Эпюры максимальных значений перерезывающих сил при акселерограмме № 4 ($\alpha = 0.12$)

Сопоставление реакций показало, что при „гибком“ первом этаже ($\alpha < 1$) величины сейсмических нагрузок и перерезывающих сил получаются значительно меньше, чем в случае раненства жесткостей всех этажей ($\alpha = 1$); это имеет место как по отдельным формам колебаний, так и с учетом наложения трех форм. При этом, чем меньше α , тем больше это уменьшение, которое, в свою очередь, зависит от спектрального состава акселерограммы. Так, при $\alpha = 0.30$ уменьшение перерезывающей силы по трем формам в пределах первого этажа для акселерограммы № 1—4 соответственно составляет: 28, 28, 25 и 20%, а при $\alpha = 0.15$ — 51, 58, 36 и 31%. Аналогичная картина имеет место и в пределах остальных этажей. Такое же уменьшение имеет место и для максимумов изгибающих моментов в стойках каркаса, поскольку при абсолютно жестких ригелях их значения отличаются от перерезывающих сил постоянным множителем. Это указывает на то, что при рассмотренных землетрясениях „гибкий“ первый этаж при этажности $n = 10$ может уменьшить эффект сейсмического воздействия в среднем на полбалла. С увеличением этажности уменьшится влияние „гибкого“ первого этажа и, по-видимому, целесообразно строить здания с „гибким“ первым этажом высотой более 10—12 этажей. Для уменьшения эффекта сейсмического воздействия на здания высотой более 10—12 этажей, видимо, целесообразнее будет придать гибкости

не только первому этажу, но и второму. Что касается зданий с „жестким“ первым этажом ($\lambda > 1$), то, как показало сопоставление реакций, „ожесточение“ первого этажа оказало столь незначительное влияние на величины перерезывающих сил, что им можно пренебречь. Следует отметить, что эти результаты получены для рассмотренных, в основном короткопериодных, землетрясений. Однако при спектральных составах землетрясений, отличных от рассмотренных, возможно, что картина будет иная.

3. Сопоставление реакций при различных затуханиях. В предыдущем параграфе величина коэффициента внутреннего трения предположительно была принята равной $\gamma = 0,12$. Возможно, что затухание колебаний каркасных зданий может протекать интенсивнее, чем было предположено. Поэтому, для выявления степени влияния различных затуханий на величины сейсмических нагрузок и перерезывающих сил, проведено сопоставление реакций рассмотренного в п. 2 здания с равными между собой жесткостями всех этажей (вариант 4, $\lambda = 1$) при различных значениях γ . С этой целью по акселерограммам № 1—4 вычислены реакции этого здания с учетом наложения трех форм колебаний при $\gamma = 0,16$ и $\gamma = 0,20$. Результаты вычислений сведены в табл. 5. На рис. 3 приведены эпюры перерезывающих сил при $\gamma = 0,16$ и $\gamma = 0,20$ и долях перерезывающих сил при $\gamma = 0,12$.

Таблица 5

Этаж	Максимальные значения перерезывающих сил Q (в тоннах) по трем формам колебаний							
	по акселерограмме № 1 при значении		по акселерограмме № 2 при значении		по акселерограмме № 3 при значении		по акселерограмме № 4 при значении	
	γ		γ		γ		γ	
	0,16	0,20	0,16	0,20	0,16	0,20	0,16	0,20
X	66	60	129	111	231	205	68	61
IX	166	95	230	198	388	346	112	101
VIII	125	114	318	277	500	466	136	124
VII	130	120	387	311	593	553	150	136
VI	130	126	433	387	630	589	163	150
V	138	132	458	417	605	572	180	165
IV	133	128	468	433	666	614	187	171
III	142	135	476	445	697	645	182	168
II	155	148	491	459	764	735	197	173
I	173	165	504	469	815	785	214	190

Как видно из рис. 3, влияние различных значений γ на величины перерезывающих сил не очень заметно. Несмотря на различные законы колебаний почвы, полученные по четырем акселерограммам результаты мало отличаются один от другого. Почти двукратное увеличение затухания ($\gamma = 0,12 \rightarrow 0,20$) приводит к снижению величин перерезывающих сил всего на 10—15%; только в верхней трети здания это снижение составляет 20—25%. Последнее объясняется тем, что на верхних этажах зданий сейсмические нагрузки формируются, в основном,

за счет высших форм колебаний, влияние которых с увеличением затухания убывает.

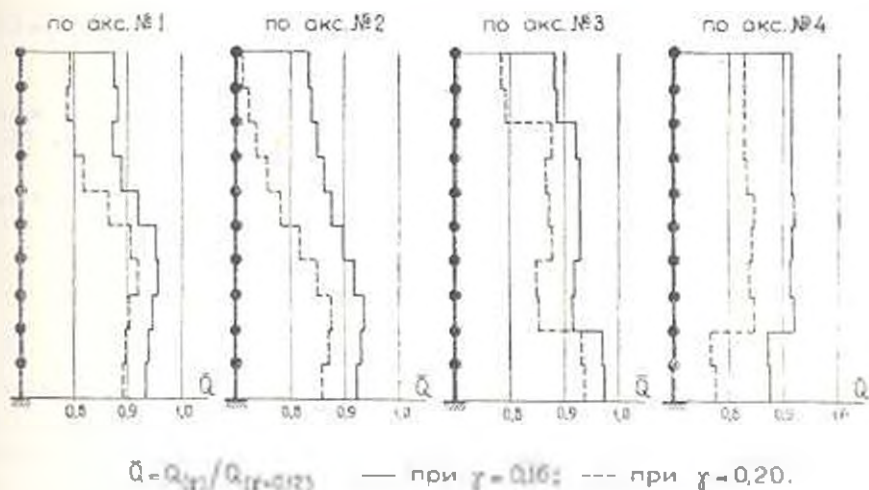


Рис. 3. Эпюры максимальных значений перерезывающих сил при $\gamma = 0.16$ и $\gamma = 0.20$ в долях перерезывающих сил при $\gamma = 0.12$

Таким образом, проведенное сопоставление реакций показывает, что в каркасных зданиях сейсмические нагрузки не существенно зависят от величины коэффициента затухания. Следовательно, не целесообразно конструктивными приемами добиваться большого затухания в каркасных зданиях.

Армянский НИИ
стройматериалов и сооружений

Поступило 25.1.1971.

С. И. КИРКОСЯН, Е. Б. КИРКОСЯН

ԱՅՅՈՒՄԻ ԱԶԳԵՑՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՔԱՂԱՍՏԱՐԻ ԿԱՐԿԱՍԿԱՆ ՇՆՆՔԵՐԻ
ՀԱՆՐԱՊԵՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՎԵՐԱՊԻՐՈՒԹՅՈՒՆ ԸՍՏ ՈՒԺԵՆԻ ՆՐԿԱՇԱՐՀՆԵՐԻ
ԱԿՏԻՎԵՐՈՒՄՆԵՐԻ

Ա. Վ. Փ. Ո. Փ. Ո. Փ. Ո.

Տրված է յոթ երկրաշարժների ակտիվությունների բաղաձայնի շենքերի հակազդեցությունների հաշվարկման եղանակ՝ էլեկտրոնային հաշվիչ մեթոդային օգտագործմամբ: 7—8 բալլ ուժգնության կալիֆորնիական չբո երկրաշարժների ակտիվությունների օգտագործմամբ հաշվարկվել են երկաթբետոնե 10-հարկանի կարկասային 7 շենքերի հակազդեցությունները և փրկումության է ենթարկված էներգիայի դրման ու տատանումների բարձր ձևերի հաղաթերական ազդեցությունը սեյսմիկ բեռնվածքի ձևափոխման վրա:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Хачиян Э. Е. Некоторые прикладные задачи теории сейсмостойкости сооружений. Научные сообщения АИСМ, вып. 3, Ереван, 1963.
2. Назаров А. Г. Метод инженерного анализа сейсмических сил. Изд. АН Арм. ССР, Ереван, 1959.
3. Медведев С. В. Инженерная сейсмология, Госстройиздат, 1962.
4. Горюхи Т. А., Хачиян Э. Е. К определению периодов и форм свободных колебаний многоэтажных каркасных зданий. „Известия АН Арм. ССР (серия Т.Н.)“, т. XXIII, № 5, 1970.
5. Рекомендации по определению периодов и форм колебаний каркасных зданий. Изд. АИСМ, Ереван, 1970.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

М. А. ЗАДОЯН, А. М. МУРАДЯН

О НЕЛИНЕЙНОЙ ПОЛЗУЧЕСТИ БЕТОНА ПРИ ВЫСОКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ

Экспериментальному исследованию жароупорного бетона при высоких температурах $100 < T < 1000$ посвящена работа В. А. Харламова [1]. В работе экспериментальным путем определены и построены графики изменения во времени деформации ползучести в зависимости от продолжительности действия нагрузки, от относительных напряжений $\frac{\sigma}{R}$ и от температуры. С начала и до конца опытов напряжения и температура испытуемых образцов оставались постоянными. Как показывают результаты опытов [1], весь диапазон изменения температуры можно разделить на два качественно отличающихся интервала $100^\circ < T_1 < 500$ и $500 < T_2 < 1000$.

Первый интервал характерен тем, что скорость деформации ползучести в течение времени затухает и с некоторого момента $\frac{d\varepsilon^p}{dt} = 0$.

Второй интервал характерен беспредельным нарастанием во времени деформации ползучести (в зависимости $\frac{\sigma}{R}$) $\lim_{t \rightarrow \infty} \varepsilon^p(t) = \infty$, то есть по характеру протекания деформации ползучести, бетон становится весьма близким к металлам. К рассмотрению стационарных задач термоползучести при высоких температурах посвящены работы [2], [3]. В настоящей работе сделана попытка распространить теорию упругоползучего тела Маслона-Арутюняна [4] для высоких температур, когда мера ползучести и модуль упругости существенно зависят от температуры.

Ядро ползучести. Аппроксимировать полученные экспериментальные зависимости единым аналитическим выражением для ядра ползучести, охватывающего весь интервал изменения температуры $100 < T < 1000$, затруднительно. Поэтому аппроксимирующие выражения ядра ползучести и модуля упругости выбираем для указанных выше качественно отличающихся интервалов разными. Учитывая существенно нелинейную зависимость деформации ползучести в зависимости от температуры, а также нелинейную зависимость между деформациями

ползучести и напряжениями, аппроксимирующие функции выбираем следующего вида:

$$\varepsilon_j(T, t, z) = \frac{\gamma}{E_j(t)} + f(z) C_j(t, T), \quad (1)$$

где при $j = 1100 \leq T \leq 500^\circ$; $i = 2500 \leq T \leq 1000$

$$C_1(t, T) = \frac{1 - e^{-t/P_1}}{(z_1 - \beta_1 T)(p_1 - q_1 T)}; \quad C_2(t, T) = (z_2 + \beta_2 T) t^{p_2 - p_2 T} q_2 T^{q_2}; \quad (2)$$

$$E_1(T) = E_0(z_1 - \beta_1 T); \quad E_2(T) = E_0(z_2 - \beta_2 T);$$

$$f(z) = z(z + \beta|z| - \gamma z^2) = z \left[z + \beta \left| \frac{z}{R} \right| - \gamma \left(\frac{z}{R} \right)^2 \right].$$

Параметры, входящие в эти выражения, имеют следующие значения:

$$E_0 = 2 \cdot 10^5 \text{ кг/см}^2; \quad R = 267 \text{ кг/см}^2; \quad z = 1,22; \quad \beta = -1,105 \cdot 10^{-2} \text{ см}^2/\text{кг};$$

$$\gamma = 0,408 \cdot 10^{-11} \text{ см}^4/\text{кг}^2; \quad z_1 = 1,13; \quad \beta_1 = 0,001131 \text{ п}; \quad q_1 = 0,067;$$

$$P_1 = 1,834; \quad q_1 = 0,00183; \quad z_2 = 12,48; \quad \beta_2 = -11,85 \cdot 10^{-4};$$

$$\gamma_2 = 3,53; \quad P_2 = -8,67 \cdot 10^{-1}; \quad q_2 = 5,98 \cdot 10^{-4}; \quad z_3 = 0,694;$$

$$\beta_3 = 0,0004; \quad \beta_0 = -2,95; \quad \gamma_3 = 2,91.$$

При определении параметров принято, что кривые ползучести (рис. 1—2) подобны.

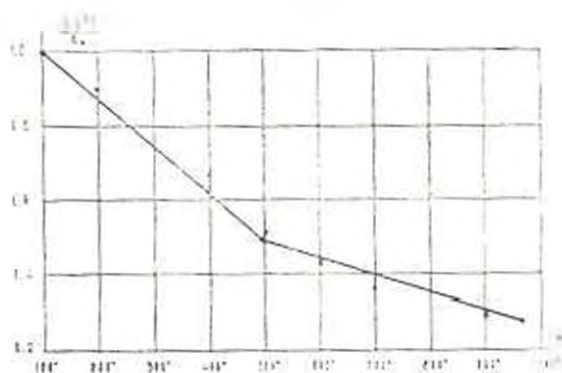


Рис. 1.

В экспериментальных данных [1] влияние возраста бетона на модуль упругости и деформации ползучести не учитывается, так как играет второстепенную роль.

Сопоставления между деформациями и напряжениями. Предположим, что имеем семейство кривых ползучести (более общего вида, чем представленные на рис. 1—3), определяющих полную деформацию

$\varepsilon^*(t, z, T, z)$ в момент t для различных постоянных значений T и $\frac{z}{R}$.

Коэффициент температурного расширения заменяем его усредненным значением, так как при высоких температурах меняется незначитель-

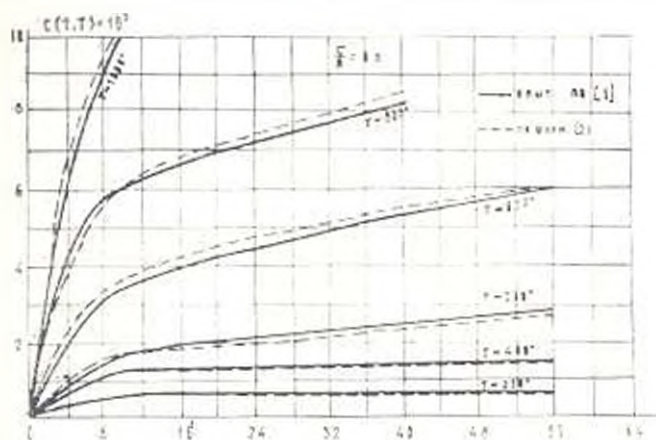


Рис. 2.

но. Пусть стержень с момента $t = 0$ находится под совместным воздействием переменных во времени напряжений $\sigma(t)$ и температуры $T(t)$. Принимая принцип суперпозиции по времени [8] для полной деформации в момент t будем иметь выражение

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 + \varepsilon^*(t) = \varepsilon^*[t, z, T(z), \sigma(z)] - \int_0^t \left[\frac{\partial \varepsilon^*(t, z, T, \sigma)}{\partial \sigma} \sigma \right. \\ \left. + \frac{\partial \varepsilon^*(t, z, T, \sigma)}{\partial T} dT \right] dt, \quad (3)$$

учитывая, что $d\varepsilon^* = d\varepsilon^*_{\sigma} + d\varepsilon^*_{T}$ получаем

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 + T(t) \varepsilon^*[t, t, T(t), \sigma(t)] - \int_0^t \frac{\partial \varepsilon^*[t, z, T, \sigma]}{\partial \sigma} d\sigma, \quad (4)$$

В этих выражениях и в дальнейшем подынтегральные выражения σ и T зависят от z . Подставляя значение ε^* из выражения (1), окончательно получаем следующее соотношение для линейного напряженного состояния:

$$\varepsilon^*(t) = \varepsilon_0 + T(t) \frac{\varepsilon(t)}{E(t, T)} - \int_0^t \frac{\partial}{\partial \sigma} \frac{1}{E(z, T)} d\sigma \\ - \int_0^t f(z) \frac{\partial C(z, z, T)}{\partial z} dz, \quad (5)$$

Здесь $E_f(\tau, T)$ — модуль мгновенной деформации в возрасте τ при температуре $T(\tau)$, а $C_f[t, \tau, T]$ — деформация ползучести, отсчитанная от момента времени τ до момента t в условиях температуры $T(\tau)$ и единичного напряжения. В связи с этим для учета влияния высоких температур при нелинейной ползучести, когда кривые ползучести подобны, достаточно в соответствующих соотношениях [4] заменить $E_i(t, T)$ и $C_i(t, \tau, T)$ соответственно на $E_f(t, T)$ и $C_f(t, \tau, T)$. Следует отметить, что идея Дорна [5] о сведении влияния высоких температур к изменению масштабного фактора времени здесь не приемлема из-за большой сложности структуры полученных соотношений. Для объемного напряженного состояния соотношения между деформациями и напряжениями будут иметь вид:

$$\begin{aligned} \varepsilon_x(t) &= \varepsilon_0 T(t) + \frac{(1-\nu)\varepsilon_x(t) - \nu S(t)}{E_f(t, T)} - \int_0^t [(1-\nu)\varepsilon_x - \nu S] \frac{\partial}{\partial \tau} \\ &\quad \frac{1}{E_i(\tau, T)} d\tau - \int_0^t [(1-\nu)\varepsilon_x - \nu S] f(\tau) \frac{\partial C_f(t, \tau, T)}{\partial \tau} d\tau \quad (6) \\ \gamma_{xy}(t) &= 2(1-\nu) \frac{\gamma_{xy}(t)}{E_f(t, T)} - \int_0^t \gamma_{xy} \frac{\partial}{\partial \tau} \frac{2(1-\nu)}{E_i(\tau, T)} d\tau \\ &\quad - \int_0^t \gamma_{xy} f(\tau) 2(1-\nu) \frac{\partial C_f(t, \tau, T)}{\partial \tau} d\tau, \end{aligned}$$

где

 x, y, z

$$\sigma = \frac{\sqrt{2}}{2} \{ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 - \sigma(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \}^{1/2}$$

Для линейной ползучести соотношения (6) принимают следующий вид

$$\begin{aligned} \varepsilon_x(t) &= \varepsilon_0 T(t) + \frac{(1-\nu)\varepsilon_x(t) - \nu S(t)}{E_i(t, T)} - \\ &\quad - \frac{1}{E_i(t, T)} \int_0^t [(1-\nu)\varepsilon_x - \nu S] K[t, \tau, T(\tau)] d\tau; \\ \gamma_{xy}(t) &= 2(1-\nu) \frac{\gamma_{xy}(t)}{E_i(t, T)} - \frac{2(1-\nu)}{E_i(t, T)} \int_0^t \gamma_{xy} K[t, \tau, T(\tau)] d\tau; \\ S &= \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z \quad (7) \end{aligned}$$

$$K_i(t, \tau, T(\tau)) = E_i(t, T(\tau)) \left| \frac{\partial}{\partial \tau} \right| \frac{1}{E_i(\tau, T(\tau))} C_i(t, \tau, T(\tau)).$$

Поскольку экспериментальные данные об учете влияния возраста материала при высоких температурах отсутствуют, приближенно можно принять

$$E_i(t, T) = (1 - e^{-\alpha_i t}) (z_i - \beta_i T) E_0;$$

$$C_i(t, \tau, T) = \left(\frac{A_i}{\tau} - C_0 \right) C_0(t, \tau, T),$$

где β_i и A_i имеют те же значения, что и при нормальных температурах.

Балка, защемленная в обоих концах. Рассмотрим напряженное состояние балки, концы которой в условиях температуры T_1 жестко защемлены. В дальнейшем балка подвергается охлаждению через торцевые сечения (температура среды T_0), и температурную функцию можно представить согласно [7] в таком виде

$$T(x, y) = T_1 + (T_0 - T_1) \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} \frac{2B_n (B_n^2 - \frac{1}{4})}{B_n^2 (B_n^2 + \frac{1}{4})} e^{-\frac{1}{4} B_n^2 \frac{x}{l}} \cos 2B_n \frac{x}{l},$$

где B_n — корни уравнения

$$\operatorname{ctg} \gamma = \frac{1}{B_n} \gamma; \quad B_n = \frac{\pi}{l} R;$$

α — температуропроводность;

β — коэффициент теплоотдачи; λ — коэффициент теплопроводности.

Так как при охлаждении бетон деформируется с разными мерами ползучести и модулем упругости для разных интервалов температуры ($100 \leq T \leq 500$; $500 \leq T \leq 1000$), то необходимо рассматривать следующее

$$1. T(x, T) > 500; \quad 0 \leq t \leq t_1; \quad 0 \leq x \leq l$$

Уравнение деформации

$$z_x = \frac{d\sigma}{dx} = z_0 T(x, t) - \frac{z(t)}{E(t, T)} = \frac{1}{E(t, T)} \int_0^t f(\tau) K(t, \tau, T) d\tau$$

после интегрирования и удовлетворения граничных условий

$x=0 \quad u=0; \quad x=l \quad u=0$ примет вид:

$$z(t) = \int_0^t f(\tau) K^0(t, \tau, T) d\tau + z_0 T^0(t) E(t, T)$$

получаем следующее интегральное уравнение

$$z(t) = \int_0^t f(z) K(t, z, T) dz - z_0 \frac{E_1(t, T) \cdot E_2(t, T)}{E_1(t, T) - E_2(t, T)} T^*(t),$$

где введены следующие обозначения

$$\bar{K}(t, z, T) = \frac{E_1(t, T) \cdot E_2(t, T)}{E_1(t, T) - E_2(t, T)} [K_1(t, z, T) - K_2(t, z, T)];$$

$$K_j(t, z, T) = \int_0^{(j)m} \frac{K_j(t, z, T)}{E_j(t, T)} dx; \quad E_j(t, T) = \int_0^{(j)m} \frac{dx}{E_j(t, T)}.$$

Применяя метод последовательных приближений, получаем

$$z_n(t) = -z_0 \frac{E_1(t, T) \cdot E_2(t, T)}{E_1(t, T) - E_2(t, T)} T^*(t) + \int_0^t f(z_{n-1}) K(t, z, T) dz. \quad (12)$$

3. Аналогично предыдущим случаям получаем решение при $100 < T < 500$

$$z_n(t) = -z_0 T^*(t) - \int_0^t f(z_{n-1}) K_1(t, z, T) dz. \quad (13)$$

Когда температура меняется по линейному закону

$$T(t) = T_1 + (T_2 - T_1) \frac{t}{t_k}. \quad (14)$$

На вычислительной машине «Раздан-3» произведено вычисление $z(t)$ для двух вариантов изменения температуры:

$$1. T_1 = 100; \quad T_2 = 300; \quad t_k = 100.$$

$$2. T_1 = 300; \quad T_2 = 100; \quad t_k = 100.$$

Согласно (11)

$$z_n(t) = z_n(t) + \int_0^t f(z_{n-1}) K_1(t, z, T) dz;$$

$$z_n(t) = -E_1(t, T) z_0 T(t).$$

На рис. 4 показан характер изменения напряжения в стержне во времени. В первом случае за счет интенсификации деформации ползучести при высоких температурах эффект возрастания напряжений почти компенсируется влиянием ползучести.

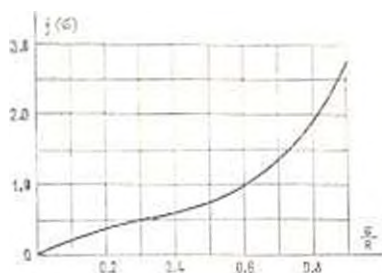


Рис. 3.

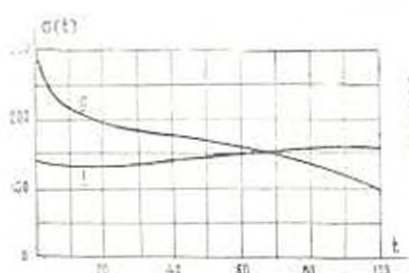


Рис. 4.

Рассмотрим приведенную задачу, принимая, что материал стержня подвергается линейной ползучести $f(z) = z$. Тогда

1. при $T(t) > 500$

(10) уравнение превращается в линейное интегральное уравнение типа Вольтерра второго рода, решение которого можно написать

$$z(t) = -z_0 T(t) E_2(t, T) + z_0 \int_0^t T(\tau) E_2[\tau, T(\tau)] R_2(t, \tau, T) d\tau,$$

где

$$K_2(t, \tau, T) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^n P_n T(t)}{(t-\tau)^n \Gamma(n|x_1| \frac{P_n}{P_1} T(t)-1)} \frac{q_n T(\tau) \Gamma(x_2 - \frac{1}{2} x_1 T(\tau) - 1) \tau^{x_2 - \frac{1}{2} x_1 T(\tau) - 1}}{P_1 T(\tau) - 1} \quad (14)$$

— резольвента ядра $K_2(t, \tau, T)$.

2. при $T(t) < 500$.

Решение (12) уравнения при линейной ползучести будет иметь следующий вид

$$z(t) = -z_0 E_1(t, T) T(t) + z_0 \int_0^t E_1[\tau, T(\tau)] T(\tau) R_1(t, \tau, T) d\tau,$$

где

$$K_1(t, \tau, T) = \frac{E_2(t, T)}{E_1[\tau, T(\tau)]} \frac{1}{a_1 - b_1 T(\tau)} e^{-\frac{a_1 - b_1 T(\tau)}{a_1 - b_1 T(\tau)} \tau}$$

— резольвента ядра $K_1(t, \tau, T)$.

Для вышеприведенной линейной температурной функции решение можно представить в следующем виде (при $T < 500$)

$$z(t) = -E_2 z_0 T_1 \gamma(t).$$

где

$$\chi(t) = (a_0 - b_0 t) \left[1 - \psi(t) - \int_0^t \frac{(m - n\tau)^{1-\frac{1}{n}} (1 - n\tau) e^{-\gamma_2(t-\tau)}}{(m - n\tau)^{1-\frac{1}{n}}} d\tau \right]$$

$$a_1 = \gamma_2 E_0 C_0 \gamma_0; \quad b_1 = \gamma_2 E_0 C_0 \gamma_0$$

$$a_0 = a_1 - \beta_1 T_1; \quad b_0 = \beta_2 (T_2 - T_1) \frac{1}{t_0}$$

$$m = a_1 - b_1 T_1; \quad n = b_1 (T_2 - T_1) \frac{1}{t_0}; \quad \psi = \left(\frac{T_2}{T_1} - 1 \right) \frac{1}{t_0}$$

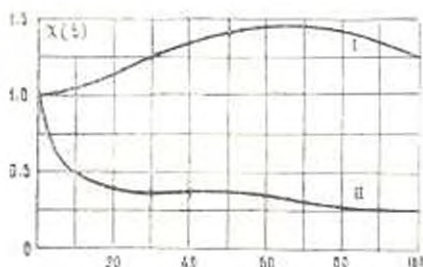


Рис. 5.

Для тех же двух вариантов изменения $T(t)$ приведены вычисления и построен график изменения $\chi(t)$ (рис. 5).

Ирэнский политехнический институт
им. К. Маркса

Поступила 30.X.1976

И. П. ЗИЛАНОВ, Л. П. ПИРОВАЯ

ԲԵՏՈՆԻ ՈՉ-ԳՈՒՅՈՒՄԱԿԱՆ ՍՈՎԵՐՔ ԲԱՐՁՐ ԶԵՐՈՒՄԵՏՈՒՆԵՐՈՒՄ

Ա Վ Ք Ո Վ Ո Ւ Մ

Հոգնվածի սկզբում նամատու սկարայրվում է Վ. Ա. Խաղամովի բարձր ջերմաստիճանի բետոնի սոգորի փորձնական արդյունքները և կատարվում է սոգորի կորիզը Արևմտյան, քաղաղնելով սոգորի նախնի կորիզը՝ կախված բետոնի տարրից, ջերմաստիճանից և լարումներից, դորս և բերվում ղեխարմաղիաների և լարումների կապակցությունները՝ նախի տեսնելով ջերմաստիճանից և կապակցված ծաղրերով սոգորի լարվածային գրանկի խնդիրը մամանակի բնթազրում փոփոխական բարձր ջերմաստիճանի դաշտում:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Хираниан В. А. Исследование ползучести жароупорного бетона при высоких температурах. Труды НИИЖБ, 1959, вып. 6.
2. Задоян М. А. О ползучести бетонной плиты при высоких температурах. Изв. АН СССР, ОН, механика и машиностроение, 1961, № 4.
3. Задоян М. А. О ползучести цилиндрической трубы при высоких температурах. ДАН Арм. ССР, т. 31, № 1, 1960.
4. Арутюнян Н. Х. Некоторые вопросы теории ползучести. М.—Л. Гостехиздат, 1952.
5. Dorn J. E. Some fundamental experiments on high-temperature creep, Journ. Mech. Phys. Solids, № 2, 1955.
6. Розенблит В. И. Приближенные уравнения ползучести тонкостенных оболочек. ПММ, № 1, 1963.
7. Александровский С. В. Расчет железобетонных конструкций на температурные воздействия (с учетом ползучести). Стройиздат, 1966.
8. Findley W. N., Lai J. S. Y. A modified superposition principle applied to creep of nonlinear viscoelastic material under abrupt changes in state of combined stress. Trans. Soc. Rheol., 1967, vol. 11, № 3.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

В. В. ПИНАДЖЯН, В. А. КАРАПЕТЯН

О ВЕЛИЧИНЕ НАЧАЛЬНОГО МОДУЛЯ УПРУГОСТИ
 ЛЕГКИХ БЕТОНОВ

В действующих нормативных положениях основной характеристикой упругости бетона является начальный модуль упругости E при $\sigma \leq 0.2 R_{pr}$, где σ — нормальные напряжения, ϵ — относительные деформации, R_{pr} — нормативная призматическая прочность. Для определения начального модуля упругости легкого бетона предложены многочисленные эмпирические формулы, которые можно отнести к двум основным группам. К первой группе относятся формулы, где начальный модуль упругости находится в зависимости только от кубиковой или призматической прочности бетона. Ко второй группе относятся формулы, где начальный модуль упругости находится в зависимости не только от кубиковой или призматической прочности, но и от объемного веса бетона. В частности в действующих СНиП II—В. 1—62 [1] и в проекте СНиП II—В. 1—72 [2] табулированные значения модуля упругости тяжелого бетона определены по формуле

$$E = \frac{A}{1 - \frac{B}{R}}, \quad (1)$$

где R — кубиковая прочность бетона;

A и B — эмпирические коэффициенты.

В проекте норм [2] коэффициенты приняты равными $A = 550000$, $B = 270$.

Величину начального модуля упругости легкого бетона на пористых заполнителях в проекте главы СНиП II—В. 1—72 предлагается определить в зависимости от марки бетона и его объемного веса γ . При $\gamma = 1000 \text{ кг/м}^3$ табличные значения E_0 определены по формуле

$$E = (\gamma / \gamma_0)^{1.5} \cdot E_0$$

где E и E_0 соответственно начальные модули упругости легкого и тяжелого (обычного) бетона;

γ и γ_0 — соответственно объемные веса легкого и тяжелого бетона.

Опытные и расчетные величины начального модуля упругости бетона

Вид бетона	Опытные данные			Источник	Расхождение в процентах между экспериментальными величинами и расчетными вычислениями по формуле			
	R кгс/см ²	γ кг/м ³	$E_{0\text{оп}}$ кгс/см ²		(2)	(5)	$E = 5100 \sqrt[3]{R}$	$E = 6 \sqrt[3]{R}$
Бетон на литой бетонной смеси	550—470	1750—1720	200000	АНСМ [3], [4]	-2	1	-13	-9
	413—380	1740	198000—190000		+1	+2	-10	-2
	344—350	1580—1600	194000		-41	+1	+27	-8
	278	1550	190000		+56	-1	-40	18
	219—223	1520	184000		+62	+2	54	26
	200	1600—1650	122000—140000		+6	+12	10	-6
	250	1900	133000		-42	+12	-14	-35
	150	1600	101000		-10	-7	-1	-17
	100	1600	99000		+10	0	+18	+3
Бетон на актаиакском туфе	200	1900	153000	[4]	-11	-25	10	-5
Керамзитобетон	200	1700	150000	Смоленский МАДИ [5]	+3	0	18	+4
	300	1700	193000		+8	-2	+22	+8
	400	1750	220000		+5	-2	19	+4
	500	1800	225000		-	+11	+8	-7
Бетон на карбонатных заполнителях	250 Пгр.	2100	200000	[6]	-12	27	+16	-5
	300	2300	250000		-11	10	18	-4
	150 Пгр.	1700	140000		-12	-6	+24	-11
	250	2200	200000		-18	-6	-11	-4
Перлитобетон	545—582	1830—1870	232000	[3], [7]	-	0	-5	-14
	285—289	1770—1820	215000		-13	0	-39	-15
	215	1690	205000		+39	0	+63	-27
	200	1750	155000		+3	+35	-28	+5
	300	1800	195000		+2	-14	-18	+5
	400	1900	225000		-4	0	-14	-1
Аглопоритобетон на кварцевом песке	100	1400	50000	Минский НИИСМ [5]	-40	+1	-42	-68
	150	1500	67000		-50	1	-41	-65
	200	1600	80000		-65	+2	-43	-69
Аглопоритобетон на пористом песке	100	1400	77000	Минский НИИСМ [5]	0	0	-2	-20
	200	1600	125000		-6	+1	+8	-8

При объемном весе бетона более 1000 кг/м^3 начальные модули упругости легкого бетона на пористых заполнителях предлагается определять по формуле

$$E = E_0 \gamma^2 \quad (2)$$

где γ — объемный вес бетона на пористых заполнителях в т/м^3 .

E_0 — табличные значения начального модуля упругости легкого бетона на пористых заполнителях при $\gamma = 1000 \text{ кг/м}^3$.

При удачном подборе коэффициентов A и B (см. табл. 1) формула (1) для легких бетонов дает такие же результаты, как двухпараметровая формула (2). Однако формула (1) является более обоснованной, чем формула (2). Анализ результатов испытания бетонных призм на сжатие показывает, что при уровне напряжений

$$\sigma = KR \quad (3)$$

для любых видов и марок бетона наблюдается линейная связь

$$\epsilon = A + C \quad (4)$$

при изменении ϵ в пределах $0.1 - 0.2$. В формулах (3) и (4), R — призмевая или кубиковая прочность, ϵ — относительная деформация бетона, A и C — постоянные.

Таблица 2

Расчетные величины коэффициентов K_1 и K_2 для формулы (5)

Нормативные коэффициенты	Тяжелый бетон	Легкий бетон на								
		антацидной пемзе при марке бетона		перlite	вермикулит	карбонатных заполнителях		вулканическом туфе	агдопорите	
		150	200 и более			II группа	III группа		на кварцевом песке	на пористом песке
K_1	1	0.40	0.25	0.45	0.80	0.65	1.00	0.35	3.50	1.00
K_2	1	0.25	0.15	0.25	1.50	0.70	1.00	0.15	1.00	2.7

Обозначая через $B = \frac{C}{q}$ и имея ввиду, что начальный модуль упругости $E = \frac{\sigma}{\epsilon}$, и силу (3) и (4) получим представленную выше зависимость (1). Таким образом, формула (1), по которой вычислены нормативные величины E для тяжелого бетона, получена на основе определенных физических представлений. Поэтому ее следует распространить и на легкие бетоны. Здесь надо отметить, что учет нормируемого объемного веса по формуле (2) приведет к завышению величины начального модуля упругости, так как фактические объемные веса зачастую могут оказаться меньше нормативных.

В свете изложенного рекомендуется как для тяжелых, так и для легких бетонов пользоваться обобщенной формулой (5) Графа Роша

$$E = \frac{550000 K_1}{1 + \frac{270 K_1}{R}} \quad (5)$$

ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

С. Г. АКОНЯН, И. А. МАТЕВОСЯН

ОБ ОДНОМ МЕТОДЕ АНАЛОГОВОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ
ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ
МНОГОМАШИННОЙ ЭНЕРГОСИСТЕМЫ

Для исследования электромеханических переходных процессов в многомашиной энергосистеме широко применяются цифровые и аналоговые универсальные вычислительные машины [1, 2, 4]. Однако, учитывая целый ряд недостатков универсальных машин, за последние годы в практику проектирования и эксплуатации энергосистем внедряются специализированные аналоговые вычислительные машины (АВМ), которые основаны как на параллельном, так и последовательно-параллельном принципах действия [1 - 4].

При решении задач, связанных с проектированием и эксплуатацией противоаварийной автоматики, возникает потребность в большом числе повторных решений одних и тех же уравнений при различных подбираемых параметрах. Решение подобных задач с помощью цифровых машин (ЦМ) или специализированных АВМ с последовательным принципом действия требует затрат значительного машинного времени [3]. В связи с этим представляется целесообразным применение известного в аналоговой технике принципа параллельного расчета для построения специализированной АВМ. Такого типа специализированные АВМ, созданные в ряде организаций СССР [1 - 4], основываются на сопряжении модели сети переменного тока (МСПТ) с элементами АВМ.

Наряду с целым рядом удобства применения МСПТ, позволяющих моделировать электрическую сеть с большим числом узловых точек, сопряжение МСПТ с решающими блоками АВМ постоянного тока требует использования дополнительных преобразователей напряжения постоянного тока в переменный и переменного в постоянный. Кроме того, такое сопряжение требует двух различных типов источников питания, различной измерительной аппаратуры и др. В работе [4] описан метод моделирования электрической сети трансцендентными уравнениями, выраженными через активные и реактивные мощности. Модель сети при этом строится на решающих блоках постоянного тока. Кроме того, не требуется применение преобразователей координатных осей. Однако, построение модели электрической сети по этому ме-

тоду требует исполнения значительного числа решающих блоков, тем более, когда моделируется электрическая сеть, имеющая число ветвей больше, чем число узлов. Описанный в [4] метод моделирования электрической сети на основе уравнений, составленных по закону Ома для участка линии и по первому закону Кирхгофа, также требует значительного количества аппаратуры и, кроме того, в некоторой степени затрудняет обеспечение устойчивости решения уравнений на АВМ.

В связи с изложенным представляется целесообразным создание специализированной АВМ, основанной на параллельном принципе действия, работающей на одном напряжении, электрическая сеть которой моделируется на основе уравнений узловых напряжений.

Создание подобной специализированной АВМ требует решения целого ряда вопросов, связанных с разработкой наиболее рациональной математической модели, выбором средств аналоговой техники, а также с решением вопросов, связанных с обеспечением структурной устойчивости схемы моделирования и точности решения.

Следует отметить, что наряду с обеспечением высокого быстродействия, рассматриваемый принцип моделирования имеет и свой недостаток, который обусловлен тем, что количество требуемых решающих элементов АВМ возрастает с увеличением числа синхронных машин и нагрузок в моделируемой энергосистеме. С помощью разработанной специализированной АВМ предполагается моделировать энергосистему, содержащую до 10—12 электрических машин и нагрузок.

Одним из основных вопросов при создании специализированной АВМ для исследования электромеханических переходных процессов многомашинной энергосистемы является моделирование уравнений электрической сети.

В предлагаемом методе моделирования уравнения сети записываются в комплексной форме, где действительная (A) и мнимая (R) оси совмещаются с синхронно-вращающимися осями q и d .

При моделировании система n комплексных уравнений узловых напряжений представляется в виде системы $2n$ уравнений с вещественными коэффициентами вида:

$$\begin{bmatrix} B & G \\ G & B \end{bmatrix} \begin{bmatrix} e_q \\ e_d \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix}, \quad (1)$$

где B и G — соответственно матрицы реактивных и активных проводимостей n -го порядка;

e_q, e_d, i_d, i_q — многомерные векторы проекций напряжений (относительно базисного узла) и токов на синхронные оси.

Основным преимуществом моделирования электрической сети уравнениями (1) при построении специализированной АВМ, предназначенной для исследования электромеханических переходных процессов в многомашинной энергосистеме, является использование решающих

блоков АВМ, работающих на постоянном токе. Наряду с этим основной трудностью при моделировании уравнений (1) на АВМ является обеспечение „структурной устойчивости“ решения.

Как показывают исследования [5, 6], на устойчивость решения уравнений существенное влияние оказывают паразитные параметры решающих блоков. При этом решение на АВМ может быть не устойчивым, несмотря на то, что физический процесс, описываемый моделируемыми уравнениями, устойчив.

Моделирование уравнений (1) на устройстве электрической сети осуществляется по непосредственному методу. Для обеспечения устойчивого решения предлагается ряд методов [5, 7, 8].

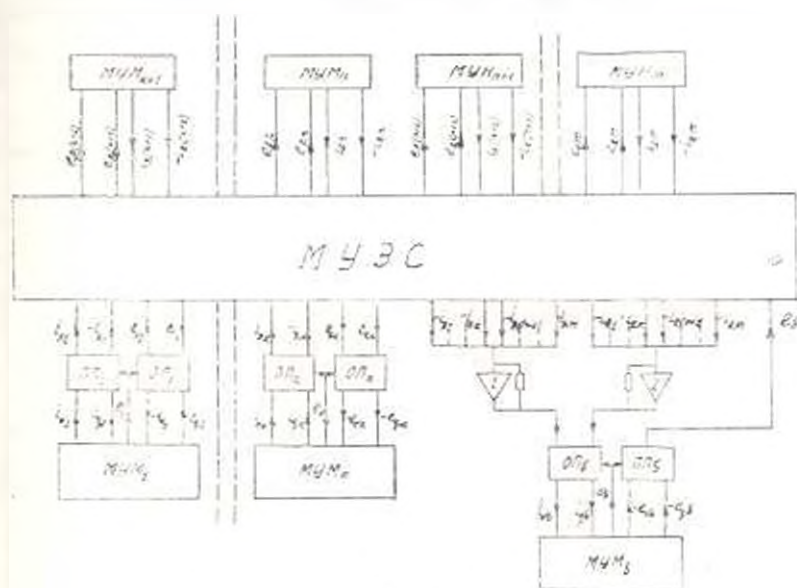


Рис. 1.

Блок-схема моделирования многомашинной энергосистемы представлена на рис. 1. Схема включает в себя моделирующие устройства электрической сети (МУЭС), моделирующие устройства синхронных и асинхронных машин (МУМ), моделирующее устройство нагрузочных узлов (МУН), блоки прямых (ПП) и обратных (ОП) преобразователей системы координатных осей. Блок-схема построена для общего случая, когда в модели сети отсутствуют поперечные элементы. В этом случае при составлении уравнений сети в качестве базисного узла принимается тот, к которому подключена наиболее мощная станция. Так как для решения уравнений электрической сети напряжение базисного узла должно быть заданным, то в схеме моделирования базисной станции входными величинами (МУМ_б) должны быть проекции тока, а выходными — напряжения.

Здесь с помощью двух сумматоров (1 и 2) осуществляется алгебраическое суммирование напряжений, пропорциональных проекциям всех

токов, входящих в узлы энергосистемы, а на выходе этих сумматоров получаются напряжения, пропорциональные проекциям токов i_{d0} и i_{q0} базисного узла на ортогональные синхронно-вращающиеся оси A и R . Напряжения, пропорциональные i_{d0} и i_{q0} , подаются на входы обратного преобразователя ОП, на выходе которого получаются напряжения, пропорциональные проекциям токов i_{d1} и i_{q1} на оси d и q синхронной машины базисного узла.

Вектор напряжения базисного узла обычно совмещают с действительной осью комплексной плоскости, тогда $e_{d0} = 0$. Поэтому для обратного преобразования остается только одно уравнение. С выходов модели МУМ, величины e_{d1} , e_{q1} и ψ_1 подаются на входы ПП, а на выходе его получается напряжение e_1 , которое используется для образования фазных напряжений в моделях генераторных и нагрузочных узлов.

Для остальных МУМ входными переменными являются e_1 , e_2 , а выходными i_{d1} , i_{q1} . При этом уравнения каждой синхронной машины написаны относительно осей d и q , жестко связанных с ее ротором. В связи с этим для совместного решения уравнений электрической сети и синхронных генераторов, требуется использовать в схеме моделирования преобразователи координатных осей, с помощью которых моделируются известные уравнения [4] преобразования систем координатных осей.

Если в электрической сети имеется хотя бы один поперечный элемент, то в качестве базисного узла удобно принимать нулевую точку (землю), этому соответствует $e_0 = 0$, а в схеме (рис. 1) будет отсутствовать блок МУМ₀.

При моделировании асинхронного двигателя уравнения [4] удобно записывать в синхронных осях A и R , что позволяет сократить использование преобразователей систем координатных осей. Входными величинами асинхронных машин (МУМ₁) принимаются проекции напряжения e_1 и e_{R1} , а выходными i_{d1} и i_{q1} .

При моделировании нагрузок энергосистемы шунтом постоянной проводимости или статическими характеристиками по напряжению и по постоянству активной и реактивной мощности не требуются преобразователи ПП и ОП. Для этих МУМ входными величинами являются e_1 и e_2 , а выходными i_{d1} и i_{q1} . При моделировании уравнений сложной многомашинной энергосистемы в зависимости от схемы исследуемой системы, от места возмущения, от характера и длительности переходного процесса возникает потребность в моделировании как полных уравнений синхронных генераторов и нагрузок, так и уравнений с рядом допущений, не оказывающих существенного влияния на переходный процесс, но в значительной степени упрощающих блок-схему моделирования. В связи с этим схема специализированной АВМ (рис. 1) позволяет моделировать уравнение синхронных и асинхронных машин, а также их регуляторов как упрощенными, так и подробными уравне-

ниями [4]. Рассматриваемая схема позволяет осуществлять отладку каждого отдельного моделирующего устройства узла энергосистемы независимо друг от друга, обеспечивать структурную устойчивость.

Схема управления разработанной специализированной АВМ предусматривает автоматическое изменение коэффициентов уравнений электрической сети в процессе решения при изменении режимов работы энергосистемы. Например, позволяет моделировать аварийные и послеаварийные режимы. Так, при рассмотрении режима короткого замыкания, как известно, к соответствующему узлу подключается шунт к. з. на время протекания короткого замыкания; на АВМ последнее может быть осуществлено либо путем подключения к нагрузке с постоянным сопротивлением, либо путем суммирования проводимости шатунa с соответственной проводимостью узла. Подключение шунта осуществляется автоматически на время протекания к. з. с последующим отключением.

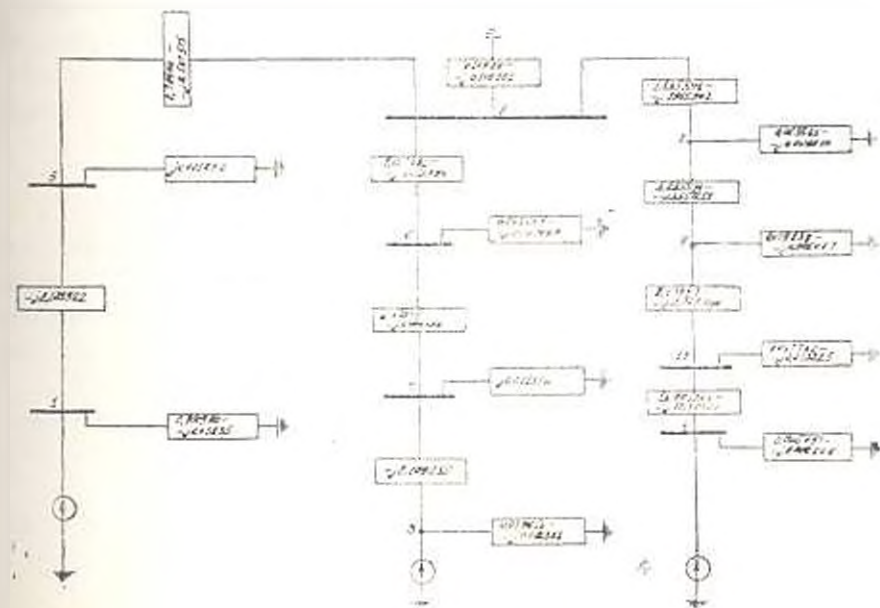


Рис. 2.

На рассматриваемой специализированной АВМ можно проводить исследование как кратковременных, так и длительных электромеханических переходных процессов. Исследуемый процесс на АВМ рассматривается с замедлением в 10 и более раз, что удобно для наблюдения за ходом решения.

Установление начального режима непосредственно на АВМ можно осуществить несколькими способами. В частности, представляется удобным по заданным значениям активной и реактивной мощностей всех генераторов и заданным значениям полных сопротивлений нагрузочных узлов, рассчитанным по потребляемым активным и реактивным

мощностям, на АВМ установить значения моментов турбин M_i . После чего осуществляется пуск решения и так как на выходах интеграторов имеет место небаланс токов, связанный с несоответствием заданных и получаемых переменных, начинается переходный процесс. По окончании этого процесса устанавливается определенный режим, несколько отличающийся от заданного нормального. Непосредственно в режиме „интегрирования“ подбираются значения e_i всех генераторов до тех пор, пока не будут получены заданные значения реактивных мощностей Q всех генераторов.

Ниже приводится пример и осциллограмма решенной задачи, иллюстрирующие практическое применение предлагаемого метода моделирования. Расчетная схема замещения рассматриваемой энергосисте-

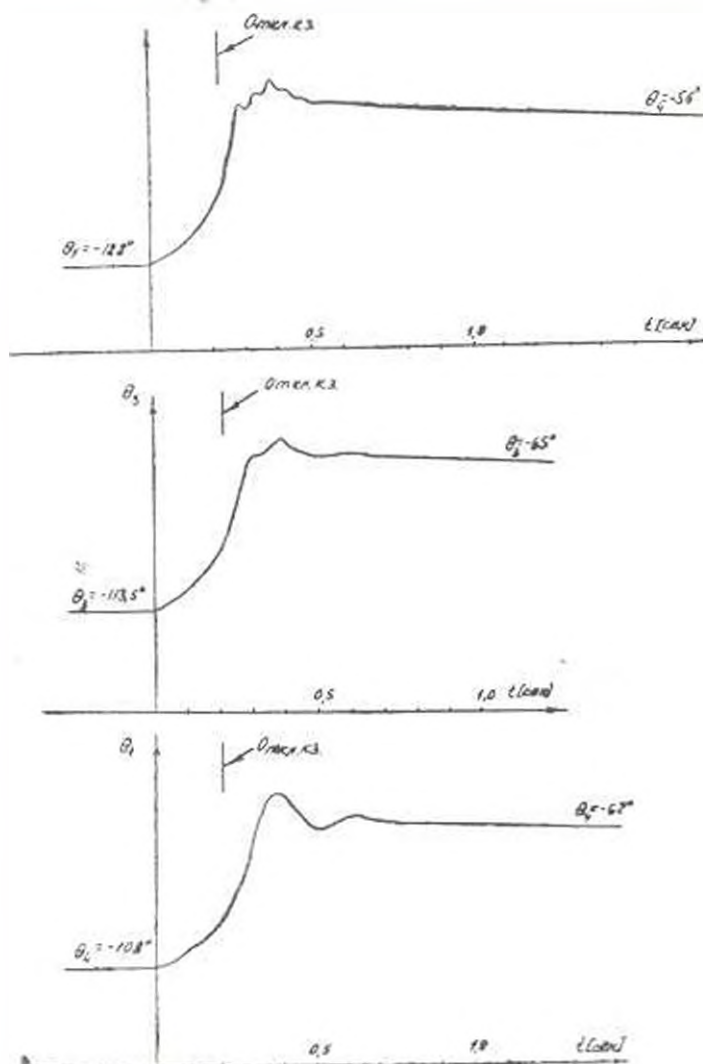


Рис. 3.

мы, представленная на рис. 2, включает три эквивалентных генераторных станций. Нагрузки рассматриваемой энергосистемы учтены как постоянная проводимость и включены в параметры уравнений сети энергосистемы, а проводимость нагрузки узла 2 не включалась в сеть и моделировалась с помощью двух сумматоров.

Турбогенераторы исследуемой энергосистемы моделировались уравнениями с учетом уравнений регуляторов скорости и напряжения при условии равенства параметров по продольной и поперечной осям. Решение рассматриваемой задачи выполнялось на машине МН-14. Был исследован режим несимметричного двухфазного к. з. на подстанции 2 на землю с различной длительностью отключения к. з. На рис. 3 приведена осциллограмма изменения роторных абсолютных углов синхронных машин для случая отключения к. з. через 0,22 сек и частичного сброса нагрузки узла 2.

Лабораторный макет аналогового моделирующего устройства электрической сети, предназначенный для сопряжения с машиной МН-14 для моделирования многомашиной энергосистемы, содержащей до 12 узлов, разработан и изготавливается в лаборатории аналогового моделирования энергосистем Ары НИИЭ.

В ы в о д ы

1. Разработанный принцип моделирования электрической сети энергосистемы позволяет создание специализированной АВМ на базе использования только решающих блоков аналоговой техники, предназначенной для исследования электромеханических переходных процессов в многомашиной энергосистеме.

2. Предложенный метод позволяет на специализированной АВМ исследовать как кратковременные, так и длительные электромеханические переходные процессы.

Ары НИИЭ

Поступило 9.VI.1970.

Ս Շ. ՇԱԿՐԱՆԻ, Պ Ա ՄԱՔԵԳՈՐԱՅԱՆ

ՌԱԶՐԱԿԱՆԱԳԵՐՆԱԼ ԷԼԵԿՏՐԱԿՐԱՆԱԿԱՆՈՒԹՅՈՒՆԻ ԷԼԵԿՏՐԱԿՐԱՆԱԿԱՆՈՒԹՅԱՆ, ԱԼԵՑՈՂՈՒ
ՊՐԱԿՏԱԿԱՆ ԵՎ ԹԵՐԵՎԱԿԱՆ ԴՐՈՒՄՆԵՐԻ ԳԵՐԱԴՐՈՒՄԻ ԳԵՐԱԿԵՐՅԱԼ

Ա ճ փ ր օ փ ր ւ ւ ճ

Ի տարրերում թյուն բաղմամբ են ա էներգետիկայի մոդելավումը հայտնի մեթոդներով, հոգաժամ տալով կոմպյուտերի էլեկտրական ցանցի մոդելավումը հանդույժային լարումների հաճախարումներով: Բերված է մասնագիտացված անալոգային հաշվիչ մեքենայի բովանդակում, որը նախատեսված է ուսումնասիրելու էլեկտրամեխանիկական անցողիկ պրոցեսները բաղմամբ են ա էներգետիկայում:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Горбунков А. М., Лузинский Я. П., Новаковский А. И. и др. Специализированная вычислительная машина для исследования переходных электрических процессов в энергосистемах. Доклад 4-ой межвузовской конференции. МЭИ, Сб. № 2, 1962.
2. Давидович В. В., Саянгов В. К., Соколов Н. И. Комбинированная модель для расчета сложных энергосистем. Доклад 5-ой межвузовской конференции. Изд-во "Энергия", Москва, 1968.
3. Аюбян С. Г., Абрамян Г. А., Аюбян С. Г., Гамбурия К. А., Ешиларян А. Н., Матевосян П. А., Мусасян А. Н., Мурадян С. Г. Автоматизированная модель энергосистемы. Авторское свидетельство № В-2288 по заявке № 1042308/26-24 от 13 декабря 1965.
4. Груздев И. А., Кадомская К. И., Кучумов А. А., Лузинский Я. П., Партийной М. Г., Соколов Н. И. Применение аналоговых вычислительных машин в энергетических системах. Изд-во "Энергия", 1964.
5. Матевосян П. А. Некоторые вопросы построения электронных устройств для решения алгебраических уравнений. Труды Института машиноведения. Изд. АН СССР, № 15, 1961.
6. Тарисон В. С. Анализ влияния малых параметров операционных усилителей на точность решения задач устойчивости. Доклад 4-й межвузовской конференции. МЭИ, Сб. № 3, 1962.
7. Пухов Г. Е. Избранные вопросы теории математических машин. Изд. АН УССР, Киев, 1964.
8. Аюбян С. Г. Аналоговое моделирование электрической сети. "Известия АН СССР. Энергетика и транспорт", № 1, 1970.

ГИДРАВЛИКА

Р. Г. АСАТРИАН

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРЕДЕЛЬНОЙ
ТРАНСПОРТИРУЮЩЕЙ СПОСОБНОСТИ ДВУХФАЗНОГО
ПОТОКА В ЖЕСТКОМ РУСЛЕ

Одной из основных характеристик селепропускного сооружения является его транспортирующая способность при заданных расходах, уклонах и фракционном составе транспортируемых потоком наносов.

Все существующие методы расчета расхода наносов относятся к случаю движения наносов по наносам, поэтому эти методы расчета нельзя применять при определении расхода наносов при движении потока по жесткому руслу, т. е. при расчете транспортирующей способности потока селепропускных сооружений. Решить поставленную задачу, т. е. определить предельную транспортирующую способность потока при неоднородных по крупности наносах, теоретическим путем в настоящее время невозможно, так как совместное решение дифференциальных уравнений турбулентного водного и дискретного потока не представляется возможным.

Вопросы движения наносов по наносам, т. е. в руслах рек и в заиленных каналах достаточно изучены для неоднородных наносов, благодаря исследованиям Х. А. Эйштейна, И. В. Егиазарова, В. Н. Гончарова и др., которые, исходя из теории вероятностей (Эйштейн), размерности (Егиазаров) и турбулентности (Гончаров), получили расчетные зависимости для определения предельной транспортирующей способности потока. Лабораторные исследования движения однородных наносов по жесткому руслу проводились в Швейцарии Р. Педроли [1]. В лаборатории Армянского научно-исследовательского института водных проблем и гидротехники в 1968—70 г. г. были проведены экспериментальные исследования по определению предельной (критической) транспортирующей способности селепропускных сооружений с жестким дном при двух неоднородных по крупности смесях несвязных наносов, характерных для гранулометрического состава наносов селеносных рек Армянской ССР (рис. 1).

Лабораторные исследования проводились на специально сконструированном для этой цели селевом лотке, длиной 20 метров и шири-

ной 0,37 м, состоящего из четырех секций, соединенных между собой шарнирами. Лотку в целом и его отдельным секциям можно придавать различные уклоны: от нулевого до уклона 0,10 для лотка в целом и до 0,45 для отдельных секций. Подача чистой воды производилась из питающего бака, снабженного треугольным водосливом для определения расхода воды. Подача наносов в лоток осуществлялась из бункера с механическим вращающимся дозатором, который установлен над лотком.

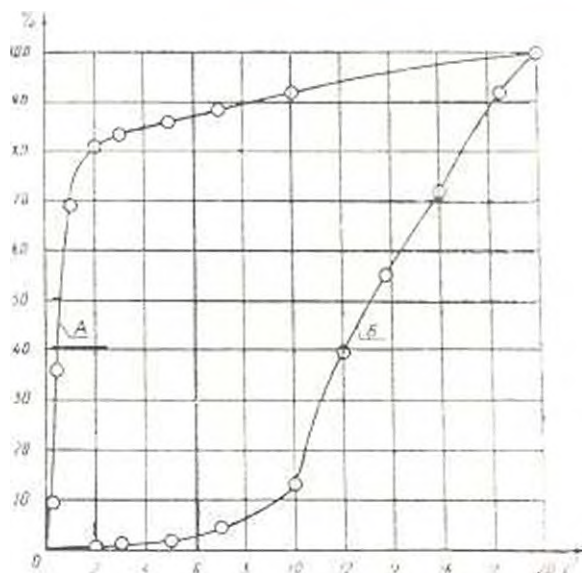


Рис. 1. Гранулометрические кривые исследуемых смесей: А — мелкозернистый состав; Б — крупнозернистый состав

Опыты проводились при уклонах $j = 0,01; 0,03; 0,05$ и $0,10$ и при семи разных расходах воды в интервале $q_0 = 27 - 324$ л/сек·м и расходах наносов в пределах от $0,3$ до 17 кг/сек·м.

Неоднородность материала, транспортируемого селевыми потоками, играет большую роль в формировании двухфазного потока, в изменении его кинематических и динамических характеристик. Для оценки неоднородности составов наносов важной характерной величиной является средневзвешенный диаметр гранулометрической кривой $d_{ср}$. Характерными отношениями, определяющими неоднородность, являются d_{10} и $d_{ср}$ и $d_{max}/d_{ср}$ [2].

Учитывая, что коэффициенты неоднородности наносов селевых отложений $d_{10}/d_{ср}$ и $d_{max}/d_{ср}$ [2, 3] соответственно изменяются в пределах $0,25 - 0,50$ и $5 - 10$, для исследования транспортирующей способности селепропускных сооружений в лабораторных условиях гранулометрия твердой фазы была выбрана двух составов: А — мелкозернистый от $d_{10} = 0,1$ мм до $d_{max} = 20$ мм при $d_{ср} = d_{50} = 2,65$ мм и $d_{10} =$

$= 0,7$ мм ($d_{50} d_{cp} = 0,26$ и $d_{max} d_p = 7,5$) и Б — крупнозернистый ($d_{50} d_{cp} = 1,0$ и $d_{max} d_{cp} = 1,5$) (рис. 1). Так как опыты Педролли [1] охватили нехарактерный для селеных отложений крупнозернистый состав, то для сопоставления нами были проведены опыты с крупнозернистым составом при $d_{cp} = d_{50} = 13,2$ мм при тех же уклонах и при трех расходах воды (от 54 до 216 л/сек·м).

Для характеристики состояния потока были определены числа Рейнольдса, Фруда и Веберника, которые изменялись для водного потока в диапазоне $Re_R = 20 \cdot 10^3 - 180 \cdot 10^3$; $Fr_R = 3,5 - 36,0$ и $We = 0,65 - 3,5$, а для двухфазного потока при предельной критической насыщенности наносами $Re_R = 20 \cdot 10^3 - 170 \cdot 10^3$; $Fr_R = 2,5 - 32,0$ и $We = 0,55 - 3,0$. Анализ этих чисел показывает, что поток в лотке носил турбулентный бурный и сверхбурный характер.

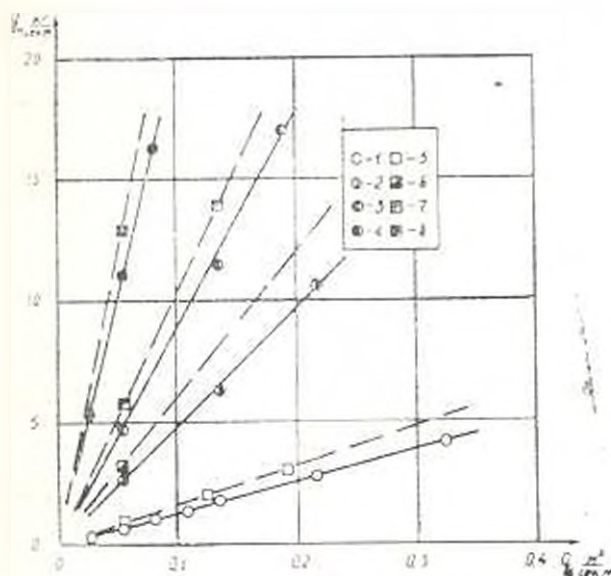


Рис. 2. Зависимость удельного расхода наносов от удельного расхода воды: 1, 2, 3, 4 — при $d_{cp} = 2,65$ мм и $f = 0,01$; 0,03; 0,05 и 0,10; 5, 6, 7, 8 — при $d_{cp} = 13,2$ мм и $f = 0,01$; 0,03; 0,05 и 0,10

По нашим опытным данным на рис. 2 представлена связь между расходом наносов и расходом воды при разных уклонах дна лотка и разных составах. Из рис. 2 видно, что расход наносов связан с расходом воды однозначной прямолинейной зависимостью при данном уклоне и для данной смеси. Следовательно, получается, что при данном уклоне и данной смеси и при различных значениях расхода воды наносоводное отношение (P^2) остается постоянным вплоть до 12-кратного изменения расхода воды (при уклоне $f = 0,01$). Постоянство предельной насыщенности потока наносами в жестком русле (при данном уклоне) получено также в опытах Педролли [1].

На основании наших опытных данных (табл. 1) для двух составов наносов получена зависимость между предельной насыщенностью P (наносоводным отношением g_w/q_w) и уклоном дна лотка J (рис. 3, кривые 1 и 2):

$$P = g_w/q_w = A_1 J^{1.15} \text{ кг/м}^2, \quad (1)$$

где A_1 — коэффициент, характеризующий гидравлические и наносные параметры, который равен $2,7 \cdot 10^3$ для состава А и $3,3 \cdot 10^3$ для состава В;

g_w — удельный расход наносов в кг/сек/м;

q_w — удельный расход воды в м³/сек/м.

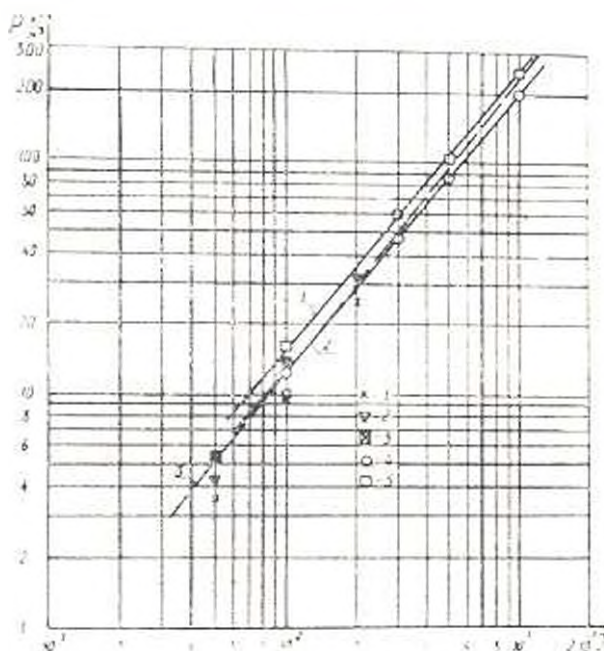


Рис. 3. Зависимость $P = g_w/q_w(J)$: 1, 2, 3 — лабораторные данные Педроли (соответственно при $d_{cp} = 2,6; 5,2; 11,1$ мм); 4 и 5 — опытные данные автора (соответственно при $d_{cp} = 2,65; 13,2$ мм).

Кривые: 1 и 2 — зависимость (1); 3 — зависимость (1а)

Если на график рис. 3 нанести также опытные данные Педроли [1] и кривую связи провести по осредненным точкам, то уравнение (1) принимает следующий вид (рис. 3, кривая 3):

$$P = 4 \cdot 10^3 J^{1.15}. \quad (1a)$$

При крупнозернистом составе (В) (рис. 3, кривая 1) предельная транспортирующая способность P двухфазного потока в жестком рус-

ле получается в 1,3 раза больше транспортирующей способности при мелкозернистом составе A (рис. 3, кривая 2). Таким образом, крупнозернистый состав наносов имеет большую подвижность, чем мелкозернистый. Причиной является затенение мелких фракций крупными; чем больше мелких фракций в смеси, тем затенение больше. Это явление в свое время было установлено экспериментально Дюрандом и Пантелопулосом, а теоретически — И. В. Егизаровым [4, 5, 6].

Таблица 2

№ пп	Уклон днн f	Средневычислен- ный диаметр смеси $d_{\text{ср}}$ (мм)	Предельная насыщенность P (кг/м ³)	По данным
1	0,005	2,60	3,60	Педроли
2		5,20	4,25	"
3		11,10	5,40	"
4	0,01	2,60	9,50	Педроли
5		2,65	12,50	АриНИИВПыГ
6		5,20	10,00	Педроли
7		11,10	14,00	АриНИИВПыГ
8	0,02	13,20	16,30	"
9		2,60	25,10	Педроли
10		5,20	32,00	"
11	0,03	2,65	45,20	АриНИИВПыГ
12		13,20	60,00	"
13	0,05	2,65	57,00	АриНИИВПыГ
14		13,20	105,50	"
15	0,10	2,65	200,00	АриНИИВПыГ
16		13,20	238,00	"

По этим же опытным данным построена связь между расходом наносов и средней скоростью потока (рис. 4), которая выражается уравнением:

$$q_n = B_1 U^{3,3}, \quad (2)$$

где B_1 — коэффициент, учитывающий влияние других параметров.

Из уравнения (2) видно, что расход наносов пропорционален средней скорости потока в степени 3,3, а не в четвертой, как было получено ранее для движения наносов по наносам.

Так как средняя скорость потока равна $\bar{U} = q_n / h$ и $\bar{U} = C \sqrt{h / f}$, то подставляя значения скоростей в формулу (2), получаем:

$$q_n = B_1 C^2 h^{1,65} f^{0,5}, \quad (3)$$

Откуда

$$P = q_n / q_s = B_1 C^2 h^{1,65} f^{0,5}, \quad (4)$$

а при постоянном уклоне дна ($f = \text{const}$):

$$q_n / q_s = B_1 C^2 h^{1,65}. \quad (4a)$$

Согласно опытам, наносоводное отношение является постоянной величиной при $f = \text{const}$, поэтому

$$B_1 C^{1.4} h^{0.4} = \text{const.} \quad (5)$$

Следовательно, чтобы было справедливо (5), коэффициент B_1 , коэффициент Шези C и глубина потока h должны при каждом режиме меняться так, чтобы их произведение осталось постоянным. Таким

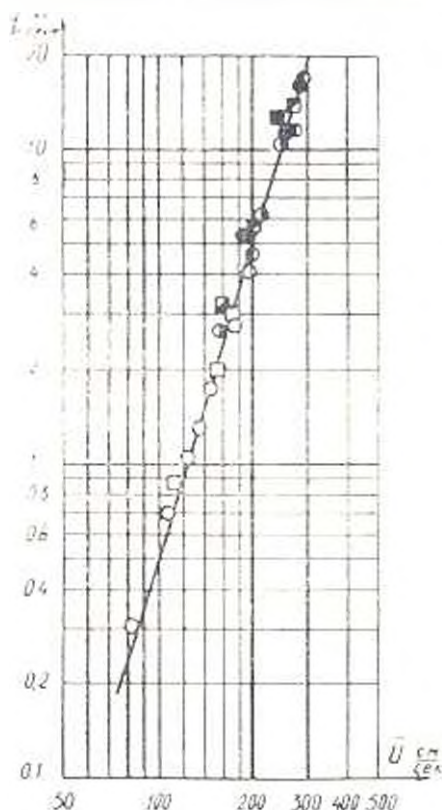


Рис. 4. Зависимость удельного расхода наносов от средней скорости потока $q_n = f(U)$ (условные знаки даны на рис. 2)

образом выходит, что при каждом режиме образуется такая гидравлическая эквивалентная шероховатость (в связи с движением наносов и придонном слое), которая приводит к постоянству наносоводного отношения P при данном уклоне. Образующая гидравлическая шероховатость d_s потока становится больше шероховатости самого жесткого дна ($k = 0,1$ мм), величину которой можно определить по формуле И. В. Егiazарова [7]:

$$d_s = \frac{K_{10}}{\text{ant lg } \frac{C - 20}{17,7}} \quad (6)$$

где K_{10} — доля гидравлического радиуса, идущая на преодоление сопротивления дна и на транспорт наносов [4, 5].

Имея уравнение (1), можно перейти к расчету селепропускного тракта. При заданном расчетном расходе селея Q , уклоне дна русла f и гранулометрическом составе отложившихся в русле наносов (d_{max} , d_{10} и d_{20}) расчет рекоменду-

ется производить в следующей последовательности:

а) По формулам И. В. Егiazарова [4] определяется транспортирующая способность потока $P_{\text{пр}}$ в русле реки до входа в селепропускной тракт при разрушенной отмостке;

б) При данном расчетном расходе методом подбора производится гидравлический расчет селепропускного сооружения для каждого участка с уклоном f ;

в) Определяется транспортирующая способность потока P на каждом участке сооружений по формуле (1);

г) Если расчеты покажут, что на каждом участке $P > P_{\text{нec}}$, то селепропускное сооружение будет работать нормально; если $P < P_{\text{нec}}$, то на данном участке произойдет выпадение и скопление наносов;

д) Если невозможно полностью обеспечить необходимое условие $P > P_{\text{нec}}$ для каждого участка сооружений, то необходимо часть наносов задерживать выше сооружений с помощью постройки наносозадерживающих сооружений.

Таким образом, селепропускные сооружения будут работать удовлетворительно только в том случае, когда насыщенность потока наносами не превышает транспортирующей способности селепропускного тракта.

Анализ результатов исследования позволил сделать следующие выводы:

1. Лабораторные исследования двухфазного потока с неоднородной по крупности смесью наносов при движении по жесткому руслу позволили установить постоянство наносоводного отношения (предельной насыщенности) при данном уклоне и при 12-кратных изменениях расходов воды. Это объясняется тем, что при каждом режиме потока образуется гидравлическая эквивалентная шероховатость, характерная для данного режима.

2. Получена зависимость (1) между предельной транспортирующей способностью потока и уклоном дна. Коэффициент неоднородности смеси играет существенную роль при определении транспортирующей способности потока.

3. Полученная зависимость (2) показывает, что предельный расход наносов прямо пропорционален средней скорости потока в степени 3,3, а не в четвертой, как получено для движения наносов по наносам.

4. Проведенное исследование позволило разработать схему расчета транспортирующей способности селепропускных сооружений.

АрмНИИВПК

Поступило 13.1.1971.

В. З. ОУНЕСЬАН

ԿՈՇԵՑ ՀԱՅԿՈՒԴ ԽՊՇԱՅՁ ՀԱՍԱՆՔԻ ՏԵԼՊՐՈՒՄԱՆ ՍԱՀՄԱՆԱՅԻՆ
ՈՐԵՆԿՈՒԹՅԱՆ ՓԲԲՁԱՐԱՐՈՒՄԻ ՀԵՏՈՋՈՏՈՒԹՅՈՒՆ

Ա Վ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Հորիզոնական և խառն հոսքի սելաքիտի կոորդինատների համար կարևոր բնութագիր հանդիսացող տեղադրման առհասարակ առկայության ֆոնդ, փորձարարական հետազոտությունների արդյունքները՝ հոսքի տարրեր

թերությունները և անհամասեռ ջրաերրությունների շարժման գեպրում: Փորձարկումները կատարվել են ջրաերրությունների երկու անհամասեռ կազմի դեպքում, որոնք բնորոշ են սելավատար գետերին (պժ. 1):

Կարևորագույն հետազոտությունների արդյունքներից պարզվել է, որ կոշտ հունում անհամասեռ ջրաերրությունով երկֆազ հոսանքի տեղափոխման սահմանային ունակությունը (սահմանային հաղեցվածությունը), տեղափոխքի ելքի փոփոխությունից, հունի միևնույն թերություն գեպրում մնում է հաստատուն: Հոսանքի սահմանային հաղեցվածության հաստատուն լինելը կարելի է բաղադրել նրանով, որ հոսանքի յուրաքանչյուր սեփմի գեպրում առաջանում է այսպես կոչված համարժեք հիդրավիկ խորդարարչություն, որը կարելի է որոշել Բ. Վ. Կիտազարովի բանաձևով (6):

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Pedrotti R. Trasporto di materiali solidi in canale a fondo fisso e liscio. Ufficio federale dell'economica delle acque, № 43, Bern, 1963.
2. Ешизаров И. В. Значение гранулометрических кривых для русловых расчетов и их эмпирическое построение. Сб. докладов X селевузской конференции, Ереван, 1968.
3. Тер-Минисян Р. О., Торосян Э. Н. Гранулометрия русловых отложений бассейна р. Веди. Сб. докладов X селевузской конференции, Ереван, 1968.
4. Ешизаров И. В. Влияние широкой смеси наносов и самоотстойки русла на движение и расход наносов. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», т. XVII, № 2 и 3, 1961.
5. Ешизаров И. В. Сопротивление методов расчета расхода наносов с измерениями и натуре. Сб. «Методы изучения и использования водных ресурсов», изд. АН СССР, 1964.
6. Ешизаров И. В. Наука о движении наносов, сопредельные науки и возможности экспериментирования. «Исследования и комплексные использования водных ресурсов», изд. АН СССР, 1960.
7. Ешизаров И. В. Обобщенные критерии подвижности наносов и определение пиковой скорости по следам селевого турбулентного потока. Труды АрмНИИВШГ т. 1 (6), Ереван, 1967.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

С. А. ГАСПАРЯН, М. Г. СТАКЯН, С. А. МАК

К ОЦЕНКЕ ЭФФЕКТА КОНЦЕНТРАЦИИ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ НЕСТАЦИОНАРНЫХ РЕЖИМАХ НАГРУЖЕНИЯ

Условие суммирования повреждений при непрерывном изменении амплитуд напряжений имеет вид [1]:

$$q = \int_0^{x_0} \frac{dn_0}{N_1} \quad (1)$$

Зависимость (1) можно преобразовать при использовании уравнений исходной и вторичной кривых выносливости, удовлетворяющих определенной вероятности неразрушения (1, N). Ранее [2] указывалось на возможность учета этого критерия при определении величины α в связи с рассеянием характеристик выносливости.

Учитывая, что $\varepsilon_{11}^m \cdot N_1 = \varepsilon_1^m \cdot N_0$ и $\varepsilon_{21}^m \cdot N_0 = \varepsilon_2^m \cdot N_1$, при подстановке в зависимость (1) следующего отсюда значения N_1 , а также

$$dn_i = n_i(\Omega) \left(\frac{\gamma_i}{\gamma_{0,1,1}} \right) dz, \quad N_0 = k \cdot n_1, \quad \gamma_i = \frac{\gamma_{0,i,0}}{\gamma_{0,1,0}}, \quad x = \frac{\gamma_i}{\gamma_{0,1,1}},$$

получим [3]:

$$a_1 = \frac{M_m}{N_1} \int_1^1 x^{m_1} \cdot (D'(x)) dx \text{ и } a_2 = \frac{N_m}{N_2} \int_2^2 x^{m_2} \cdot (D'(x)) dx. \quad (2)$$

(Здесь и далее параметры с индексом „г“ относятся к гладким образцам, а с индексом „к“ — к надрезанным).

При известных параметрах кривой выносливости гладких образцов учет нестационарности нагружения для надрезанных можно произвести коэффициентом:

$$\chi = \frac{a_c}{a_k} = \frac{N_{\text{irr}}}{N_1} \cdot \frac{N_{1k}}{N_{\text{th}}} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{\int_{-1}^1 x^{2k} \cdot \Phi^*(x) dx}{\int_{-1}^1 x^{2k} \cdot \Phi(x) dx} \quad (3)$$

$$\Phi(x) = \left(\frac{1-x}{1-\gamma} \right)^z, \quad \text{где } z = 1/3. \quad (6)$$

Всего проведено 12 серий испытаний. В зависимости от конструктивных форм образцов внутри каждой серии испытано по 20–25 образцов. Отношение касательных и нормальных напряжений τ/σ внутри каждой серии, а также отношение $\tau = \sigma_{\text{кас}}/\sigma_{\text{ном}}$ в блоке нагружения, оставались постоянными. База испытаний составляла $5 \cdot 10^8$ циклов; опытные данные обрабатывались согласно [4]. Результаты циклических испытаний приведены в табл. 1.

Таблица 1

№ серии	Конструк- ция образца	n	Режим нагружений	Характеристики выносливости					
				$\lg \bar{\sigma}$	$\lg \bar{N}$	$\bar{m}_{10}$	S_m	S_N	$\frac{\sigma}{\text{кгс/мм}^2}$
1	Рис. 1, б	0	А	1,50741	5,10639	10,44	1,867	0,2461	27,5
2		0,25		1,52303	5,19763	9,66	1,038	0,1978	26,5
3		0	Б	1,55655	5,07275	12,41	1,138	0,2164	31,0
4		0,25		1,55670	5,10361	9,25	0,574	0,1342	29,6
5		0	В	1,52608	5,41365	13,75	1,589	0,1911	30,5
6		0,25		1,52122	5,36936	9,21	0,861	0,1579	29,0
7	Рис. 1, а	0	А	1,37609	4,88697	5,26	0,459	0,1099	16,1
8		0,25		1,37609	5,02656	4,59	0,481	0,1153	15,3
9		0	Б	1,37609	5,13335	5,71	0,455	0,1092	17,8
10		0,25		1,37609	5,11834	5,93	0,398	0,0952	17,3
11		0	В	1,37013	5,06043	5,84	0,443	0,1219	17,2
12		0,25		1,37013	5,02281	5,58	0,473	0,1303	17,0

При заданном законе нагружения (6) можно записать, что

$$\psi = \frac{\int_0^1 x^{m_k} \frac{(1-x)^{z-1}}{(1-\gamma)^z} dx}{\int_0^1 x^{m_k} \frac{(1-x)^{z-1}}{(1-\gamma)^z} dx} \quad (7)$$

Для удобства вычислений ψ , принимая во внимание, что в данном случае подынтегральные выражения являются иррациональными функциями, они несколько преобразованы:

$$\psi = \frac{\int_0^1 x^{m_k} + m_k \int_0^1 x^{m_k-1} \left(\frac{1-x}{1-\gamma} \right)^z dx}{\int_0^1 x^{m_k} + m_k \int_0^1 x^{m_k-1} \left(\frac{1-x}{1-\gamma} \right)^z dx} \quad (8)$$

Числовые значения коэффициента χ получены на ЭВМ „Минск—2“ при программировании на алгоритмическом языке АКИ.

Результаты расчетов для режимов нагружений *Б* и *В* представлены на рис. 2. В связи с особенностями изменения характеристик программной и исходной кривых выносливости, обуславливающих взаимное расположение и размеры областей разброса циклической долговечности N , с увеличением $I(N)$ вероятностные значения величины χ убывают. Диапазоны рассеяния величины χ при испытаниях гладких об-

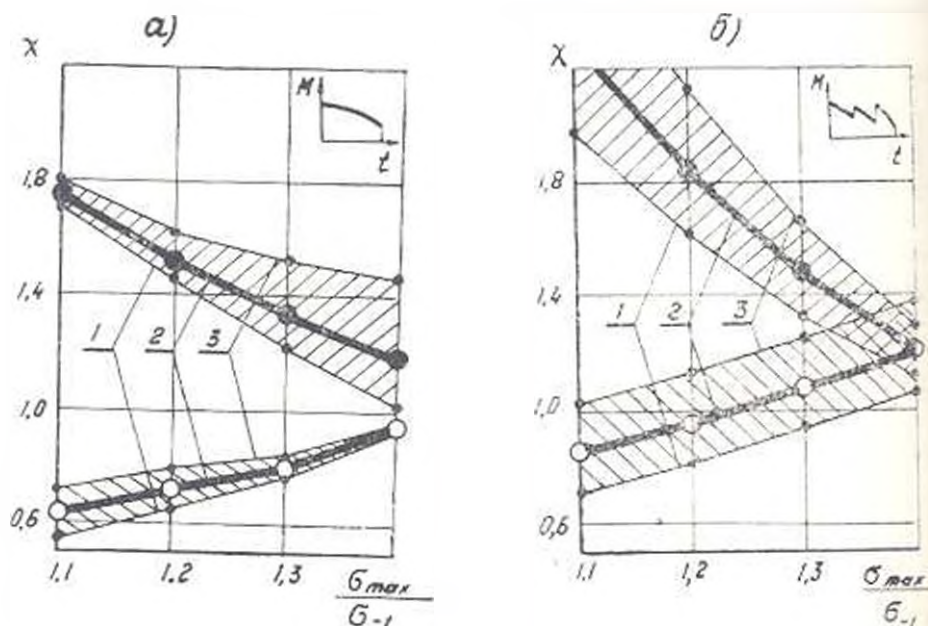


Рис. 2. Изменение коэффициента χ в зависимости от уровня перенапряжения: $\bullet$ —при режиме нагружения *Б*; $\circ$ —при режиме нагружения *В*. Значения χ : $\bullet$ —при циклическом изгибе; $\circ$ —при совместном циклическом изгибе и статическом кручении

разцов, по сравнению с таковыми для надрезанных образцов, значительны [3], поэтому вероятностные значения коэффициента χ с увеличением $I(N)$ также убывают (на рис. 2 кривые 1, 2 и 3 соответствуют $I(N) = 90, 50$ и 10%). Как видно из рис. 2, для режимов нагружений *Б* и *В* наблюдается общая тенденция: во всем интервале перенапряжений для случая циклического изгиба средневариантные значения коэффициента χ больше единицы. Наложение статического кручения приводит к тому, что изменение коэффициента χ происходит в пределах $0.6 \leq \chi \leq 1.2$. С переходом к высоким уровням перенапряжений сопоставляемые области рассеяния коэффициента χ сближаются и при $\frac{\sigma_{max}}{\sigma_0} = 1.4$ $\chi = 0.96 \dots 1.10$ (для $I(N) = 50\%$). Это свидетельствует о снижении эффекта концентрации напряжений в области высоких

перенапряжений и при нестационарных режимах нагружения. При этом интенсивность изменения значений γ от наложения статического кручения значительно падает. Это связано с благоприятным действием статических касательных напряжений, благодаря чему во всем интервале перенапряжений, как для гладких, так и для надрезанных образцов значения сумм относительных долговечностей α сравнительно стабильны и близки к единице (при циклическом изгибе значения α для гладких образцов в большей степени зависят от $\frac{\sigma_{max}}{\sigma_{-1}}$) [3]. Влияние ступенчатости нагружения и regime В проявляется в том, что в этом случае, и особенно при циклическом изгибе, величины и интенсивность коэффициента γ достаточно высоки.

Рассеяние коэффициентов γ , удовлетворяющих $f(N) = 10^{-6}$ и $90 \cdot 10^{-6}$, относительно своих среднелогарифмических значений в интервале

$$\frac{\gamma_{max}}{\gamma_{-1}} = 1,1 \div 1,4 \text{ составляет:}$$

- а) режим нагружения В — изгиб: $\gamma = (3 \div 21) \cdot 10^{-6}$;
 изгиб с кручением: $\gamma = (15 \div 2) \cdot 10^{-6}$;
 б) режим нагружения В — изгиб: $\gamma = (20 \div 81) \cdot 10^{-6}$;
 изгиб с кручением: $\gamma = (20 \div 15) \cdot 10^{-6}$.

Как видно, относительные расхождения вероятностных значений γ для режима В также высоки. За исключением одного случая (режим В, изгиб) высокие значения γ относятся к уровню перенапряжений:

$$\frac{\sigma_{max}}{\sigma_{-1}} = 1,1, \text{ что должно быть учтено в уточненных расчетах деталей машин.}$$

Ереванский политехнический институт
им. К. Маркса

Поступило 30 IX.1970.

ЛИТЕРАТУРА

1. Серенсен С. В., Каллов А. А. К расчету на прочность при нестационарной переменной напряженности. „Вестник машиностроения“, № 1, 1962.
2. Серенсен С. В., Козаев В. П., Шнейдерман Р. М. Несущая способность и расчеты деталей машин на прочность. М., Машгиз, 1963.
3. Мак С. А., Гаспарян С. А., Стигян М. Г. Исследование циклической прочности шпоночных соединений. Сб. „Материалы юбилейной научно-технической конференции, посвященной пятидесятилетию ОПИ“. „Машиностроение и экономика“, Одесса, 1968.
4. Шагин М. Я. Об оценке рассеивания значений циклической прочности. „Вестник машиностроения“, № 2, 1965.

Е. А. ВОЛЬМИР

ВЫПУЧИВАНИЕ ПЛАСТИНОК И ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПАНЕЛЕЙ ПОД ДЕЙСТВИЕМ ОСЕВОГО ДИНАМИЧЕСКОГО СЖАТИЯ

1. Рассмотрим пологую круговую цилиндрическую панель, шарнирно закрепленную по краям, и предположим, что она подвергается динамическому сжатию вдоль образующей. Поставим перед собой цель определить характер выпучивания панели в зависимости от скорости нагружения, геометрических параметров и начальной прогиби.

Выпишем основные динамические уравнения нелинейной теории пологих оболочек. Будем считать, что скорость взаимного смещения кромок панели мала по сравнению со скоростью распространения звука в материале панели. В связи с этим будем учитывать лишь инерционный член, соответствующий нормальному прогибу панели, отказываясь от рассмотрения процесса распространения упругих волн в ее срединной поверхности. Полный прогиб точек срединной поверхности обозначим через $w = w(x, y, t)$. Координаты x, y будем откладывать соответственно вдоль образующей и по дуге панели. Предположим, что панель является неидеальной, и введем начальный прогиб $w_0 = w_0(x, y)$.

Уравнение движения элемента панели в этом случае примет вид [1]:

$$\frac{D}{h} \nabla^4 (w - w_0) = L(w, \Phi) + \frac{1}{R} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} = \frac{q}{h} - \frac{\gamma}{2} \frac{\partial^2 w}{\partial t^2}, \quad (1)$$

а условие совместности деформаций будет

$$\frac{1}{E} \nabla^2 \Phi = -\frac{1}{2} [L(w, w) - L(w_0, w_0)] - \frac{1}{R} \frac{\partial^2 (w - w_0)}{\partial x^2}. \quad (2)$$

Здесь R и h — радиус кривизны срединной поверхности и толщина панели, $D = Eh^3/12(1 - \mu^2)$ — цилиндрическая жесткость, γ — удельный вес материала, q — интенсивность поперечной нагрузки, Φ — функция напряжений в срединной поверхности, $L(w, \Phi)$ — известный билинейный оператор.

Будем решать задачу в первом приближении, пользуясь методом Бубнова—Галеркина.

Рассмотрим случай, когда усилие сжатия p возрастает во времени по закону $p = st$, и будем предполагать, что динамическое выпучивание панели происходит до того, как нагрузка достигает своего максимального значения. Выберем в качестве аппроксимирующих функций для полного и начального прогибов выражения

$$w = f \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{n\pi y}{b}, \quad w_0 = f_0 \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{n\pi y}{b}. \quad (3)$$

Отметим, что стороны a и b ориентированы соответственно вдоль образующей и по дуге панели. Под m понимается число полуовнов вдоль стороны a , под n — число полуовнов вдоль b . Подставляя выражения (3) в правую часть уравнения (2) и интегрируя его, находим функцию Φ в виде

$$\Phi = \frac{E}{32} (f^2 - f_0^2) \left[\left(\frac{n}{m} \frac{a}{b} \right)^2 \cos \frac{2m\pi x}{a} - \left(\frac{m}{n} \frac{b}{a} \right)^2 \cos \frac{2n\pi y}{b} \right] - \\ + \frac{E}{\pi^2 R} (f - f_0) \left(\frac{m}{a} \right)^2 \frac{1}{\left[\left(\frac{m}{a} \right)^2 + \left(\frac{n}{b} \right)^2 \right]^2} \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{n\pi y}{b} - \frac{py^2}{2}. \quad (4)$$

Далее применяем метод Бубнова-Галеркина по отношению к уравнению (1). Выполняя интегрирование, приходим к следующей зависимости:

$$\left[\bar{p} - \frac{\pi^4}{768(1 - \eta^2)} \left[\left(\frac{m}{l} \right)^2 + \left(\frac{n^2 l}{m} \right)^2 \right] (\zeta^2 - \zeta_0^2) + \alpha \frac{32}{3} \right] \times \\ \times \frac{knm}{\pi^2} \left[\frac{l}{m^2 + (ln)^2} \right]^2 (\zeta - \zeta_0) \left[\zeta - \left[\frac{\pi^2}{12(1 - \eta^2)} \left(\frac{m}{l} + \frac{n^2 l}{m} \right) \right] \right] + \\ + \left(\frac{km}{\pi} \right)^2 \left[\frac{l}{m^2 + (ln)^2} \right]^2 - \alpha \frac{2}{3} \frac{k n \lambda^2}{\pi^2 m^2} (\zeta - \zeta_0) \left[(\zeta - \zeta_0) + \right. \\ \left. + \alpha \frac{16 l^2}{\pi^4 m^3 n} \bar{q} - \frac{\zeta}{Eg} \left(\frac{b^2}{h} \frac{l}{\pi m} \right)^2 \frac{d^2 \zeta}{dt^2} \right] = 0. \quad (5)$$

Здесь введены безразмерные параметры: $\zeta = f/h$, $\zeta_0 = f_0/h$, $\lambda = a/b$, $k = b^2 R h$; $\bar{p} = p b^4 E h^2$, $\bar{q} = q b^4 E h^2$. Коэффициент $\alpha = 1$, если m и n нечетные, если же хотя бы один из этих параметров четный, то $\alpha = 0$.

Отбросив в уравнении (5) инерционный и нелинейные члены и считая $\zeta_0 = 0$, придем, для безразмерного верхнего критического напряжения при квазистатическом нагружении, когда $l = 1$, к выражению

$$\bar{p}_{cr} = \frac{\pi^4}{3(1 - \eta^2)} + \frac{k^2}{4\pi^2}. \quad (6)$$

Разделим каждый из членов уравнения (5) на $\bar{p}_{cr}$ и введем обозначение t для безразмерного параметра времени:

$$\bar{t} = \frac{st}{p_{cr}} = \frac{p}{p_{cr}}. \quad (7)$$

В результате получим обыкновенное дифференциальное нелинейное уравнение относительно стрелы прогиба:

$$\frac{1}{S} \frac{d^2 \xi}{dt^2} + \frac{\xi - \xi_0}{\beta} \left| \pi^2 \left[\left(\frac{m}{i} \right)^2 + n^2 \right] + 12(1 - \eta^2) \left[\frac{m^2 k}{m^2 + (i n)^2} \right]^2 + \right. \\ \left. + \xi(\xi - \xi_0) \frac{3}{4} \pi^4 (1 - \eta^2) \left[\left(\frac{m}{i} \right)^4 + n^4 \right] - \alpha \xi 128 \frac{(1 - \eta^2) k n m^3}{[m^2 + (i n)^2]^2} - \right. \\ \left. - \alpha (\xi + \xi_0) \frac{8}{m} \frac{n k}{m} (1 - \eta^2) \right| - \frac{\alpha}{\beta} 192 \frac{1 - \eta^2}{\pi^2 n m} \bar{q} - \left(\frac{m}{i} \right)^2 \xi \bar{t} = 0, \quad (8)$$

в котором через ξ обозначено выражение $\xi = 4\pi^2 \cdot 3(1 - \eta^2) k^2$, а под S понимается величина

$$S = \bar{p}_{\text{вн}} \left(\frac{\pi c E}{s} \frac{h^3}{b^4} \right)^2. \quad (9)$$

Здесь c — скорости звука в материале панели: $c = (Eg/\rho)^{1/2}$. Интегрируя уравнение (8), найдем зависимость $\xi(t)$.

Вычисления проводились с помощью метода Рунге-Кутты на ЭЦВМ; шаг по времени h принимался равным $h = 0,01$. Предварительно была исследована практическая сходимость решения; дальнейшее уменьшение h не оказывало сколько-нибудь заметного влияния на результаты вычислений. Описанный выше алгоритм был применен для решения ряда конкретных задач.

В частности автором решена задача вынуждения пластинок и цилиндрических панелей под действием осевого динамического сжатия.

ЛИТЕРАТУРА

1. Вольмир А. С. Устойчивость деформируемых систем. Наука, М., 1967.

Е. А. НЕРСЕСЯН, Р. С. БАЯТЯН

КОРРЕЛЯЦИОННЫЙ АНАЛИЗ ГРАФИКОВ АКТИВНЫХ И РЕАКТИВНЫХ НАГРУЗОК РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ ГОРОДСКИХ СЕТЕЙ

Для правильного определения фактических и расчетных нагрузок при эксплуатации и проектировании электрических сетей необходимо изучить режимы (графики) активных и реактивных нагрузок существующих сетей, выявить законы их формирования и факторы, влияющие на изменение и рост нагрузки. Решением подобных задач занимались многие организации для промышленных предприятий и электрических систем [1—3].

В связи с бурным развитием жилищного строительства, с одной стороны, и появлением и быту потребителей реактивной мощности, с другой, вопросы исследования активных и реактивных нагрузок город-

$$\frac{1}{S} \frac{d^2 \xi}{dt^2} + \frac{\xi - \xi_0}{\beta} \left| \pi^2 \left[\left(\frac{m}{i} \right)^2 + n^2 \right] + 12(1 - \eta^2) \left[\frac{m^2 k}{m^2 + (i n)^2} \right]^2 + \right. \\ \left. + \xi(\xi - \xi_0) \frac{3}{4} \pi^4 (1 - \eta^2) \left[\left(\frac{m}{i} \right)^4 + n^4 \right] - \alpha \xi 128 \frac{(1 - \eta^2) k n m^3}{[m^2 + (i n)^2]^2} - \right. \\ \left. - \alpha (\xi + \xi_0) \frac{8}{m} \frac{n k}{m} (1 - \eta^2) \right| - \frac{\alpha}{\beta} 192 \frac{1 - \eta^2}{\pi^2 n m} \bar{q} - \left(\frac{m}{i} \right)^2 \xi \bar{t} = 0, \quad (8)$$

в котором через ξ обозначено выражение $\xi = 4\pi^2 \cdot 3(1 - \eta^2) k^2$, а под S понимается величина

$$S = \bar{p}_{\text{вн}} \left(\frac{\pi c E}{s} \frac{h^3}{b^4} \right)^2. \quad (9)$$

Здесь c — скорости звука в материале панели: $c = (Eg/\rho)^{1/2}$. Интегрируя уравнение (8), найдем зависимость $\xi(t)$.

Вычисления проводились с помощью метода Рунге-Кутты на ЭЦВМ; шаг по времени h принимался равным $h = 0,01$. Предварительно была исследована практическая сходимость решения; дальнейшее уменьшение h не оказывало сколько-нибудь заметного влияния на результаты вычислений. Описанный выше алгоритм был применен для решения ряда конкретных задач.

В частности автором решена задача вынуждения пластинок и цилиндрических панелей под действием осевого динамического сжатия.

ЛИТЕРАТУРА

1. Вольмир А. С. Устойчивость деформируемых систем. Наука, М., 1967.

Е. А. НЕРСЕСЯН, Р. С. БАЯТЯН

КОРРЕЛЯЦИОННЫЙ АНАЛИЗ ГРАФИКОВ АКТИВНЫХ И РЕАКТИВНЫХ НАГРУЗОК РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ ГОРОДСКИХ СЕТЕЙ

Для правильного определения фактических и расчетных нагрузок при эксплуатации и проектировании электрических сетей необходимо изучить режимы (графики) активных и реактивных нагрузок существующих сетей, выявить законы их формирования и факторы, влияющие на изменение и рост нагрузки. Решением подобных задач занимались многие организации для промышленных предприятий и электрических систем [1—3].

В связи с бурным развитием жилищного строительства, с одной стороны, и появлением и быту потребителей реактивной мощности, с другой, вопросы исследования активных и реактивных нагрузок город-

ских сетей и установления связи между ними стали более актуальными. В статье приводятся результаты таких исследований на примере Ереванской городской низковольтной сети (380/220 в) с учетом вероятностной природы формирования нагрузки.

Графики нагрузок и коэффициент мощности. По данным одновременных измерений активных и реактивных нагрузок, проведенных на шинах трансформаторных подстанций, питающих жилищно-коммунальный сектор города, были построены суточные графики нагрузок. На рис. 1 приведен один из этих графиков. Как видно из рисунка,

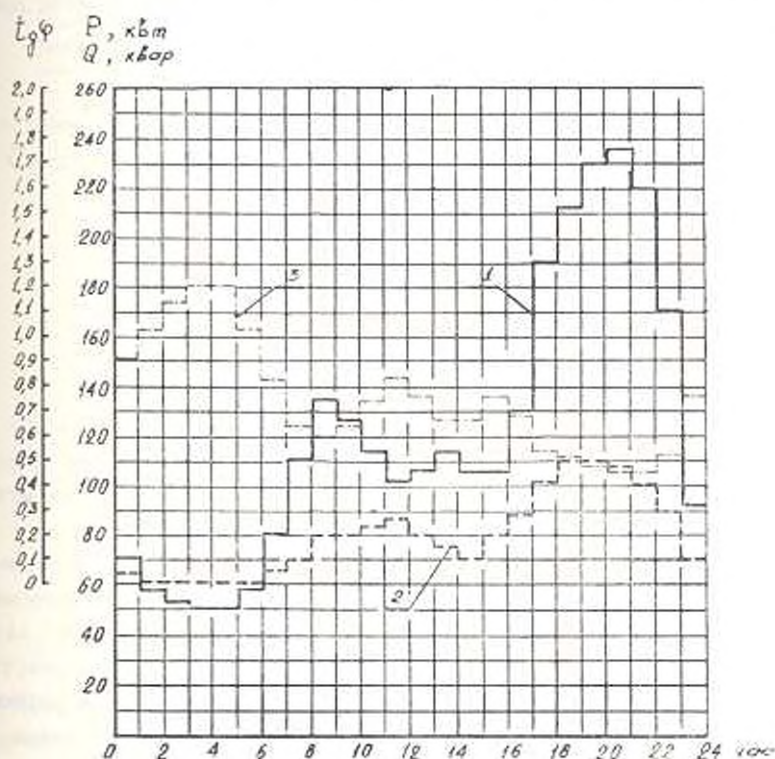


Рис. 1. Усредненные суточные графики активных и реактивных нагрузок от предельного трансформатора 320 кВА в режиме максимальной нагрузки: 1 — активная нагрузка; 2 — реактивная нагрузка; 3 — коэффициент реактивной мощности

$\text{tg}\varphi$ колеблется в большом диапазоне. Изменения среднеизвешенной величины коэффициента реактивной мощности для отдельных потребителей приведены в табл. 1.

О закономерности формирования нагрузки. Анализ результатов измерений показал, что величины как активной (P), так и реактивной (Q) нагрузок изменяются в широких пределах и являются случайными функциями времени. По данным измерений были построены статистические ряды и гистограммы распределения P и Q , которые проверя-

лись на согласованность с нормальным законом распределения с помощью критерия Колмогорова. Оказалось, что указанные статистические распределения хорошо выравниваются кривой Гаусса и поэтому был принят нормальный закон распределения для P и Q . При этом достаточно было знать моменты первых двух порядков: статистическое среднее (оценка математического ожидания) и дисперсия.

Таблица 1

Потребители	Вт в течение суток				Коэффициент корреляции для вечернего максимума
	ночь	утро	день	вечер	
Жилые здания с классификацией быта	1,08	0,52	0,70	0,43	0,58
Жилые здания без классификации быта	1,01	0,48	0,60	0,32	0,53
Коммунальные здания	0,59	0,50	0,63	0,49	0,60
Трансформаторные пункты, питающие жилые дома и коммунальные предприятия с мелкомоторной нагрузкой	1,10	0,70	1,2	0,5	0,59

Для формирования полной нагрузки при совместном рассмотрении случайных изменений ее активных и реактивных составляющих необходимо было исследовать еще связь между ними.

Исследование формы связи. Для установления формы связи между P и Q были обработаны полученные данные фактических измерений при максимуме полной нагрузки. Зависимость двух случайных величин можно рассмотреть на примере обработки статистических данных одновременных измерений P и Q на шинах трансформаторных пунктов (ТП) со смешанной нагрузкой. Корреляционная связь между P и Q была выявлена при помощи закона двумерного нормального распределения случайных величин, уравнения прямых регрессий которого согласно [4] имеют вид:

$$\left. \begin{aligned} P_Q &= \bar{P} + r \frac{\sigma_P}{\sigma_Q} (Q_i - \bar{Q}) \\ Q_P &= \bar{Q} + r \frac{\sigma_Q}{\sigma_P} (P_i - \bar{P}) \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где P_Q и Q_P — условные средние значения максимальных нагрузок P и Q ;

$\bar{P}$, $\bar{Q}$ — их выборочные средние значения;

σ_P , σ_Q — соответственно их среднее квадратическое отклонение;

r — выборочный коэффициент корреляции.

Для определения этих параметров все результаты первоначальной обработки выборочных величин фактических измерений были сгруппированы и систематизированы в форме корреляционной таблицы (табл. 2).

Как видно из табл. 2, каждому значению P и Q соответствует не одно, строго определенное, значение их функции, а ряд распределения, который закономерно изменяет свое положение с изменением аргумента. На пересечении строк и столбцов вписаны частоты n_{pq} наблюдаемых пар значений признаков. Сумма частот признака Q равна сумме частот признака P

$$\sum n_{p\cdot} = \sum n_{\cdot q} = n = 600.$$

По данным корреляционной таблицы были определены:

1. Средняя арифметическая признаков P и Q :

$$\bar{P} = \frac{\sum P}{n} = 231,98 \text{ квт}; \quad (2)$$

$$\bar{Q} = \frac{\sum Q}{n} = 101,43 \text{ квар.} \quad (3)$$

2. Среднее квадратическое отклонение:

$$\sigma_P = \sqrt{\frac{1}{n} \sum P^2 - \bar{P}^2} = 15,26 \text{ квт}; \quad (4)$$

$$\sigma_Q = \sqrt{\frac{1}{n} \sum Q^2 - \bar{Q}^2} = 7,94 \text{ квар.} \quad (5)$$

3. Коэффициент корреляции, характеризующий меру стохастической зависимости между двумя случайными величинами:

$$r = \frac{\mu}{\sigma_P \sigma_Q} = 0,59, \quad (6)$$

где корреляционный момент связи (ковариация) между случайными величинами P и Q равен:

$$\mu = \frac{\sum PQ}{n} - \bar{P}\bar{Q} = 72,1.$$

Коэффициент корреляции оценивается соотношением

$$r \sqrt{n-1} = 14,4 > 3,$$

что и определяет его значимость и реальность существования установленной корреляционной зависимости между P и Q .

Таблица 2

Реактивная мощность Q , в тыс. <i>квар</i>			Активная мощность P , в тыс. <i>квт</i>								Номера столбцов		
			0,19	0,20	0,21	0,22	0,23	0,24	0,25	0,26	0,27	I	II
												n_Q	$Q_{\text{вс}}$
0,080			2	2	3	—	1	—	—	—	—	8	51,2
0,085			3	7	4	2	3	—	1	—	—	20	144,5
0,090			—	5	16	13	9	3	—	—	1	47	380,7
0,095			1	—	8	34	25	20	6	—	—	94	848,4
0,100			—	4	11	27	73	36	10	5	—	166	1660,0
0,105			—	—	5	21	54	39	11	—	3	133	1466,3
0,110			—	—	—	4	17	24	28	10	3	86	1040,6
0,115			—	1	—	—	9	3	9	15	—	37	489,3
0,120			—	—	1	—	—	1	—	2	4	9	129,6
												ΣQ^2	6210,6
Номера строк	1	n_P	6	19	48	101	191	127	65	32	11	Σn_P	600
	2	$P_{\text{вс}}$	1,1	3,8	10,1	22,2	43,9	30,5	16,3	8,3	3,0	ΣP	139,2
	3	$P_{\text{вс}}^2$	216,6	760,0	2116,8	4888,4	10103,9	7315,2	1062,5	2163,2	801,9	ΣP^2	32428,5
	4	$\Sigma Q n_Q$	0,510	1,720	4,525	9,915	19,395	13,090	6,925	3,565	1,215	ΣQ	60,860
	5	$P \Sigma Q n_Q$	96,90	344,00	950,25	2181,30	4460,85	3141,60	1731,25	926,90	328,05	ΣPQ	14161,10

Подставляя значения (2) — (6) и (1), получаем уравнение прямой регрессии P на Q :

$$\bar{P}_Q = 1,134 Q - 116,96, \quad (7)$$

Аналогичным образом получили уравнение прямой регрессии Q на P :

$$Q_P = 0,3068 P - 30,26. \quad (8)$$

Имея ожидаемые значения одной величины, по формулам (7) и (8) можно дать средние оценки перспективных нагрузок другой величины для требуемого периода.

Полученные формулы справедливы для режима максимальных нагрузок в пределах диапазона изменения P и Q , приведенного в корреляционной таблице.

В ы в о д ы

1. Математическая обработка статистических данных измерения активных и реактивных нагрузок позволила установить средневзвешенные величины их соотношения (19%) и связи между ними (коэффициентов корреляции).

2. Случайные величины активных и реактивных нагрузок нормально коррелированы и между ними установлены прямолинейные статистические связи.

3. Корреляционная взаимозависимость между P и Q выражается уравнениями прямых регрессии P на Q и Q на P [формулы (7) и (8)], которые можно использовать при перспективных расчетах для приближенной оценки одной величины, имея другую.

4. Приведенную в работе методику корреляционного анализа нагрузок городских сетей можно применять при исследовании активных и реактивных нагрузок других электрических сетей, а также и энергосистем.

Ари НИИЭ

Получено 21.IX.1970.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Тимофеев Д. В. Режимы в электрических системах с типовыми нагрузками. Изд-во «Энергия», 1966.
2. Давиденко С. И. О некоторых качественных и количественных соотношениях графиков электрических нагрузок промышленных предприятий. «Электричество», №10, 1965.
3. Петков А. и др. Исследование активных и реактивных нагрузок в электрической системе НРБ. Изв. Центр. лабор. энерг. Болг. АН, № 7, 1964.
4. Митропольский А. К. Техника статистических вычислений. Физматгиз, 1961.

А. Б. БАГДАСАРЯН

О ПРИРОДЕ АКТИВНОСТИ ВУЛКАНИЧЕСКИХ ДОБАВОК

Минеральные добавки вулканического происхождения по своей природе отличны от добавок осадочного происхождения и их классификация существующими химическими методами, разработанными применительно к добавкам осадочного происхождения, не выявляет их действительной активности, что приводит к неэффективному использованию их в промышленности.

С целью изучения и классификации вулканических добавок нами были исследованы следующие породы: литондкая, ириндская и анийская иемлы, перлит, обсидиан, две разновидности джрпежского туфа (кирпично-красная и черная), вулканический шлак, трассе, арктический туф и базальт.

Были проведены стандартные испытания (определение активности поглощением извести); активность определялась также наиболее достоверным методом — физико-механическими испытаниями в смесях с известью и портландцементом. Испытания показали, что активность, определяемая стандартными испытаниями, не соответствует действительной активности изучаемых минеральных добавок.

Как известно, пуццоланизирующее действие активных минеральных добавок заключается в связывании их активной составляющей гидроксидом кальция. Если у добавок осадочного происхождения активная составляющая — аморфный кремнезем, то у добавок вулканического происхождения она является нерасстеклованная алюмосиликатная составляющая этих пород, которая содержит как кремнезем, так и глинозем. Для подтверждения этого, нами определялись количества SiO_2 и Al_2O_3 , вступивших во взаимодействие с гидратной известью, методом, основанным на нерастворимости в холодной соляной кислоте (удельный вес — 1,12) вулканических добавок и растворимости в ней новообразований — продуктов реакции с известью. В результате проведенного исследования выявлено, что при взаимодействии активных минеральных добавок вулканического происхождения, в отличие от осадочных пород, доминирующей фазой новообразований, наряду с гидросиликатами кальция, являются гидروалюминаты кальция. Следовательно, при определении активности вулканических минеральных добавок необходимо иметь в виду суммарное действие реакционноспособных кремнезема и глинозема.

Для идентификации новообразований — продуктов реакции активных SiO_2 и Al_2O_3 с известью — было проведено комплексное физико-химическое исследование известково-пуццолановых смесей на основе изучаемых добавок разных сроков и режимов твердения. Учитывая полиминеральность смесей и относительно малые количества новообразований (особенно при твердении в воздушно-влажных условиях и в ранние сроки), ясно, что это довольно трудная задача, которую в ка-

кой-то мере можно успешно решить только комплексно применяя такие методы исследования, как термический и рентгеноструктурный анализы, оптическая и электронная микроскопия, данные которых, взятые каждый в отдельности, не могут дать однозначного ответа на поставленную задачу.

Термографическое исследование образцов ранних сроков твердения (7 и 28 суток) выявило наличие гидросиликатов и гидроалюминатов, однако не позволило идентифицировать какие именно гидросиликаты и гидроалюминаты имеются в изучаемых образцах. Термограммы 6-месячных образцов позволили выявить наличие гидросиликатов типа $\text{CSH}(3)$ и C_2SH , а у 12-месячных образцов еще и C_3AH_6 . Термограммы об-

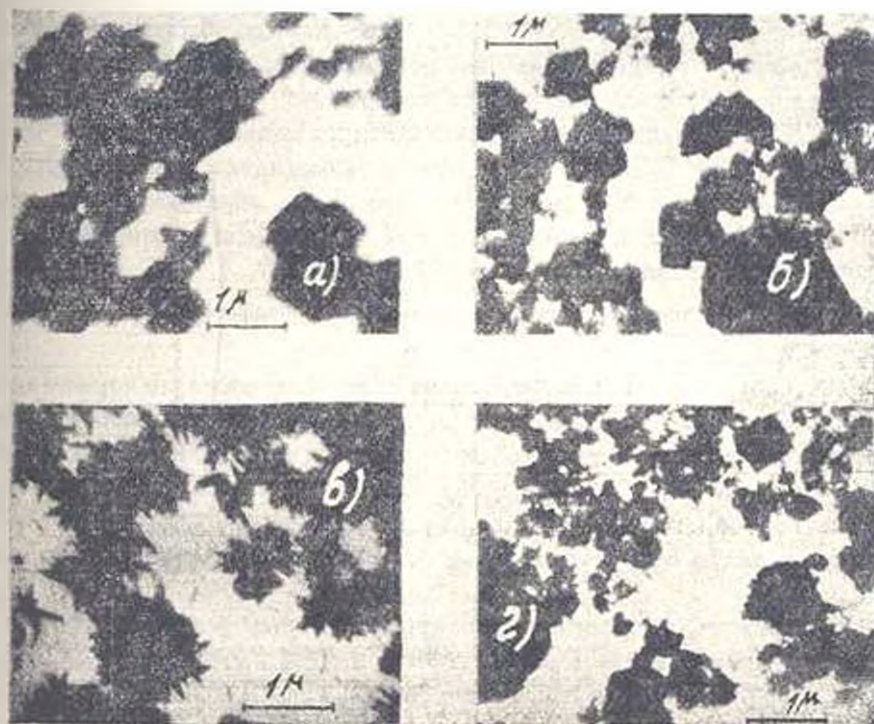


Рис. 1. Электронные микрофотографии: а) 6-месячного образца; гексагональные кристаллы гидроалюминатов и ромбоидические кристаллы кальцита; б) 12-месячного образца; гексагональные кристаллы гидроалюминатов, агрегаты гидросиликатов; в) припаренного образца; тоберморитовая фаза; г) лапаренного образца; кубические кристаллы C_3AH_6 , агрегаты гидросиликатов и изометричные, без четкой агоупренности, кристаллы гидрогранатов

разцов, подвергшихся пропарке в течение 3 суток (после 7-суточного твердения в воздушно-влажных условиях), идентичны термограммам 6-месячных образцов. Термограммы образцов, подвергшихся запарке в автоклаве при 8 атм (три цикла после семидневного твердения в воздушно-влажных условиях), позволили выявить только наличие гид-

росиликатов типа CSH (B). Идентичность термограмм образцов, изготовленных на разных добавках, и соответствующих сроков и режимов твердения указывает на постоянство фазового состава гидратных новообразований. Постоянство фазового состава наблюдается также на дифрактограммах.

В связи с тем, что новообразования в основном имеют субмикроскопические размеры, порой они пребывают даже в криптокристаллическом состоянии, а также при близких показателях преломления, идентифицировать их с помощью оптической микроскопии довольно трудно, а иногда и невозможно.

Микроскопическое исследование показало, что во всех образцах, твердевших в нормальных условиях, алюминатная фаза представлена C_4AH_{13} (или C_3AH_7) с $N = 1,540 - 1,538$. Гидросиликаты в ранние сроки бывают представлены в виде геля, а у образцов 6-месячных и 12-месячных удалось обнаружить тоберморит с $N = 1,570$, $C_2SH(B)$ с $N = 1,594$. В пропаренных образцах гидроалюминатная фаза представлена в виде C_3AH_7 с $N = 1,604$, а гидросиликатная — CSH (B) с $N = 1,550$ и гель с $N = 1,495$. В запаренных образцах обнаружены $C_2SH(B)$ с $N = 1,594$, тоберморит с $N = 1,570$, гидроалюминат C_3AH_7 с $N = 1,604$ и гидрогранаты с $N > 1,62$.

Микроскопическое исследование также подтверждает постоянство фазового состава новообразований.

Рентгенографическое исследование позволило довольно хорошо идентифицировать новообразования. Хотя почти все пики новообразований на дифрактограммах имеют малую величину (интенсивность 2 и 1 по пятибалльной системе), нам удалось, благодаря постоянству фазового состава новообразований и большому количеству исследованных образцов (было снято 84 рентгенограммы), получить довольно полные данные.

В образцах, твердевших в воздушно-влажных условиях, алюминатная фаза представлена C_4AH_{13} (2,88 4; 2,86 5; 2,79 3; 2,69 4; 2,47 4; 1,66 4; 1,65 4), возможно также наличие C_3AH_7 (2,86 4; 2,47 5; 1,865 3; 1,655 5). Как видно из приведенных межплоскостных расстояний этих гидроалюминатов, о наличии C_3AH_7 можно было судить по пику 1,865 3, но так как в наших образцах имеется $CaCO_3$, который имеет пик 1,87 4, нам не удалось этого выяснить.

Тоберморит обнаруживается уже у образцов 28-суточного возраста. У образцов 6- и 12-месячных гидросиликатная фаза представлена тоберморитом и $C_2SH(B)$.

У пропаренных образцов обнаруживаются: C_3AH_7 , $C_2SH(B)$, тоберморит и CSH (A), у запаренных образцов обнаруживаются: C_3AH_7 , гидрогранаты $C_3AS_2H_7$ или C_3ASH_7 , тоберморит и $C_2SH(B)$.

Электронная микроскопия, благодаря большим увеличениям, может дать более полное представление о кристаллической форме субмикро-

скопических новообразований и подтвердить данные петрографии и рентгенографии.

Действительно, электронномикроскопическое изучение, проведенное на препаратах, приготовленных методом суспензий, показало наличие в образцах естественного твердения гексагональных гидроалюминаторов (C_6AH_{13} , возможно и C_3AH_5), тоберморита и цепочек гидросиликатов, выделяющихся из геля.

У пропаренных и запаренных образцов обнаруживаются: кубические кристаллы C_6AH_{13} , тоберморит, гидросиликаты цепочного строения, а также гидрогранаты. Интересно отметить, что у пропаренных образцов гидрогранаты обнаруживаются только при электронномикроскопическом исследовании.

На рис. 1 приводятся электронные микрофотографии образца, изготовленного из 30% гидратной извести и 70% обсидиана в 6- и 12-месячном позростах, а также пропаренного и запаренного образцов.

АИСМ

Поступило 21-V 1971

Влияние реакции многоярусных каркасных зданий на сейсмические воздействия по акселерограммам сильных землетрясений. Горюхи Т. А., Хачиян Э. Г. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», т. XXIV, № 4, 1971, 3—12.

Дается способ выделения *полюсов* (resonances) многоярусных зданий на сейсмические воздействия по акселерограммам землетрясений с применением ЭВМ. С использованием акселерограмм четырех *калаларовских* землетрясений интенсивности 7—8 баллов на конкретных примерах 10-этажных железобетонных каркасных зданий анализируется относительное влияние рассеивания энергии и различных форм колебаний на формирование сейсмических нагрузок.

Илл. 3. Табл. 5. Библ. 5 назв.

УДК 691.31:539.376

О ползучести бетона при высоких температурах. Задоян М. А., Мурадян Л. М. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», т. XXIV, № 4, 1971, 13—22.

В начале статьи кратко описываются результаты экспериментов В. А. Харлимова о ползучести бетона при высоких температурах и строится ядро ползучести. Далее, полагая известными кривые ползучести в зависимости от времени, температуры и напряжения, выводятся соотношения между напряжением и деформацией при учете высоких температур из модуля мгновенной деформации и деформации ползучести. Приведены также соотношения между удлинениями и усилиями, а также кривыми и моментами. Рассматривается задача напряженного состояния стержня с закрепленными концами, находящегося под переменным во времени температурным воздействием.

Илл. 5. Библ. 8 назв.

УДК 621.07

О влиянии начального модуля упругости легких бетонов. Пинаджян В. В., Карапетян В. А. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», т. XXIV, № 4, 1971, 23—26.

В действующих нормах проектирования бетонных и железобетонных конструкций табулированные значения начального модуля упругости *легкого* и *тяжелого* бетонов определены по различным формулам.

По значению экспериментальных данных предлагается для любых видов бетонов модуль упругости определять по обобщенной формуле Рабинича-Графа.

Библ. 7.

УДК 621.311+681.332

Об одном методе анализа и моделирования электромеханических неустойчивых процессов в вакуумной энергетике. Аюбян С. Г., Матвеевич Н. А. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», т. XXIV, № 4, 1971, 27—34.

В отличие от известных методов моделирования многомашинной энергосистемы предлагается электрическую сеть моделировать уравнениями узловых напряжений. Приводится блок-схема специализированной аналитической вычислительной машины, предназначенной для исследования электромеханических переходных процессов в многомашинной энергосистеме.

Илл. 3. Библ. 8 назв.

УДК 627.152.12—551.182.32

Экспериментальное исследование предельной транспортирующей способности двухфазного потока в жестком русле. Асатрян Р. Г. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», т. XXIV, № 1, 1971, 35—42.

Приводятся результаты экспериментальных исследований по определению предельной (критической) транспортирующей способности двухфазного потока в жестком русле. Результаты лабораторных исследований двухфазного потока с неоднородной по крупности смесью паводков при движении по жесткому руслу, показали, что при данном уклоне и для данного состава смеси паводков предельная транспортирующая способность потока остается постоянной, вплоть до 12-кратного изменения расхода воды. Получена зависимость между предельной транспортирующей способностью потока и уклоном дна. Предельный расход паводков пропорционален средней скорости двухфазного потока и степени 3,3, а не в четвертой степени, как получено для движения паводков по паводкам. Проведенные исследования позволили разработать схему расчета транспортирующей способности гидротехнических сооружений.

Илл. 4. Табл. 1. Библ. 7 назв.

УДК 539.671

Выпучивание пластинок и цилиндрических панелей под действием осевого динамического сжатия. Вильямс Г. А. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», т. XXIV, № 1, 1971, 48—50.

Рассматривается поведение изогнутой круговой цилиндрической панели, закрепленной по краям, при динамическом сжатии вдоль образующей. Принимаются во внимание силы инерции, соответствующие нормальным перемещениям. С помощью метода Вульфов-Галеркина задача сводится к интегрированию обыкновенного нелинейного дифференциального уравнения, связывающего параметр прогиба по времени. Это интегрирование проводится методом Рунге-Кутты.

Библ. 1.

УДК 621.886.6:539.459

К оценке эффекта концентрации напряжений при стационарных режимах нагружения. Гасарян С. А., Стакян М. Г., Мак С. Л. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», т. XXIV, № 1, 1971, 43—47.

Рассматривается циклическая прочность гладких и надрезанных образцов (шпоночные соединения), испытанных при кратковременном режиме работы. Значения сумм относительных долговечностей и рассматриваются как статистические; предложена зависимость для определения

вероятностных значений λ . Оценка длины концентрации напряжений производится коэффициентом λ , который представляет отношение величин λ для фалковых и надрезанных образцов. Дана вероятностная оценка коэффициента λ и зависимости от уровня перенапряжений, вида напряженного состояния и заданных режимов нагружений.

Илл. 2 Табл. 1. Библ. 4 назв.

УДК 621.3.016+621.311:621.311.2

Корреляционный анализ графиков активных и реактивных нагрузок рессердентальных трансформаторов городских сетей, Нерсисян Е. А., Вавиан Р. С., «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», т. XXIV, № 4, 1971, 50—55.

Приводятся результаты исследования активных и реактивных нагрузок распределительных трансформаторов, питающих жилищно-коммунальный сектор г. Ереван. Обработка данных измерений производится методами математической статистики. Построены суточные графики активных и реактивных нагрузок и определены соотношения между ними. Выявлены средневзвешенные значения коэффициентов реактивной мощности и коэффициентов корреляции для отдельных потребителей, которые сведены в таблицы.

Илл. 1. Табл. 2. Библ. 4 назв.



Технический редактор
Л. А. АЗИЗБЕКЯН

ВФ 03688

изд. 3575

заказ 241

лриж 320

Подписано к печати 19/XI 1971 г.

Печ. л. 4,0, бум. л. 2,0, усл. печ. л. 5,6, уч. изд. л. 4,17

Формат бумаги 70×108¹/₁₆

Типография Издательства АН Армянской ССР, Ереван, Барскамузян, 24.

Ք Ո Վ Ա Ն Գ Ա Կ Ո Ւ Թ Յ Ո Ւ Ն

Շիրաւորական վնասներ

Տ. Ա. Կարսյան, Է. Ա. Խաչիւրյան. <i>Մարտի ազդեցութեանը ընդմէջէն կարկաստանի շէնքերի անվնասութեան վերաբերեալ քան որոշ երկրաշարժերի ախտաբանական</i>	3
Ի. Ա. Չաղոյան, Լ. Ի. Ստրալյան. <i>Բնական ու արհեստական ջրերի շէնքերի վնասումները</i>	13
Վ. Վ. Փիւնտաւ, Վ. Ա. Ստրալյան. <i>Թեթիւ բնական աղբիւրների անվնասութեան ապահովումը</i>	23

Նախնական տնայնիկ

Ս. Գ. Նախնական, Պ. Ա. Մարտիան. <i>Բնական ջրերի (նախնական) շէնքերի վնասումները և նրանց պատճառները</i>	27
--	----

Շիրաւորական

Ս. Ն. Աստուրյան. <i>Չորս տարի երկրաշարժի անվնասութեան ապահովումը</i>	35
--	----

Վնասական երկրաշարժեր

Ս. Ն. Կարսյան, Մ. Գ. Ստրալյան, Ս. Լ. Մալ. <i>Չորս տարի երկրաշարժի անվնասութեան ապահովումը</i>	43
Ս. Ա. Վալիւր. <i>Թեթիւ բնական աղբիւրների անվնասութեան ապահովումը</i>	47
Ս. Ա. Խաչիւրյան, Ս. Ս. Մարտիան. <i>Չորս տարի երկրաշարժի անվնասութեան ապահովումը</i>	53
Ս. Ս. Կարսյան. <i>Չորս տարի երկրաշարժի անվնասութեան ապահովումը</i>	57

СОДЕРЖАНИЕ

Строительная механика

<i>Т. А. Гороян, Э. Е. Хачян</i> Анализ реакций многоэтажных каркасных зданий на сейсмические воздействия по акселерограммам сильных землетрясений	3
<i>М. А. Задоян, Л. М. Мурадян</i> О нелинейной ползучести бетона при высоких температурах	13
<i>В. В. Пиниджян, В. А. Кираветян</i> О величине начального модуля упругости легких бетонов	23

Вычислительная техника

<i>С. Г. Акопян, И. А. Матевосян</i> Об одном методе аналогового моделирования электромеханических переходных процессов многомашиной энергосистемы	27
--	----

Гидравлика

<i>Р. Г. Асагрян</i> Экспериментальное исследование предельной транспортирующей способности двухфазного потока в жестком русле	35
--	----

Научные заметки

<i>С. А. Гаспарян, М. Г. Стакян, С. Л. Мик</i> К оценке концентрации напряжений при нестационарных режимах нагружения	43
<i>Е. А. Вольмир</i> Выпучивание пластин и цилиндрических панелей под действием осевого динамического сжатия	49
<i>Е. А. Перссян, Р. С. Баятян</i> Корреляционный анализ графиков активных и реактивных нагрузок распределительных трансформаторов городских сетей	51
<i>Л. Б. Багдасарян</i> О природе активности вулканических добавок	55