

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՀ
ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ԽՄԲԱԳՐԱԿԱՆ ԿՈՂԵՂԻՍ

Աղոնց Հ. Տ., Ալեքսեևսկի Վ. Վ., Եղիազարյան Ի. Վ., Կասյան
Մ. Վ. (պատ. խմբագիր), Նազարով Ա. Գ., Սիմոնով Մ. Չ.,
Փինսլան Վ. Վ. (պատ. խմբագրի տեղակալ)

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Адонц Г. Т., Алексеевский В. В., Егiazаров И. В., Касьян
М. В. (ответ. редактор), Назаров А. Г., Пинаджян В. В.
(зам. ответ. редактора), Симонов М. З.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

М. В. КАСЬЯН, Г. С. МИНАСЯН, Г. Б. БАГДАСАРЯН, Г. А. АРУТЮНЯН
 ОБ ОДНОМ ЯВЛЕНИИ ПРИ ПРЕРЫВИСТОМ РЕЗАНИИ

При исследовании процесса обработки ряда материалов (железа Армо, сталей Ст3, У8А, 45 и 45Х) на поперечно-строгальном станке 7М36 нами обнаружено интересное явление, заключающееся в том, что при изменении скорости резания от 3 до 47 м/мин (скорость движения ползуна станка постоянна по всей длине его рабочего хода), особенно при ее малых значениях, сечение стружки по всей своей длине не постоянно: начальная часть стружки на определенной длине тоньше, чем остальная. Причем, уменьшаются как ширина, так и толщина стружки (рис. 1). К тому же с изменением сечения стружки со-



Рис. 1. Общий вид стружки.

ответственно изменяются составляющие силы резания по всей длине обрабатываемой заготовки, что наглядно видно на осциллограмме, приведенной на рис. 2.

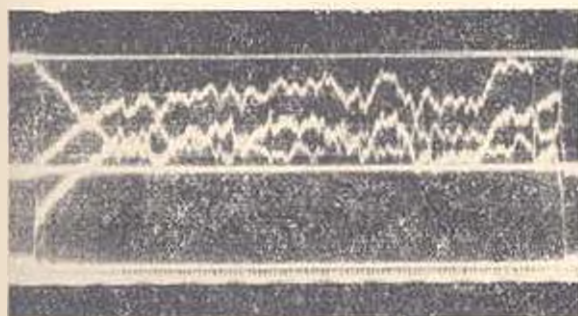


Рис. 2. Характер изменения сил резания P_z , P_y , P_x по длине обрабатываемой заготовки.

В статье сделана попытка объяснить обнаруженное явление автоколебаниями системы станка (ползун с резцом-стол), причем, автоколебаниями *рывного* (или *релаксационного*) характера. При этом элементом „обратной связи“, связывающим основную колебательную систему с источником притока энергии, является „ударное воздействие резца-резаемый слой“. Это — совершенно новый подход к интерпретации обнаруженного явления.

Предполагается, что при ударном воздействии резца на обрабатываемый материал (сила удара и явления, сопутствующие процессу удара, нами изучены и [1]) возникают колебания системы в направлениях ширины и толщины среза, вследствие чего уменьшается сечение срезаемого слоя. В результате на определенной длине обрабатываемого металла резец снимает слой с меньшим сечением среза, чем номинальный. Поскольку основная колебательная система в изолированном виде способна совершить затухающие собственные колебания, то следует ожидать, что, начиная с определенного момента, резец начнет снимать стружку, соответствующую номинальному сечению среза. Такая картина и наблюдается в действительности. С другой стороны, при больших скоростях резания процесс затухания колебаний протекает быстрее, чем при малых скоростях. По-видимому, этим и следует объяснить значительное уменьшение начальной длины стружек, получаемое при сравнительно больших скоростях резания. При решении задачи в качестве переменной принята только ширина стружки (глубина резания l_p) из-за ее ясно выраженного влияния на возникновение автоколебаний.

Задача решается в следующей последовательности. Согласно предполагаемой модели колебательной системы, данной в [2], резец связан с массой системы m , подвешенной на пружинах жесткостью C_1 и C_2 , колеблющейся с одинаковой частотой в двух направлениях (рис. 3). Величины C_1 и C_2 равны главным жесткостям систем. Направления пружин U и V взаимноперпендикулярны. U отклонено на угол α_1 от перпендикуляра Y к обрабатываемой поверхности, а V — на угол $\alpha_2 = \alpha_1 + \pi/2$. Сила резания P имеет постоянное отклонение от направления Y на угол β . Средней глубиной резания l_0 соответствует сила резания P_{cr} . При колебаниях изменяется глубина резания, а следовательно, и величина силы резания. Предполагается, что величина силы резания зависит только от положения резца в направлении Y . Ее величину можно представить зависимостью

$$P = Kx_p \quad (1)$$

Поскольку нами рассматриваются только колебания, близкие к пределу устойчивости, т. е. колебания с небольшими амплитудами, то можно с достаточным приближением (1) заменить линейной зависимостью [2]:

$$P = P_{cr} + \gamma y = P_{cr} + \Delta P, \quad (2)$$

где y — отклонение от средней глубины резания l_p , измеряемое в направлении y ;

$r = r(a, b_1, \alpha, \tau, \varphi, V)$ — глубинный коэффициент силы резания.

Принимается, что величина силы P обладает одинаковой формой с выражением, связывающим силу пружины с деформацией, и действует на колебательную систему пропорционально отклонению системы y . Причем, P составляет угол β с осью y .

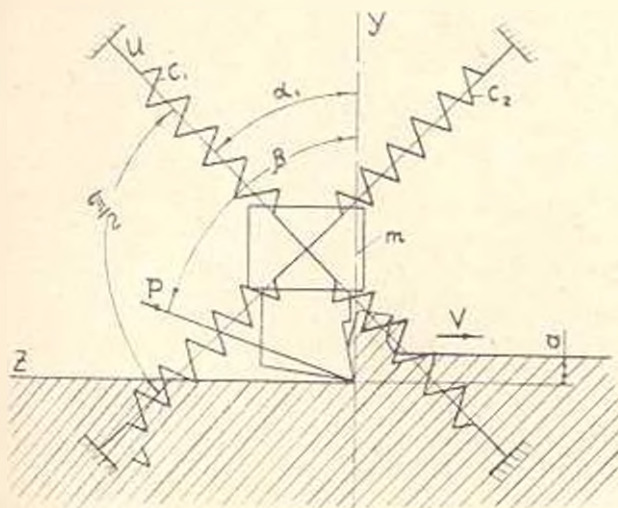


Рис. 3. Колебательная система резца

Уравнения колебаний системы имеют вид:

$$\left. \begin{aligned} m\ddot{U} + [C_1 + r \cos \alpha_1 \cos (\alpha_1 - \beta)] U + \\ + r \cos \left(\frac{\pi}{2} + \alpha_1 \right) \cos (\alpha_1 - \beta) V = P_{cp} \cos (\alpha_1 - \beta) \\ m\ddot{V} + \left[C_2 + r \cos \left(\frac{\pi}{2} + \alpha_2 \right) \cos \left(\frac{\pi}{2} + \alpha_1 - \beta \right) \right] V + \\ + r \cos \alpha_2 \cos \left(\frac{\pi}{2} + \alpha_2 - \beta \right) U = P_{cp} \cos \left(\frac{\pi}{2} + \alpha_2 - \beta \right) \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Обозначая:

$$C_1 + r \cos \alpha_1 \cos (\alpha_1 - \beta) = a_{11};$$

$$r \cos \left(\frac{\pi}{2} + \alpha_1 \right) \cos (\alpha_1 - \beta) = a_{12};$$

$$C_2 + r \cos \left(\frac{\pi}{2} + \alpha_2 \right) \cos \left(\frac{\pi}{2} + \alpha_1 - \beta \right) = b_{22};$$

$$r \cos \alpha_2 \cos \left(\frac{\pi}{2} + \alpha_2 - \beta \right) = b_{21};$$

получим:

$$\left. \begin{aligned} mU + a_{11}U + a_{12}V &= P_{cr} \cos(\alpha_1 - \beta) \\ mV + b_{11}V + b_{21}U &= P_{cr} \cos\left(\frac{\pi}{2} + \alpha_1 - \beta\right) \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Частное решение (4) для смещений U и V ищем в виде:

$$U = A_1 e^{kt}, \quad V = A_2 e^{kt}.$$

Подставляя значения $U, V, \dot{U}, \dot{V}$ в (4), получим:

$$\left. \begin{aligned} A_1(mK^2 + a_{11}K) + A_2 a_{21}K &= 0 \\ A_1 b_{21}K + A_2(mK^2 + b_{11}K) &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Характеристическое уравнение будет:

$$\begin{vmatrix} mK^2 + a_{11}K & a_{21}K \\ A_1 b_{21}K & mK^2 + b_{11}K \end{vmatrix} = 0. \quad (6)$$

Раскрывая (6), получим:

$$\begin{aligned} m^2 K^4 + mK^2 &\left[C_1 + C_2 + r \cos \alpha_1 \cos(\alpha_1 - \beta) + \right. \\ &\left. + r \cos\left(\frac{\pi}{2} + \alpha_1\right) \cos\left(\frac{\pi}{2} + \alpha_1 - \beta\right) + C_1 C_2 + \right. \\ &\left. + C_1 \left(\frac{\pi}{2} + \alpha_1\right) \cos\left(\frac{\pi}{2} + \alpha_1 - \beta\right) + C_2 r \cos \alpha_1 \cos(\alpha_1 - \beta) \right] = 0. \end{aligned} \quad (7)$$

Разделив на r и обозначая:

$$\begin{aligned} \cos \alpha_1 \cos(\alpha_1 - \beta) &= q_1; \\ \cos\left(\frac{\pi}{2} + \alpha_1\right) \cos\left(\frac{\pi}{2} + \alpha_1 - \beta\right) &= q_2; \\ \frac{K}{V r/m} = s; \quad \frac{C_1}{r} = p_1; \quad \frac{C_2}{r} = p_2, \end{aligned}$$

характеристическое уравнение (7) запишется в виде:

$$s^4 + s^2(p_1 + p_2 + q_1 + q_2) + p_1 p_2 + q_2 p_1 + q_1 p_2 = 0. \quad (8)$$

Откуда

$$s_{1,2} = -\frac{p_1 + p_2 + q_1 + q_2}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{p_1 + p_2 + q_1 + q_2}{2}\right)^2 - (p_1 p_1 + q_2 p_1 + q_1 p_2)}.$$

Обозначая $p_1 + p_2 + q_1 + q_2 = 2F$ и $p_1 p_1 + q_2 p_1 + q_1 p_2 = E$, дискриминант получится в виде: $D = F^2 - E$.

Следовательно,

$$(s)_{1,2}^2 = -F \pm \sqrt{D} \quad \text{или} \quad (K)_{1,2} = \frac{r}{m} (-F \pm \sqrt{D}).$$

Предел устойчивости будет выражен условием:

$$D = F^2 - E = 0; \quad F^2 = E. \quad (9)$$

Подставляя значения E и F в (9), получим:

$$\left(\frac{p_1 + p_2 + q_1 + q_2}{2} \right)^2 = p_1 p_2 + q_2 p_1 + q_1 q_2. \quad (10)$$

После ряда преобразований уравнение (10) примет вид:

$$r_{\text{пред}} = \frac{C_2 - C_1}{q_1 - q_2 + 2\sqrt{q_1 q_2}}.$$

Для расчетов приводится таблица (табл. 1).

Таблица 1

Марка металла	v , м/мин	C_1 , Т/см	C_2 , Т/см	q_1	q_2	α_2	β	$r_{\text{пред}}$, мм/мм
Железо Армо	8	63	30,6	0,790	27°00'	-0,210	54°06'	1,75
Сталь У8А	8	63	30,6	0,770	23°48'	-0,220	55°12'	1,80
Железо Армо	36	63	30,6	0,790	36°20'	-0,125	48°30'	2,09
Сталь У8А	36	63	30,6	0,804	30°30'	-0,183	51°40'	1,89

Имея значения $r_{\text{пред}}$, по формуле (2) можно подсчитать переменную составляющую ΔP_y в направлении y [2]:

$$\Delta P_y = r \cos \beta (y_n - y_{n-1}),$$

где y_n и y_{n-1} — соответственно отклонения колеблющейся системы при обработке n -ой и $(n-1)$ -ой стружек. Имея в виду, что между глубиной резания и силой резания существует примерно прямо пропорциональная зависимость, по подсчитанной величине ΔP_y можно определить расчетную величину первоначальной ширины стружки $b_{\text{расч}}$. Подсчитанные данные приведены в табл. 2.

Таблица 2

Марка металла	v , м/мин	Ширина стружки в мм			y_n , мм	y_{n-1} , мм	$y_n - y_{n-1}$, мм	P_y , кг	ΔP_y , кг	P_y , кг
		b_1	$b_{\text{эксп}}$	$b_{\text{расч}}$						
Железо Армо	8	2,49	2,1	1,98	0,067	0,052	0,015	78	18	60
Сталь У8А	8	2,20	1,9	1,80	0,022	0,012	0,010	56	10	46
Железо Армо	36	1,80	1,4	1,45	0,029	0,012	0,017	150	23	127
Сталь У8А	36	1,80	1,6	1,20	0,025	0,010	0,015	100	20	80

Сравнение экспериментальных значений первоначальной ширины стружки $b_{\text{эксп}}$ с расчетными значениями $b_{\text{расч}}$ дает удовлетворительное

совпадение. Это говорит о том, что обнаруженный переменный характер изменения сечения стружки в зависимости от скорости резания можно объяснить явлением автоколебаний системы станка в момент соударения резца об обрабатываемый материал.

Поступило 3. IV. 1970

ԽՈՒՆԱՅԻՆ, ԳՐԱԴԱՐԱՆԱԿԱՆ, ԷՆԵՐԳԵՏԻԿԱԿԱՆ, ԵՎ ԶԱՐԴԵՐԱՅԻՆ

ՄԵԽԱՆԻԿԱԿԱՆ ԴՆԴԵՐՆԵՐ ԿՏՐՈՒՄԻ ՃԱՌԱՅԱՆՈՒՄԸ

Ս. Մ. ՓԻՆՓԻԱՆԻ

Հետազոտված է ուսնդման ժամանակ տաշեղի հատվածի փոփոխման բնույթը՝ կախված կտրման արագությունից: Ենթադրվում է, որ կտրիչը մշակվող նյութին հարվածելիս, կտրվածքի հաստության և լայնության ուղղությամբ առաջ են գալիս սխտեմի ինքնատատանումներ, որոնց հետևանքով փոքրամասն է կտրվածքի մակերեսը: Օդաազործելով սխտեմի տատանումների հավասարումները, ստացված են կտրման ուժի խորացման գործակցի հաշվարկային արժեքները: Ըստ վերջինների հաշվված է տաշեղի սկզբնական մասի լայնությունը: Տաշեղի սկզբնական մասի լայնության հաշվարկային և էքսպերիմենտալ եղանակով ստացված մեծությունների համադրումը տվել է բավարարողամիություն:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Касьян М. В., Арутюнян Г. А., Багдасарян Г. Б. О связи силы удара с характером изменения силы резания при строгании. „Известия АН Арм ССР (серия Т. Н.)“, т. XXIII, № 1, 1970.
2. Глуцкий И. и Полоцкий М. Теория возникновения автоколебаний при обработке и расчет устойчивости металлорежущих станков „Станки и инструмент“, № 3, № 4, 1956

МАШИНОСТРОЕНИЕ

В. И. ГОЛИКОВ, Г. А. КЛЕЗЯН

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ПОГРЕШНОСТЕЙ НЕКОТОРЫХ ПАРАМЕТРОВ ДОЛБЯКА НА ТОЧНОСТЬ ЗУБЧАТОГО КОЛЕСА

Для исследования влияния погрешностей параметров долбяка на точность основных параметров зубчатого колеса исходим из основного уравнения кинематики процесса обкатки [1]:

$$r_0 = \frac{V_z}{\omega} = \frac{V_{\text{ин}}}{\omega} \cos \alpha_1$$

где r_0 — радиус основной окружности колеса; ω — угловая скорость заготовки; $V_{\text{ин}}$ — линейная скорость долбяка в направлении касательной к делительной окружности; α_1 — профильный угол исходного контура. Дифференцируя это уравнение по α_1 и заменяя дифференциалы конечными приращениями, получим [2]:

$$\Delta r_0 = \frac{\cos \alpha_1}{\omega} \Delta V_{\text{ин}} - \frac{V_{\text{ин}} \sin \alpha_1}{\omega} \Delta \alpha_1 - \frac{V_{\text{ин}} \cos \alpha_1}{\omega^2} \Delta \omega. \quad (1)$$

Последний член уравнения (1) выражает влияния погрешностей кинематики станка и жесткости системы СПИД. Приняв эти погрешности равными нулю, получим уравнение изменения радиуса основной окружности от установки и погрешностей долбяка:

$$\Delta r_0 = \frac{\cos \alpha_1}{\omega} \Delta V_{\text{ин}} - \frac{V_{\text{ин}} \sin \alpha_1}{\omega} \Delta \alpha_1. \quad (2)$$

Второй член выражения (2) показывает изменение радиуса основной окружности от погрешности угла профиля долбяка; влияние же других элементов долбяка выражается первым членом. Как видно, точность долбяка наиболее полно выражается погрешностью перемещения долбяка. Все неточности долбяка могут быть приписаны к единой суммарной ошибке, действующей вдоль линии зацепления AB (рис. 1). Основываясь на [2], в статье выявлено влияние погрешности угла профиля исходного контура долбяка на погрешность профиля зубчатого колеса.

Ведомое звено, соприкасаясь с боковой поверхностью долбяка, при вращении будет перемещаться по линии зацепления AB (рис. 1). При повороте долбяка на один угловой шаг γ ведомое звено переместится на $F = l_0 (l_0$ — основной шаг). Из-за наличия погрешности угла

профиля ошибка положения ведомого звена может быть определена выражением:

$$\Delta \tilde{F}_a = -\frac{mz\varphi \sin \alpha_d}{2} \Delta \alpha_d.$$

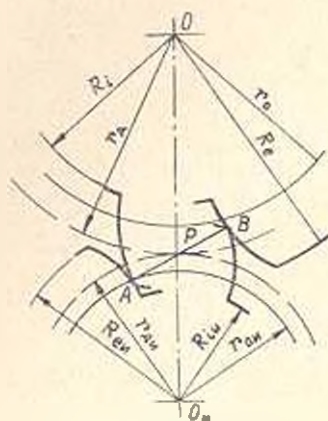


Рис. 1.

Ошибка положения при повороте долбяка от φ_1 до φ_2 :

$$\Delta F_a = -\frac{mz(\varphi_2 - \varphi_1) \sin \alpha_1}{2} \Delta \alpha_1.$$

Значение ошибки перемещения ведомого звена за оборот на угол γ :

$$\Delta F_a = -\frac{mz\varphi \sin \alpha_1}{2} \frac{\gamma}{\varphi} \Delta \alpha_1 = -\pi m \sin \alpha_1 \Delta \alpha_1. \quad (3)$$

Выражая m в мм, $\Delta \alpha_1$ в мин, ΔF_a в мк, ошибка положения ведомого звена примет вид:

$$\Delta F_a = -0,3123 m \Delta \alpha_1.$$

Вследствие неточности угла профиля исходного контура долбяка погрешность профиля эвольвенты нарезаемого колеса для всего единичного профиля может быть определена из выражений [1]:

$$\Delta f = \int_0^{\gamma} \delta r_0 d\varphi; \quad \Delta f_1 = -\pi m \sin \alpha_1 \Delta \alpha_1,$$

где z — коэффициент перекрытий.

Кроме того, используя (3), погрешность профиля эвольвенты нарезаемого колеса будет:

$$\Delta f_a = \epsilon \Delta F_a = -\pi m \sin \alpha_1 \Delta \alpha_1. \quad (4)$$

Коэффициент перекрытия двух зубчатых колес определяется формулой [3]:

$$\epsilon = \frac{\sqrt{R_{1a}^2 - r_{01}^2} + \sqrt{R_{2a}^2 - r_{02}^2} - A \sin \alpha_1}{l_0}, \quad (5)$$

где $R_{сн}$, R_c — соответственно радиусы окружностей выступов долбяка и обрабатываемого колеса;

$r_{сн}$, r_c — соответственно радиусы основных окружностей долбяка и обрабатываемого колеса;

A — межцентровое расстояние.

После ряда преобразований формула (5) примет следующий вид:

$$\epsilon = \frac{\sqrt{\frac{z_n^2}{4} \sin^2 \alpha_1 + z_n + 1} + \sqrt{\frac{z^2}{4} \sin^2 \alpha_1 + z + 1} - \frac{z_n + z}{2} \sin \alpha_1}{\pi \cos \alpha_1} \quad (6)$$

где z_n — число зубьев долбяка; z — число зубьев обрабатываемого колеса.

Используя (6), выражение (4) примет вид:

$$\Delta f_s = -m \left(\sqrt{\frac{z_n^2}{4} \sin^2 \alpha_1 + z_n + 1} + \sqrt{\frac{z^2}{4} \sin^2 \alpha_1 + z + 1} - \frac{z_n + z}{2} \sin \alpha_1 \right) \operatorname{tg} \alpha_2 \Delta \alpha_1.$$

Если m выразить в мм, $\Delta \alpha_1$ — в мин, то Δf_s в мк будет:

$$\Delta f_s = -C m \Delta \alpha_1,$$

где

$$C = 0,1058 \left[\sqrt{0,02924 z_n^2 + z_n + 1} + \sqrt{0,02924 z^2 + z + 1} - (z_n + z) 0,17101 \right].$$

При различных значениях чисел зубьев долбяка и колеса значения C изменяются в пределах: $C = 0,4643 - 0,6012$. Если принять среднее значение C , то погрешность профиля будет:

$$\Delta f_s = -0,533 m \Delta \alpha_1.$$

Влияние погрешности угла профиля $\Delta \alpha_2$ на основной шаг колеса определяется из выражения:

$$t_0 = t \cos \alpha_2 = \pi m \cos \alpha_2.$$

Продифференцировав его по α_2 и заменив дифференциалы конечными приращениями, получим:

$$\Delta t_0 = -\pi m \sin \alpha_2 \Delta \alpha_2.$$

Выражая m в мм, $\Delta \alpha_2$ — в мин, Δt_0 в мк будет:

$$\Delta t_0 = -0,3123 m \Delta \alpha_2.$$

На рис. 2 показано влияние погрешности угла профиля исходного контура долбяка $\Delta \alpha_2$ на погрешности профиля нарезаемого колеса.

Далее, используя выражение перемещения ведомого звена, можно определить влияние погрешности окружного шага долбяка на параметры обрабатываемого колеса:

$$\Delta F_z = \frac{\pi}{\gamma} \cos \alpha_1 \Delta t = \frac{\pi z}{2\pi} \cos \alpha_1 \Delta t.$$

Ошибка перемещения при повороте долбяка на угол γ :

$$\Delta F_z = \cos \alpha_1 \Delta t.$$

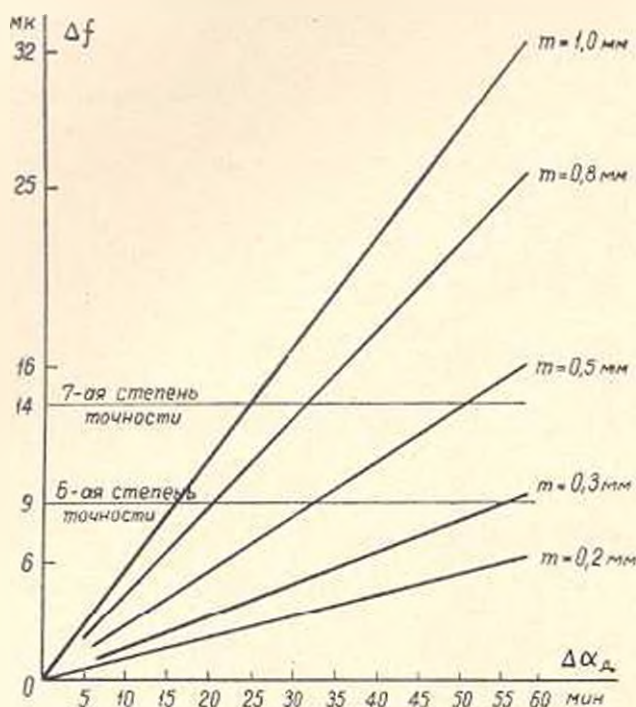


Рис. 2.

Так как профиль колеса образуется на длине линии зацепления, то погрешность профиля можно определить по формуле:

$$\Delta f_1 = \varepsilon \Delta F_z = \varepsilon \cos \alpha_1 \Delta t.$$

Ошибка перемещения при повороте долбяка на угол γ :

$$\Delta F_z = \Delta t_0.$$

Вследствие погрешности основного шага долбяка по длине линии зацепления ошибку профиля нарезаемого колеса можно определить по формуле:

$$\Delta f_1 = \varepsilon \Delta F_z = \varepsilon \Delta t_0.$$

Վ. Ի. ԴՈՒԿՈՎ, Դ. Ա. ՂԱԶԱՐՅԱՆ

ԱՏԱՄԱՆՆԻՒԹԻ ԿՇՏՈՒԹՅԱՆ ՎՐԱ ԹՈՐՄԱՆԻ ՈՐՈՇ ՊԱՐԱՄԵՏՐՆԵՐԻ
ՍԽԱԼԱՆՔՆԵՐԻ ԱԶԴԵՑՈՒԹՅԱՆ ՎԵՐԼՈՒԾՈՒԹՅՈՒՆ

Ա Վ Ի Ո Վ Ի Ա Մ

Հիմնվելով մշակման պրոցեսի էինոմատիկայի համապատասխան վերլուծության վրա, թորմանի անճշտությունները բերված են մեկ դոմարային սխալի, որն ազդում է անիվ-թորման պուլսի կառուցման դժի երկայնությամբ: Արտածված է բանաձև, որն արտահայտում է թորմանի սկզբնական եղբայրների պրոֆիլի տեղյան սխալների ազդեցությունը տոտամանիվի պրոֆիլի սխալների վրա: Բացահայտված է շրջանագծային քայլի սխալների ազդեցությունը մշակվող անիվի պարամետրների վրա:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Калинин Н. А. Исследование зубчатых передач. Часть I. Машгиз, 1941.
2. Голиков В. И. Технология изготовления точных цилиндрических колес. Машгиз, 1968.
3. Артаболевский С. И. Теория механизмов и машин. 1965.

С. Г. КАНДАЯН, К. А. МНДЖОЯН

О ДИНАМИЧЕСКОЙ ТОЧНОСТИ ДВОЙНОГО ПАРАЛЛЕЛОГРАММА

Двойной параллелограмм, представляющий собой семизвенную рычажную систему в сочетании с кривошипным или эксцентрикковым механизмом, в машиностроении часто используется для получения плоско-параллельного движения под значительными нагрузками. Например, в копирочно-фрезерных станках для перемещения инструмента по копиру. При помощи двойного параллелограмма и эксцентриккового механизма осуществляются плоско-параллельные колебания мастер-инструмента вихрекопировальных станков моделей МА-456 и 4592, которые предназначены для изготовления углеродистых электродов к электроэрозионным станкам [1]. Кроме точности изготовления и сборки двойного параллелограмма, на точность колебаний мастер-инструмента, определяющую точность изготавливаемого электрода, большое влияние оказывают те деформации, которые претерпевает двойной параллелограмм под действием внешних нагрузок.

В условиях отсутствия нагрузки при вращении кривошипа OO' идеального параллелограмма, все точки звена DEO' описывают правильные окружности (рис. 1). Погрешности изготовления и деформаций звеньев двойного параллелограмма приводят к искажению описываемых окружностей. Поэтому точность круговых плоско-параллельных колебаний звена DEO' можно характеризовать изменением параллельности любой прямой, например, DE , взятой на звене DEO' .

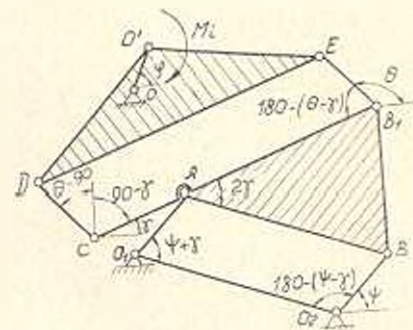


Рис. 1. Общий случай схемы двойного параллелограмма.

В статье рассматриваются вопросы динамической точности двойного параллелограмма под действием внешних нагрузок при условии идеальной точности изготовления и сборки механизма.

Принятая методика определения динамической погрешности сводилась к тому, что под действием внешних сил определялись деформации всех звеньев и податливости шарнирных соединений механизма,

которые принимались как изменения размеров звеньев, и определялось отклонение прямой DE от некоторого среднего положения.

Если предполагать, что на двойной параллелограмм действует момент M в плоскости чертежа по часовой стрелке, то очевидно, что: звенья B_1E и O_1B будут сжиматься, звенья DC , O_1A , CB и BA — растягиваться, участок AC подвергнется изгибу.

Действующий на двойной параллелограмм момент выражается формулой:

$$M = P_{\text{рез}} \sqrt{x^2 + y^2} \cos(\varphi - \vartheta), \quad (1)$$

где $P_{\text{рез}}$ — приведенная сила резания; x и y — координаты точки приложения силы $P_{\text{рез}}$; φ — угол поворота кривошипа OO' ;

$$\vartheta = \arctg \frac{y}{x}.$$

Следует отметить, что за один оборот кривошипа OO' , приложенный момент изменяется от $+M_{(\varphi=\vartheta)}$ до $-M_{(\varphi=\vartheta+\pi)}$.

При помощи общих уравнений механики определяются реакции в шарнирных соединениях и соответствующие им деформации отдельных звеньев, а также податливости шарнирных соединений с учетом направления действия сил.

Суммарное отклонение параллельности прямой DE от среднего положения, характеризующее общую динамическую погрешность двойного параллелограмма, получается как сумма отклонений прямой DE от деформаций отдельных звеньев и податливости шарнирных соединений.

Не принимая во внимание деформации жесткого треугольника $DO'E$ и стойки O_1O_2 ввиду их большей жесткости, суммарное отклонение прямой DE после соответствующих преобразований выразится следующим общим уравнением:

$$\begin{aligned} \Delta_{\theta} = & M \cdot \left[\frac{K_a}{\cos \gamma} \right] \left| \operatorname{ctg}(\vartheta + \gamma) - \operatorname{ctg}(\vartheta - \gamma) \right| \left[\frac{\cos \vartheta}{\sin(\vartheta - \gamma)} - \right. \\ & \left. - \frac{a_1}{a_2} \frac{\cos \vartheta}{\sin(\vartheta - \gamma)} \right] + \frac{4K_c}{a_2} \left| \operatorname{ctg}^2(\vartheta + \gamma) + \frac{a_1}{a_2} \operatorname{ctg}^2(\vartheta - \gamma) \right| + \\ & + K \left(1 - \frac{a_1}{a_2} \right) \operatorname{ctg}^2(\vartheta - \gamma) + K_c + \frac{2(bK_1 + 2K_2)}{a_1} \left| \operatorname{cosec}^2(\vartheta + \gamma) + \right. \\ & \left. + \frac{a_1}{a_2} \operatorname{cosec}^2(\vartheta - \gamma) \right| + \frac{K_c}{a} c \frac{\sin \vartheta}{\sin(\vartheta - \gamma)} \quad (2) \end{aligned}$$

где $a_1 = AB = O_1O_2 = AB_1$; $a_2 = CB_1 = DE$; $b = O_1A = O_2B = CD = B_1E$; $c = BB_1$;

$K_a = 1/EF_a$ — коэффициент податливости на сжатие (растяжение) для звена AB_1B_1 ;

$K_b = 1/EF_b$ — то же для звеньев CD , B_1E , O_1A , или O_2B ;

$K' = 1/EF_1$ — то же для участка AC ;

$K_c = 1/EF_c$ — то же для участка B_1B ;

K_n — коэффициент податливости шарнирных соединений;

$K_{и} = \frac{a_1(a_2 - a_1)}{16EI_{и}}$ — коэффициент податливости при изгибе для участка AC (или CB_1 , когда $\gamma = 0$).

В приведенных выражениях коэффициентов податливости:

E — модуль упругости материала звеньев;

F_a, F_b, F_c и F_1 — площади поперечных сечений различных звеньев;

$I_{и}$ — момент инерции сечения звена AC (или CB_1 при $\gamma = 0$).

В выражении (2) первый член характеризует долю динамической ошибки от деформации растяжения (сжатия) звена AB_1B , второй — от податливости шарниров в направлении звеньев CB_1 и AB , третий — от растяжения (сжатия) участка AC , четвертый — от изгиба участка AC (или звена CB при $B_1B = 0$), пятый — от сжатия (растяжения) звеньев CD, B_1E, O_1A и O_2B и податливости шарниров в направлении этих звеньев, шестой — от сжатия (растяжения) звена B_1B .

Формула (2) показывает, что динамическая точность двойного параллелограмма зависит от наличия изгибаемого участка AC , величин установочных углов ψ_0 и θ_0 (когда $OO' = 0$), наклона звеньев B_1C и $AB = 2\gamma$, длин звеньев a и b .

Интересующая нас динамическая ошибка качания звена DE выразится как разность экстремальных значений $\Delta\phi$:

$$\Delta\phi = \Delta\phi_{\max} - \Delta\phi_{\min}. \quad (3)$$

При работе двойного параллелограмма, когда кривошип OO' вращается и приложенный момент изменяется от $+M_i$ до $-M_i$, динамическая ошибка принимает экстремальные значения при определенных величинах углов ψ и θ , т. е. меняется в функции от φ, ψ_0 и θ_0 .

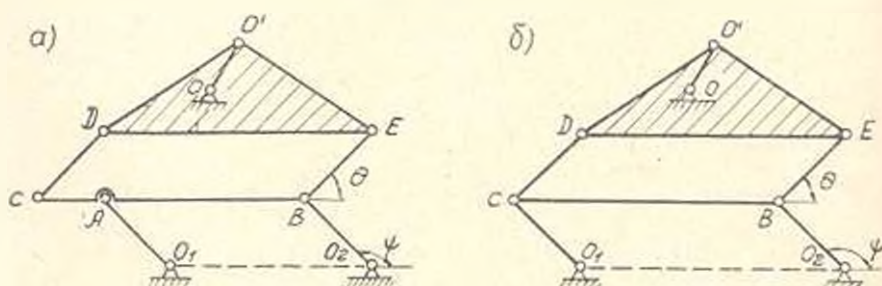


Рис. 2. Схема двойного параллелограмма: а) для станка МА-459; б) для станка 4592.

Из общей формулы легко получить частные случаи различных компоновок двойного параллелограмма.

Для двойного параллелограмма станка модели МА-459 (рис. 2. а) уравнение динамической погрешности (2), при постановке: $2\gamma = 0$, $K' = K_{и}$, $B_1B = 0$ и $K_c = 0$, примет следующий вид:

$$\begin{aligned} \omega = & M_1 \left[K_1 (\operatorname{ctg} \psi - \operatorname{ctg} \theta) \left(\operatorname{ctg} \psi - \frac{a_1}{a_2} \operatorname{ctg} \theta \right) + \right. \\ & + \frac{4 K_4}{a_1} \left(\operatorname{ctg}^2 \psi + \frac{a_1}{a_2} \operatorname{ctg}^2 \theta \right) + K' \left(1 - \frac{a_1}{a_2} \right) \operatorname{ctg}^2 \theta + \\ & \left. + K_u + \frac{2(b K_b + 2 K_n)}{a_1} \left(\operatorname{cosec}^2 \psi + \frac{a_1}{a_2} \operatorname{cosec}^2 \theta \right) \right] \quad (4) \end{aligned}$$

Для двойного параллелограмма станка 4592 (рис. 2, б), когда $2\gamma = 0$, $K' = K_0$, $a_1 = a_0 - a$, $B_1 B = 0$ и $K_1 = 0$, уравнение динамической ошибки будет:

$$\Delta \sigma = M_1 \left[K_a (\operatorname{ctg} \psi - \operatorname{ctg} \eta)^2 + 4 \frac{K_a}{a} (\operatorname{ctg} \psi + \operatorname{ctg} \eta) + \frac{2(bK_b + 2K_\pi)}{a} \operatorname{cosec}^2 \psi + \operatorname{cosec}^2 \eta \right]. \quad (5)$$

Для модернизированного двойного параллелограмма станка 4592 (рис. 3), где применен стержневой треугольник CB_1B , при условии $K = K_n$, $a_1 = a_n = a$ и $c = 2a \sin \gamma$, уравнение (2) запишется в виде:

$$\Delta\theta = -M_1 \left\{ \frac{K_n}{\cos \gamma} \left| \operatorname{ctg}(\psi + \gamma) - \operatorname{ctg}(\theta - \gamma) \right| \right\} \left| \frac{\cos \psi}{\sin(\psi + \gamma)} - \frac{\cos \theta}{\sin(\theta - \gamma)} \right| +$$

$$+ \frac{4K_n}{a} [\operatorname{ctg}^2(\psi + \gamma) - \operatorname{ctg}^2(\theta - \gamma)] +$$

$$+ \frac{2(bK_b + 2K_n)}{a} [\operatorname{cosec}^2(\psi + \gamma) - \operatorname{cosec}^2(\theta - \gamma)] +$$

$$+ \frac{cK_c}{a} \left| \frac{\sin \theta}{\sin(\theta - \gamma)} \right|. \quad (6)$$

Для оценки различных схем двойного параллелограмма по величине динамической ошибки воспользуемся уравнением (3) и принимая: $a_1 = 196$ мм, $a_2 = 256$ мм, $n = 250$ мм, $b = 60$ мм, $\gamma = 45^\circ$, $\alpha = 45^\circ$, $\beta_0 = 135^\circ$ и $\beta = 90^\circ$, определим экстремальные значения входящих в формулу тригонометрических функций и вычислим коэффициенты $K_1, K_2, K_3, K', K_4, K_5$. Тогда уравнения (4), (5) и (6) выразятся следующим образом:

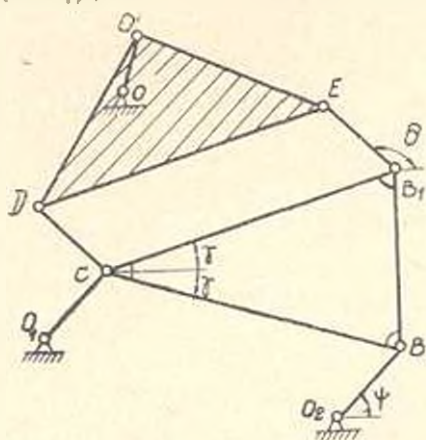


Рис. 3. Схема модернизированного двойного параллелограмма для ступки 4592.

$$\Delta_1\sigma = M_i (5,18 + 22,0 + 0,35 + 13,6 + 4,4) \cdot 10^{-7} = 45,53 \cdot 10^{-7} M_i; \quad (4a)$$

$$\Delta_2\sigma = M_i (5,92 + 19,5 + 2,8) \cdot 10^{-7} = 28,22 \cdot 10^{-7} M_i; \quad (5a)$$

$$\Delta_3\sigma = M_i (0,40 + 6,45 + 1,38 + 1,44) \cdot 10^{-7} = 9,67 \cdot 10^{-7} M_i. \quad (6a)$$

В табл. 1 приведены данные, характеризующие долевое влияние отдельных факторов на динамическую точность двойного параллелограмма.

Таблица 1

Для двойного параллелограмма	Динамическая ошибка						
	общая	от скатия или растяжения звеньев <i>a</i>	от податливости шарниров	от скатия или растяжения участка <i>AC</i>	от изгиба звена <i>AB</i> (или участ- ка <i>AC</i>)	от скатия или растяжения звеньев <i>b</i>	от скатия или растяжения звена <i>c</i>
к станку МА-459 (рис. 2, а)	45,53	5,18	22,00	0,35	13,6	4,40	—
к станку 4592 (рис. 2, б)	28,22	5,92	19,50	—	—	2,80	—
к модернизиро- ванному станку 4592* (рис. 3)	9,67	0,40	6,45	—	—	1,38	1,44

* Суммарное поперечное сечение звеньев *CB₁* и *CB* равно поперечному сечению звена *a*.

Сравнительный анализ формул (4), (5), (6), (4 а), (5 а), (6 а) и данных табл. 1 позволяет сделать следующие выводы и рекоменда-ции.

1. Доля динамической ошибки, обусловленная податливостью шарнирных соединений, составляет 48—69 % от общей динамической ошибки двойного параллелограмма всех схем. Поэтому при разработке конструкции следует особое внимание уделить усилению шарнирных соединений.

2. Наличие изгибаемого участка в схеме двойного параллелограмма значительно увеличивает общую динамическую ошибку и является весьма нежелательным элементом.

3. Увеличение длины звеньев *a* приводит к уменьшению динамической ошибки двойного параллелограмма, т. к. на *a* делятся коэффициенты податливости *K₁* и *K₂*.

4. К некоторому снижению динамической погрешности приводит также уменьшение длины звеньев *b*, т. к. последний умножается на коэффициент податливости *K₃*.

5. Наличие жесткого треугольника *AB₁B* с углом 2° приводит к резкому уменьшению динамической ошибки за счет изменения углов действия реакций в шарнирах.

Ս. Կ. ԿԱՌԱՅԱՆ, Կ. Ա. ՄԱՋՈՅԱՆ

ԿՐԿՆԱԿԻ ԶՈՒԳԱԼՆԻՍԻՄԻ ԳՈՂԱՄԵԹՈՒԼԱՆ ԿՇՏՈՒԹՅԱՆ ՎԵՐԱԲԵՐՅԱԼ

Ա մ փ ո փ ո ռ մ

Հողվածում բնարկվում են ՄԱ-459 և 4592 մոդելների մրրկապատճենա-
յան հաստոցների կրկնակի զուգահեռադծի դինամիկական ճշտության հար-
ցերը մեխանիզմների պատրաստման ու հավաքման իդեալական ճշտության
պայմանով: Որոշված են մեխանիզմների բոլոր սղակների դեֆորմացիաները
և հողակապային միացումների բնկրկելիություններն արտաքին ուժերի ազ-
դեղության ներքու նշվում է, որ հողակապային միացումների բնկրկելիու-
թյամբ պայմանավորված սխալը կազմում է կրկնակի զուգահեռադծի ընդ-
հանուր դինամիկական սխալի 48—69%-ը՝ դիտված բոլոր սխեմաների հա-
մար:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Кандоян С. Г., Мнджоян К. А. Высокопроизводительный станок для серийного изготовления электродов и электроэрозионным станкам. «Станки и инструмент», № 12. 1968.

ԷՆԵՐԳԵՏԻԿԱ

Հ. Տ. ԱՊՈՆՑ

ԻՆՅԱՐՄԱՅԻՆԱՅԻ ԳԵՐԸ ԿԱՌԱՎԱՐՄԱՆ ԽՆԴԻՐՆԵՐՈՒՄ*

Ժամանակակից գիտությունը ընդլայնվում է նրանով, որ այն թափանցում է բարձր ջերմաստիճանների ու ճնշումների, շարժման բարձր արագությունների, էլեկտրական լարումների սահմանային մակարդակների, վայրկյանում միլիոնավոր զործողությունների հասնող հաշվման արագությունների, կապի մեկ կանալով մի քանի հազար տարրեր ինֆորմացիաների հաղորդման, տիեզերքի անսահման տարածությունների, միկրո- և մակրոաշխարհի, զերհաստի ու տիեզերքի հաստատման, արտաքին ազդեցություններին դիմադրելու հնարավորին չափ մեծ ընդունակություն ունեցող նյութերի ստացման և այլ բնագավառները։ Գիտության այս և բազմաթիվ նման նվաճումների հիման վրա ինժեներա-տեխնիկական միտքը ստեղծել է մեքենաների, ադրեդանների, մեքենաների կոմպլեքսների, կառավարման ավտոմատացված սխեմաների և կիբեռնետիկական սարքավորումների նոր տեսակներ ու տիպեր, որոնք ապահովում են ընդլայնված վրա մարդու ազդեցության, աշխատանքի արտադրողականության ու կյանքի մակարդակի բարձրացման հետ կապված մի շարք բարդ խնդիրների սկզբունքորեն նոր լուծումներ։

Տեխնիկական առաջադիմության այս կողմը վերջին երկու տասնամյակներում լուսաբանող օրինակներից կարելի է նշել Սևան-Հրազդան կասկադի բոլոր էլեկտրակայանների կրկնապատիկ հզորությունը գերազանցող հիդրո-գեներատորի ստեղծումը, 240 մրն ճնշման և 565°C ջերմաստիճանի տակ աշխատող ջերմային ադրեդանների, գերարագործ թվային հաշվիչ մեքենաների և մակրոուլթրաձայնային միկրոնների ճշտությամբ մշակող մեքենաների ստեղծումը, մինչև մեկ միլիոն վոլտ լարմամբ էլեկտրահաղորդազանցի կիրառումը, տիեզերական տարածություններում ուղիղապես ապահովող սարքավորումների ստեղծումը, գերբարձր ճնշումներ, ջերմաստիճաններ ու արագություններ օդատարածող մեքենաների ստեղծումը։

Գերհզոր, լրիվ ավտոմատացված սխեմաների ստեղծման և նրանց օպերիմալ կառավարման ուղիների որոնման բնագավառում հետադա հաջողություններ կանխագուշակելիս ծագում են մի շարք հարցեր։ Դրանցից մեկն է՝ բնդհանրացված սրյեկտի կամ օրյեկտների սխեմայի օպերիմալ կառավարման խնդրի լուծման ժամանակ ինֆորմացիայի անբավարարության, լրիվության կամ ավելցուկության հարցը։

Անցնելով կառավարման խնդիրներում ինֆորմացիայի դերին նշենք, որ կառավարման ենթակա օրյեկտ սակավ հասկանում ենք.

ա) Ցանկացած տիպի մեքենաներ՝ էլեկտրական, հիդրավլիկական և այլն,

* ՍՍՀ ԳԱ ընդհանուր Լոգոֆում 1970 թ. մարտի 20-ին կարգացված գեկուցման շարադրանքը։

որոնք կիրառվում են արդյունաբերության, գյուղատնտեսության, կուլտուրայի և կինոգադի ամենատարբեր ընկալման ենթակայությունում:

բ) Ցանկացած տիպի համակարգեր, որոնք ընդգրկվում են լրիվ կամ մասնակիորեն ավտոմատացված մեքենաների, սարքավորումների բաղմուխներ, սրինակ՝ էլեկտրաէներգետիկ, ինֆորմացիայի մշակման, տրանսպորտային սիստեմաներ, հեռախոսային միջոց կառավարվող բարդ ազդեցատների կոմպլեքսներ և այլն:

դ) Տարբեր ուղեկատների, ազդեցատների և սիստեմաների հաշվարկման, նախագծման, կոնստրուկցիաների մշակման, փորձարկման և կառավարման ցանկացած մեթոդներ, եղանակներ ու ձևեր:

զ) Ընդհանուր դեպքում՝ պիտական մտածողություն, տեսության, փորձի, անալիզի և սինթեզի պրոցեսները:

Ընդհանրացնելով՝ կառավարվող օբյեկտի տակ կարելի է հասկանալ ցանկացած համակարգ, որը ժամանակի և տարածության մեջ դրսևանում է որոշ փոփոխության վիճակում:

Ընդհանրացված համակարգի կառավարման խնդիրը սահմանվում է հասկանալ աշխարհի ալգորիթմ, որն ապահովում է համակարգի ամենաուպահիմալ առցանց ժամանակի և տարածության մեջ տրված վիճակից մեկ այլ՝ նոր կոորդինատներով կամ կառավարվող օբյեկտի կառուցվածքի փոփոխություններով բնորոշվող, վիճակի՝ Անցնում՝ մարդու նվազագույն մասնակցություն, նյութական ռեսուրսների, էներգիայի և ժամանակի միջինում ծախսման տեսակետից:

Ընդհանրացված օբյեկտի օպերիմալ կառավարման խնդրի լուծման համար անհրաժեշտ ինֆորմացիա ստիլով պետք է հասկանալ. նախ՝ կառավարվող օբյեկտը բնորոշող պարամետրները, բնութագրերը և մնացած այլ տեղեկություններ, երկրորդ՝ օբյեկտի նախնական վիճակը տարածության և ժամանակի մեջ բնորոշող բոլոր պարամետրներն ու բնութագրերը, երրորդ՝ ընդհանրացված կառավարվող օբյեկտի շարժման սկզբունքները և օրենքները տրված վիճակից նոր օպերիմալ վիճակի կամ նոր կառուցվածքի անցնելիս, չորրորդ՝ օբյեկտի մեկ ռեժիմից մյուսին անցնելու կամ նրա կառուցվածքի փոփոխությունների օպերիմալությունը ապահովող շահանքները:

Ինֆորմացիայի ծավալը, որն անհրաժեշտ է կառավարման խնդրի լուծման համար, ամբողջովին կախված է իրեն՝ կառավարող օբյեկտի, բնույթից և բարդությունից:

Ակնհայտ է, որ փոքր, հասարակ օբյեկտների կառավարման խնդիրները կարող են լուծվել փորձառիմալ ինֆորմացիայի օգնությամբ և շատ հասարակ սեխնիկական միջոցներով: Այնինչ, բարդ համակարգերի կառավարման խնդիրների համար անհրաժեշտ է ինֆորմացիայի մի քանի տասնյակ հազար կամ միլիոն միավորներով արտահայտված ինֆորմացիա: Ինֆորմացիայի ստացման, պահպանման, կողավորման, դեկոդավորման, մշակման, հաղորդման և կառավարվող օբյեկտների մեջ ներդնելու համար պետք են առավել արագադուր, հուսալի և փոքրածավալ միջոցներ:

Որպես շատ բարդ կառավարվող օբյեկտի օրինակ դիտենք ներկայիս միացյալ էներգահամակարգը: Այդպիսի օբյեկտների թվին են պատկանում. օրինակ՝ Անդրկովկասյան, Ուրալյան, Միջինասիական, Հյուսիս-կովկասյան, Հյուսիս-արևմտյան և այլ միացյալ էներգահամակարգերը: Նման բարդ էներ-

դաճամակարգեր զոյուկյուն ունեն նաև նվրոպայում, Ամերիկայում և այլ աշխարհամասերում: Էներգաճամակարգի օպտիմալ կառավարման խնդիրների լուծման համար, այսինքն՝ նրա աշխատանքի այնպիսի ռեժիմի ապահովման համար, որի ղեկավարում բոլոր ջերմաէլեկտրակայաններում վառելիքի ծախսը լինի նվազագույնը, անհրաժեշտ են ինֆորմացիայի հետևյալ տեսակները. համակարգում ընդգրկված բոլոր էլեկտրակայանների, սարքավորումների, տրանսֆորմատորային ենթակայանների, էլեկտրահաղորդման գծերի և բեռնվածքների պարամետրներն ու բնութագրերը, տեղեկություններ համակարգում օգտագործվող բոլոր կարգավորող և կայունացնող սարքերի մասին, ավելաներ համակարգի առանձին կայանների ու հանգույցների էլեկտրական, ջերմային, հիդրավլիկական, էկոնոմիկական նախնական ռեժիմների փերաբերյալ, համակարգի նոր՝ ավելի արդյունավետ, ռեժիմի փետրման համար անհրաժեշտ բոլոր տեղակի հավասարումների (ինտեգրալիֆերենցիալ, Նանրահաշվական, տրանսցենդենտ և այլն) պարամետրներն ու կառուցվածքը, որոնք ենթակա են համառոտ լուծման: Այդպիսի ինֆորմացիայի ընդհանուր ծավալը հաշվվում է մի քանի հարյուր հազար կամ միլիոն թվով: Այսպիսի ինֆորմացիան համարյա ակնթարթորեն հաշվողական-կառավարող կենտրոն հաղորդելը, կողավորելը և պահպանելը՝ չափազանց լուրջ խնդիր է:

Համակարգի կառավարման խնդրի լուծման համար անհրաժեշտ են հաշվողական տեխնիկայի ամենաարագործ միջոցները, որոնք ապահովում են հարյուրավոր և հազարավոր բարդ հավասարումների համատեղ լուծումը: Նշենք, որ այստեղ անհրաժեշտ են լինում ոչ միայն ժամանակակից արագագործ էլեկտրոնային թվային հաշվիչ մեքենաներ, այլև անալոգային մաթեմատիկական մեքենաներ, որոնք ապահովում են մեծ թվով ինտեգրալիֆերենցիալ հավասարումների համարյա ակնթարթային լուծումը:

Կառավարման խնդիրների հավասարումների լուծումից ստացված ինֆորմացիան պետք է համարյա ակնթարթորեն ներդրվի օբյեկտներում և համակարգի առանձին հանգույցներում՝ համակարգը օպտիմալ ռեժիմի բերելու համար: Կառավարող համակարգը և ինֆորմացիա հաղորդող միջոցները փաստորեն հանդիսանում են հետադարձ կապ՝ կառավարվող օբյեկտի ընդհանուր սխեմայում: Օպտիմալացման այս պրոցեսը, ավելի ճիշտ՝ համակարգի օպտիմալ կառավարումը, պետք է լինի անընդհատ օրվա, շաբաթվա և տարվա ընթացքում: Նման բարդ համակարգերի թիվն անընդհատ աճելանում է: Այդ կարգի համակարգեր են՝ տրանսպորտային սխեմաները, արդյունաբերական խոշոր կոմբինատները, էղանակի նախիմացության ծառայությունները, հեռագրա-հեռախոսային կոմունիկացիաները, արդյունաբերության առանձին բնագավառների կառավարման ավտոմատացված սխեմաները, գիտատեխնիկական ինֆորմացիայի ծառայությունները, ժամանակակից գիտական էքսպերիմենտների կառավարման սխեմաները և այլն: Եվ վերջապես, ամենաբարդ համակարգերի թիվն է զատվում էկոնոմիկական պլանավորման, արդյունաբերությունների խթանման և պատրաստի արտադրանքի լավագույն բաշխման խնդիրը, աչսինքն՝ էկոնոմիկայի և նրա առանձին բնագավառների կառավարման խնդիրը:

Համակայն վերջին տասնամյակներում առաջացած նոր գիտական ուղղություն՝ ինֆորմացիայի տեսություն, հիմնական դրույթների՝ օբյեկտի լավագույն

կառավարման խնդրի լուծման միակուսությունն ապահովելու համար անհրաժեշտ է ինֆորմացիայի լրիվ ծավալի բնորոշման անընդհատությունը: Ինֆորմացիայի անընդհատությունը հանգեցնում է կառավարման խնդրի լուծումներին բազմություն, որոնցից միայն մեկն է օպտիմալը, իսկ մի քանիսը՝ մոտ են օպտիմալին: Գրանույն է հենց կայանում ընդհանրացված օբյեկտի կառավարման խնդրի լուծման մեջ ինֆորմացիայի լրիվության դերը լուսաբանող հարցի էությունը:

Ռուսա բարդ սխառեմի կառավարման խնդրի լուծման մեջ ինֆորմացիայի դերը լուսաբանող օրինակ վերցնենք այն հայտնի վիճարկ, որը անդի ունեցավ ինքսրի ամենամեծ միացյալ էներգահամակարգերից մեկում՝ Ամերիկյան էներգահամակարգում: Նշված համակարգը այնքան բարդ էր, որ շնայած ավտոմատիկայի, հեռուստամիսանիկայի, հաշվողական տեխնիկայի, ինֆորմացիայի հաղորդման ու մշակման միջոցների առատությունը, նրանում 1965 թ. նոյեմբերի 9-ին անդի ունեցավ բազմաթիվ էլեկտրակայանների զուգահեռ աշխատանքի խանգարում: Վթարն ընդգրկեց ԱՄՆ-ի մի քանի նահանգների տեղիաորիան: Ամրողը շրջաններ և բաղաբներ (այդ թվում և Նյու-Յորքը) մի քանի ժամ զրկվեցին էլեկտրամատակարարումից: Այդպիսի կատառոսթիկ վթարի պատճառը նրանումն էլր, որ այդ միացյալ էներգահամակարգերում չկային պահեստային գնեհրատորները, էներգահատակը՝ ամերիկյան էներգետիկայում կա մոտ 30% պորություն ռեզերվ: Պատճառը նրանումն էր, որ եղավ մի պահ՝ երբ այդպիսի բարդ համակարգի ռեժիմների կառավարման անխափանությունն ապահովելու համար անհրաժեշտ ինֆորմացիան անբավարար էր, ու լրիվ բնդհատ: Իսպաբեց պործել կառավարման օրենքը: Համակարգը գարձավ չկառավարողը: Վրա հասավ վթարը՝ բերելով նյութական և բարոյական անհաշիվ կորուստներ: Նման վթարների զեպքերը եղակի չեն:

Վթարային իրադրություն օրինակներ, որոնք բերում են կառավարող օբյեկտի ստրուկտուրայի քայքայման, կարելի է բերել և ուրիշ բնագավառներից՝ տրանսպորտի, հեռախոսա-հեռապրաչին կապի, կառավարվող թռչող ապարատների, արդյունաբերական ձեռնարկությունների, նյութատեխնիկական մատակարարման սֆերայի և այլն:

Օրենքի կառավարման օրենքի խախտման պատճառով բարդ համակարգերում ծագող վթարային իրադրությունները հանգեցնում են որոշակի տնտեսական վնասի, բայց, որպես օրինը, այդ զեպքերը հազվագեպ են և դրանց դոմարային բացասական էֆեկտը այնքան էլ մեծ չէ:

Այնպիսի դպալի տնտեսական վնաս է հասցվում, երբ օբյեկտի օպտիմալ կառավարման խնդիրները լուծվում են ուղարավար ինֆորմացիայի պայմաններում: Այդպիսի զեպքերում, ինչպես նշվեց վերևում, չեն հասնում օպտիմալ ևեմիթի և, որպես հետևանք, վնասի ինտեպրալ էֆեկտը լինում է մեծ ու անթույլատրելի: Կարելի է բերել շատ օրինակներ, որոնք ցույց են տալիս, թե ինչպիսի նշանակալի տնտեսական էֆեկտի են հանգեցնում օբյեկտի օպտիմալ կառավարման նպատակներով ինֆորմացիայի հավաքման, պահպանման և օղտապորժման ժամանակակից միջոցների կիրառումը: Եվ հակառակը՝ նշված օբյեկտների կառավարումը առանց ինֆորմացիայի մշակման միջոցների, այսինքն՝ կառավարման ինֆորմացիայի ծավալի անբավարարությունը, հանգեցնում է տեխնիկա-տնտեսական վնասի:

Պարզաբանման համար բերենք մի օրինակ: Հայկական էներգետիկայի

ինստիտուտի կողմից կատարվել են երկարատև փորձեր Վուլպոյրադյան էներգահամակարգի ուժեղացման ուղղությամբ, այդ նպատակով օգտագործելով ժամանակակից հաշվիչ մեքենաները և տեխնոլոգիաները:

Վուլպոյրադյան էներգոյի ուժեղացման ծառայության ավագներով միայն այդ համակարգի օպերիմալ ուժեղացման ներդրումից ստացվող անսխալ և ֆինկար, ուժ օպերիմալ ուժեղացման հետ համեմատած, ղեկավարվում է տարեկան 1,2 միլիոն սուրբու սահմաններում:

Եթե հաշվի առնվի, որ այդպիսի էներգահամակարգերի թիվը ՄԱՀՄ-ում հասնում է հարյուրի, ապա հեշտ է հաշվել օրյակների կամ օրյակների համակարգի ուժեղացման օպերիմալացման համար ինֆորմացիայի օգտագործումից ստացվող հսկայական ֆինկար:

Ընդհանրացված օրյակների կառավարման ինֆորմացիայի ինֆորմացիայի օգտագործման հետ կապված բազմաթիվ գիտական կոնֆերանսներում, սիմպոզիումներում, գիտական ամսագրերի և պրերի օրյակում ընկերակցվում է այն հարցը, թե իրոք տեղի ունի՝ ինֆորմացիայի անբավարարություն, լրիվություն կամ ավելցուկություն: Շատերն ընդունում են, որ գոյություն ունի ինֆորմացիայի մեծ ավելցուկություն, այն հիմնավորելով՝ հրատարակվող ամսագրերի ու պրերի քանակի աճով, գիտահետազոտական ինստիտուտները ցանցի ընդլայնմամբ, գիտական կոնֆերանսների, գիտությունների ու համագործակցության մեծ թվով, մեծ քանակությամբ հաշվիչ, ինֆորմացիոն, կառավարող ավտոմատների ու մեքենաների կիրառումով:

Այդ, ճիշտ է, որ տեղի ունի ինֆորմացիայի ընդհանուր ծավալի կտրուկ աճ: Բայց ճիշտ է և մյուսը՝ նկատվում է նոր, ավելի բարդ կառավարման օրյակների առավել կտրուկ և ավելի արագ առաջացման պրոցես: Վերջին տասնամյակներում առաջացած կառավարվող օրյակներից շատերն այնքան բարդ են, որ գործնականորեն դառնում են չկառավարվող, եթե այդ նպատակների համար չօգտվեն ինֆորմացիայի հավաքման, պահպանման, կոդավորման, մշակման, հաղորդման և կառավարվող օրյակներում ներդրման ժամանակակից միջոցներից: Այդ պրոբլեմի սրությունը կայանում է նրանում, որ կառավարվող օրյակների բարդացումը, օրինակ՝ ստրուկտուրայի կրկնակի մեծացումը, բերում է նրա օպերիմալ կառավարման համար անհրաժեշտ ինֆորմացիայի քանակի չորս և ավելի անդամ ավելացման:

Այսպիսով, ընդհանրացված օրյակների կառավարման ինֆորմացիայի լուծելի մեծամասնամասը զբաղվում է անհրաժեշտ ինֆորմացիայի սուր անբավարարություն: Ահա թե ինչու են ձեռնարկվում հսկայական ջանքեր ինֆորմացիայի հավաքման, կոդավորման, պահպանման, հաղորդման, մշակման և կառավարման օրյակներում այն ներդրելու կենտրոնացված, հզոր, լրիվ և ավտոմատացված համակարգեր ստեղծելու ուղղությամբ: Առաջ է եկել մի բանի միլիոն թիվ ինֆորմացիա պահպանող ինֆորմացիոն մեքենաների պահանջ: Պահանջվում են ստրուկտուրաներ և մեքենաներ, որոնք կապահովեն ինֆորմացիայի առանձին հազարավոր սերիաների հաղորդումը միմյանցից, մասնագիտացված անալոգային մոթեմատիկական մեքենաների օգնությամբ ինֆորմացիայի մշակման արագությունը հասնում է մեկ վայրկյանում միլիոնավոր գործողությունների:

Ինֆորմացիայի, ալգորիթմների, օպտիմալացման մեթոդների և շահանքների, ալգորիթմներն իրականացնող ձրագրերի և այլնի ապակենտրոնացված պատկանումը նշանակալից մեծա է հասցնում ժողովրդական տնտեսությանը:

Մասնատիրական մեթոդների խորը ներթափանցումը գիտության և արդյունաբերության տարրեր ընազավառները և այդ կապակցությամբ դիտության մի ընազավառում ստացված արդյունքները այլ ընազավառների օրյեկտներ կատարարման խնդիրների լուծման համար օգտագործելու հնարավորության ստաջացումը հանգեցնում է դիտական մշակումները պրակտիկայում արագորեն ներդնելուն: Այսպես, սրինակ՝ 100—200 տարի առաջ մշակված մի ամբողջ շարք մասնատիրական տեսություններ և հաշվարկի մեթոդներ ստացել են արդյունավետ կիրառություն ժամանակակից մեքենաների, ադրեդատների և համակարգերի կատարարման տմենատարրեր խնդիրներ լուծման միջ:

Մեր օրերում նկատվում է այդ մեթոդների հատկա ներթափանցումը բնական, ընադիտության, լիզվաբանության, տնտեսագիտության, հոգերանության մեջ. չխոսելով տեխնիկայի մասին: Հետաբրբակտն է, որ Մ. Բոտվինիկի կողմից առաջարկված շահամատային խադի ալգորիթմը օգտագործվել է մի շարք բարդ համակարգերի սեմիոմների կայունության խնդիրները լուծելու. կարելի է ըերել այդպիսի բաղմաքիվ օրինակներ:

Այստեղ ներկա գտնվող տարբեր դիտական ուղղությունների ներկայացուցիչները հնարավոր է և չեն կասկածում, որ դիտության և տեխնիկայի մի ինչ, որ, շատ հեռավոր ընազավառում արդեն մշակված են ինֆորմացիայի մշակման մեթոդներ, որոնք չիովին պիտանի են սեխական ուսումնասիրությունների համար: Այդ կարգի բացերը կարող են լրացվել միայն ինֆորմացիայի հավաքման, պահպանման, մշակման և հաղորդման կենտրոնացված, ավտոմատացված, արագադործ համակարգերի լույն օգտագործմամբ:

Г. Т. АДОНИ

РОЛЬ ИНФОРМАЦИИ В ЗАДАЧАХ УПРАВЛЕНИЯ*

Р е з ю м е

1. Благодаря большой концентрации материальных энергетических ресурсов в промышленности и исключительным достижениям науки в самых различных областях знаний ныне созданы машины, агрегаты, комплексы и системы, для управления которыми необходима информация, выражаемая от десятков тысяч до нескольких миллионов единиц информации.

2. Из-за недостаточных технических возможностей сбора, хранения, обработки и передачи информации целый ряд задач управления обобщенными объектами решается неоптимальным способом. Отсутствие средств оптимального управления приводит к огромному экономическому ущербу.

* Изложение доклада на общем собрании АН Арм ССР 20 III 1970 г.

ческому ущербу. Управление без полноты информации, т. е. при ее недостаточности, может привести к аварийным срывам процесса управления к экономическому ущербу.

3. Создание централизованных автоматизированных систем обработки информации позволяет добиваться не только оптимального решения задач управления, но и быстрого использования результатов науки, полученных в одной ее области, во многих других областях, обладающих общностью алгоритма оптимального управления объектом или системой.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

А. Г. НАЗАРОВ

О ПЕРЕВОДЕ СЕЙСМИЧЕСКОЙ ШКАЛЫ НА
КОЛИЧЕСТВЕННУЮ ОСНОВУ

В статье приводятся соображения о путях перевода сейсмической шкалы, основанной на макросейсмических характеристиках, на количественную, т. е. инструментальную основу. Эта мера необходима не только с точки зрения требований современной науки, но и в связи с тем, что несейсмостойкие здания, поставившие макросейсмическую данность, в сейсмических районах постепенно ликвидируются. За меру сейсмической интенсивности предлагается принять все три компонента сейсмического ускорения почвы. В связи с трудностью их сопоставления для оценки интенсивности землетрясений, на основе акселерограмм вычисляются спектры реакции, более легко сопоставимые между собой. Для возможности максимального сохранения информации об интенсивности прошлых землетрясений каждому баллу по макросейсмическим признакам следует отнести все сходственные спектры реакции. На основе установления нижней и верхней огибающих этих спектров для каждого балла производится оценка интенсивности землетрясения в баллах. В зависимости от принятой точности спектры реакции или отвечающие им акселерограммы, отнесенные к данной балльности, используются для анализа поведения сооружений в сейсмических условиях.

В заключение приводятся соображения о векторном построении сейсмической шкалы, т. е. о принятии нескольких чисел, выписанных в определенной последовательности для оценки интенсивности землетрясений.

Проблема оценки интенсивности сильных землетрясений сложна. Трудности, связанные с решением этой проблемы, велики. Известно, что сейсмическая карта СССР, по которой осуществляется сейсмическое районирование, и нормы, регламентирующие строительство в сейсмических районах, имеют в своей основе оценку интенсивности землетрясений по сейсмической шкале балльности [1,2]. Согласно этой шкале балльность сильных землетрясений, представляющих интерес со строительной точки зрения, устанавливается преимущественно по степени повреждения несейсмостойких зданий, т. е. зданий устаревших конструкций. Учитывая большой разброс прочностных и деформационных характеристик материалов построек, а также разнообразие конструкций этих построек в зависимости от местоположения и времени возведения, можно понять причину большой приближенности оценки интенсивности землетрясений по шкалам балльности.

Делались также попытки привязки к шкале балльности количественных механических характеристик колебаний почвы или сооружений. В этом направлении наиболее интересны и систематичны работы Канкани и С. В. Медведова [3,1]. Недостатки такого рода попыток обще-

известны (см., например, [4]).

Следует подчеркнуть также, что всякая шкала по своей идее должна являться однозначной функцией одной переменной. Поэтому строгую, точную шкалу для такого многофакторного явления как землетрясение создать невозможно.

Можно говорить лишь о приближенных сейсмических шкалах по какому-либо интегральным признакам.

Несмотря на все недостатки существующих шкал и на их условность, в настоящее время они являются единственными мерилami интенсивности именших место в прошлом землетрясений. Но также ясно, что бурный рост современной строительной индустрии и повсеместное развитие сейсмостойкого строительства во многих странах уже приводит к вытеснению несейсмостойких, устаревших зданий, служащих измерителями интенсивности землетрясений по существующим шкалам. Практически мы постепенно лишаемся самой опоры, хотя и шаткой, но все же опоры для оценки интенсивности землетрясений по баллам на основе макросейсмического материала.

Поэтому настоятельно необходимо принять срочные меры для сохранения преемственности, а также возможно надежного стыкования и способах оценки интенсивности землетрясений в прошлом, настоящем и будущем. Вопрос этот актуален и сложен.

Ясно одно, необходима систематическая инструментальная фиксация интенсивности землетрясений и создание на этой основе новой сейсмической шкалы, уязвленной с существующими насколько это возможно.

Для сравнения сейсмической интенсивности в различных точках земной поверхности нужно выбрать ее меру. Если протяженность сооружения мала по сравнению с длиной сейсмической волны, то поведение его, с точки зрения механики сплошных сред, достаточно точно определяется тремя компонентами перемещения поверхности земли в заданной точке при фиксированных деформационных свойствах площадки строительства и самого сооружения. Для протяженных на плане сооружений требуется знание тех же перемещений в нескольких точках основания. Это позволит различать смещения по амплитудам и фазам.

Поскольку в дифференциальные уравнения колебаний зданий непосредственно входят ускорения смещений почвы при землетрясениях, то целесообразнее записывать ускорения, нежели смещения почвы. Поэтому окончательно принимаем за меру сейсмической интенсивности землетрясений в данной точке все три компонента ускорения почвы в функции от времени, записанные в этой точке акселерографами. В случае отсутствия таковых можно приближенно двукратно дифференцировать записи смещения почвы, доставляемые сейсмографами [5].

Опыт показывает (К. Канаи, А. А. Скорик и др. [6,7]), что трудно осуществлять сопоставление сейсмограмм или акселерограмм, полученных в различных пунктах, для вынесения суждения об относи-

тельных значениях интенсивности землетрясений и них. Объясняется это в основном нестационарностью сейсмических колебаний, представляющих собой по существу переходный процесс от одного состояния равновесия земной коры к другому. Возникает поэтому потребность в получении более упрощенной вспомогательной меры сейсмической интенсивности, если даже это будет сопровождаться частичной потерей информации. С этой точки зрения интересны так называемые спектры реакции или, что то же, приведенные сейсмические ускорения, представляющие собою сейсмические силы, возникающие в сосредоточенных массах линейных осцилляторов различных периодов свободных колебаний и отнесенные к единице массы при некотором фиксированном значении логарифмического декремента колебаний [1, 8, 9, 10].

Графическое оформление спектра реакции таково: по оси абсцисс откладываются периоды свободных колебаний линейного осциллятора, а по оси ординат — их реакции. Спектры реакции при различных логарифмических декрементах колебаний линейных осцилляторов легко вычисляются на основании акселерограмм с помощью ЭЦВМ. Спектры эти удобны для анализа напряженного состояния конструкции в пределах упругости, как системы с одной степенью свободы. Они довольно успешно применяются и для приближенного анализа поведения сооружений, представляющих из себя упругие системы со многими степенями свободы.

Опыт работы с подобного рода спектрами показал большое их удобство и в другом отношении. Спектры эти дают возможность в дифференцированном сопоставлении интенсивности землетрясений в различных грунтах и морфологических условиях в зависимости от периодов свободных колебаний. В частности, С. В. Медведев предлагает осуществлять сопоставление интенсивностей землетрясений по максимальным отклоненным положениям упругого маятника при периоде свободных колебаний, равном 0,25 сек. и при логарифмическом декрементах колебаний 0,5 [1].

Для сравнительной оценки землетрясений, имевших место в различных пунктах или в разное время, за приближенную меру интенсивности землетрясений можно принять спектры реакции. Спектры реакции значительно проще сравнивать между собой, нежели ускорения почвы, заданные в функции от времени. Здесь имеется еще то удобство, что спектры реакции можно получить непосредственно с помощью многомаятниковых сейсмометров, размещенных в различных пунктах [1, 8].

Как указывалось выше, официальной мерой интенсивности землетрясений в настоящее время является сейсмическая шкала балльности. Это еще более грубая мера, чем спектры реакции. Тем не менее для обеспечения преемственности в оценке интенсивности землетрясений необходимо осуществление привязки спектров реакций к сейсмической

шкале балльности. Если это будет осуществлено, то автоматически привяжутся к этой же шкале и акселерограммы землетрясений, отвечающих рассматриваемым спектрам реакции.

Таким путем задача о привязке меры интенсивности землетрясений по ускорениям к существующей сейсмической шкале может быть разрешена. Спрашивается, как решить эту фундаментальную задачу?

Здесь остановимся на выборе пути, представляющемся нам наиболее естественным и простым.

Первое, что следует подчеркнуть, — это необходимость совершения операции сбора и систематизации определенным образом макросейсмического и инструментальных материалов, независимо от того, какие пути и методы будут приняты впоследствии для составления шкалы на инструментальной основе*.

Задача эта чрезвычайно ответственна и требует к себе особого внимания. Суть заключается в следующем. Собираются записи сильных землетрясений и отвечающие им макросейсмические данные в непосредственной близости от места записи для обеспечения идентичности геологических условий. Место расположения сейсмических приборов, а также место расположения построек, повреждения которых фиксируются, должны находиться в одних и тех же грунтовых и морфологических условиях. По существующей сейсмической шкале оценивается балльность землетрясения и полученные записи землетрясений относим к этой балльности.

В итоге, скажем, к балльностям VI, VII, VIII и т. д., будут отнесены зафиксированные инструментальные данные в виде акселерограмм, сейсмограмм или записей многомаятниковых сейсмометров. Чем больше накопится материал такого рода, тем надежнее будут наши последующие выводы при его обработке. При таком подходе выпадают из поля зрения записи тех сейсмических станций, которые располагаются далеко от населенных пунктов. Ввиду скудности, в смысле количества записей сильных землетрясений, надо попытаться использовать и такого рода записи. Например, можно пойти по следующему пути. Производится тщательное геологическое изучение места расположения сейсмических приборов. Осуществляется такого же рода изучение для ближайших населенных пунктов, в отношении которых располагаем макросейсмическим материалом. На основании полученных данных, путем сравнения геологических условий, сделать переоценку балльности мест расположения населенных пунктов применительно к месту расположения сейсмических приборов. Существенную помощь в этом отношении могут оказать также сравнительные записи слабых землетрясений для сопоставляемых пунктов. Итак, для каждого балла сильного землетрясения, представляющего интерес с инженерной точки зрения, мы получим сгруппированный инструментальный материал.

* Для этого полезно учесть результаты интересной докторской диссертации В. Н. Шебакина, (ИФЗ, 1969).

Этот первый этап работы абсолютно необходим для составления сейсмической шкалы на инструментальной основе, конечно, если мы желаем сохранить какую-то преемственность между прошлой сейсмической шкалой и будущей.

Акселерограммы табулируются для последующего вычисления спектров реакций. Сейсмограммы дважды дифференцируются как графически заданные функции и также сводятся к таблицам численных значений ускорений для той же цели. По записям многомаятниковых сейсмометров непосредственно определяются спектры реакций [1,8]. Основное значение имеют спектры реакции для горизонтальных колебаний почвы. Они определяются как равнодействующие обоих горизонтальных компонент спектров реакции. Строятся отдельно и спектры реакции для вертикальной составляющей колебаний. Полученные группы горизонтальных и вертикальных составляющих спектров реакции обрабатываются одинаковым образом. Поэтому в дальнейшем их различать не будем. Сокращенно их назовем спектрами реакции.

Все спектры реакции должны быть вычислены при стандартном логарифмическом декременте колебаний, который можно принять равным 0,5, как это предложено С. В. Медведевым. Декременты колебаний для спектров реакции, полученных на основе многомаятниковых сейсмометров, колеблются в зависимости от периода свободных колебаний упругих маятников в пределах 0,25 — 0,4. Полученные результаты следует привести к стандартному затуханию, например, на основе эмпирической зависимости, полученной С. В. Медведевым [11].

В результате для каждого балла по сейсмической шкале на основе макросейсмических данных мы будем располагать серией спектров реакции.

На этом заканчивается второй этап работы.

Нанесем теперь все спектры, отвечающие скажем 6 баллам на один график. Вычертим верхнюю и нижнюю огибающие всех этих спектров. Огибающие эти ограничат область существования всех инструментально зафиксированных шестибалльных землетрясений в спектральном представлении. Такую же операцию осуществим для всех спектров, отвечающих 7, 8 и т. д. баллам по макросейсмическим данным. В результате получим верхние и нижние огибающие для спектров и для этих баллов.

На этом заканчивается третий этап работы. Далее уже должна идти исследовательская работа.

В принципе говоря, возможны следующие случаи.

1. Положим, что верхняя огибающая спектров, отвечающих меньшей балльности, совпадает с нижней огибающей следующей — большей балльности. Тогда мы получим идеальное решение задачи о сопряжении балльности по макросейсмическим данным с данными инструментальными, так как между ними будет иметь место однозначное соответствие. Каждый балл будет определяться областью спектров реак-

ций, ограниченной нижней и верхней огибающими, причем, верхняя огибающая меньшего балла будет совпадать с нижней огибающей большего балла.

Такой идеальный случай возможен лишь тогда, когда точность инструментальной оценки балльности окажется совпадающей с точностью макросейсмической оценки балльности. Поэтому он практически невозможен.

2. Положим, что верхняя огибающая спектров, отвечающих одной балльности, существенно ниже нижней огибающей следующей по величине балльности. Тогда спектры реакций для каждого балла графически изобразятся в виде полос, ограниченных нижними и верхними огибающими с просветами между ними, но заполненными спектрами реакции. Такая картина с физической точки зрения недопустима, так как возможны землетрясения с любой промежуточной интенсивностью. У нас нет никаких данных, позволяющих утверждать, что в природе имеет место нечто похожее на квантование сейсмической интенсивности. Поэтому такой случай можно приписать лишь тому, что у нас имеет место недостаточный набор инструментально зафиксированных землетрясений.

В этом случае за границы балльностей на инструментальной основе можно принять средние линии, проведенные между верхними и нижними огибающими смежных баллов. Они могут быть уточнены впоследствии на основе новых спектральных крипов.

3. Положим, что верхняя огибающая низшей балльности находится на более высоком уровне, чем низшая огибающая, отвечающая следующей балльности. В этом случае имеет место наложение друг на друга (перекрывание) сгруппированных нами спектров по баллам на основе макросейсмических данных. Если в предыдущем случае разброс по инструментальным данным оказался менее разброса по макросейсмическим данным, то теперь имеет место обратная картина — разброс наблюдений по инструментальным данным оказался больше, нежели разброс по макросейсмическим признакам. В этом случае в первую очередь следует осуществить анализ спектральных кривых, налегающих друг на друга с точки зрения возможной переоценки их балльностей. Возможно, удастся найти некие доводы для перегруппировки спектров по балльностям и уменьшения степени налегания друг на друга их огибающих.

Если налегания эти не очень велики, то можно провести средние линии между верхней огибающей предыдущей балльности и нижней огибающей последующей балльности. Для этой цели могут быть привлечены статистические методы обработки с оценкой доверительных границ.

4. Вероятнее всего — нижние и верхние огибающие на некоторых участках будут перекрывать друг друга, на других же участках между ними окажутся свободные просветы. Случай этот является комбинацией

случаев 2 и 3 для различных интервалов периодов свободных колебаний. Свободные просветы между огибающими по-прежнему означают недостаточное количество инструментальных наблюдений, а перекрытия между огибающими — отсутствие достаточной адекватности между макросейсмической оценкой балльности и инструментальной. Если просветы и перекрытия между верхней огибающей предыдущей балльности и нижней огибающей последующей балльности не очень велики, то между ними можно провести осредненные линии, принимаемые за границы между балльностями с подходящими статистическими оценками.

Предлагаемый метод требует достаточного количества спектров для каждой из балльностей. В действительности же известно, что с увеличением интенсивности землетрясений количество их падает в геометрической прогрессии при знаменателе прогрессии примерно 3—6. Поэтому для больших балльностей инструментально фиксированных землетрясений будет не хватать для надежной их статистической обработки и проведения осредненных огибающих. Для облегчения решения задачи следует найти подходящие пути.

В качестве возможных вариантов мы предлагаем два пути, могущих быть использованными и отдельно или в совместном сочетании.

Первый путь заключается в том, что группировка записей землетрясений по баллам осуществляется *не только на основании имеющих место сотрясений в данном сейсмическом регионе, а в любом сейсмическом регионе земного шара.*

Таким образом место землетрясения обезличивается, то есть допускается, что любое землетрясение заданной балльности, происшедшее в любом пункте земного шара, может иметь место и в интересующем нас пункте.

Ясно, что такое расширенное представление приводит к построению сейсмической шкалы на инструментальной основе с запасом для каждого из населенных пунктов и отдельно. Поэтому путь этот может считаться приемлемым хотя бы для начальной стадии. Впоследствии, по мере накопления инструментального материала, можно будет более тонко учитывать спектральные характеристики для данных локальных условий и прийти к более дифференцированному толкованию балльности землетрясения в зависимости от локальных условий. Но контуры одной дифференциации возможно удастся нащупать и при имеющемся инструментальном материале. Возможна рассортировка спектров землетрясений данной балльности по основным грунтовым характеристикам (скала, плотные грунты, более рыхлые грунты и те же грунты насыщенные водой). Для каждого из них можно будет отыскивать верхние и нижние огибающие спектров и строить соответствующие шкалы балльностей на инструментальной основе.

Второй путь заключается в следующем. Можно утверждать, что в нашем распоряжении может оказаться достаточное количество спектров.

З. ТН, № 3.

роп в статистическом смысле для VI и VII балльных землетрясений. Для них устанавливаются осредненные огибающие, представляющие собой границы существования балльности в спектральном представлении. По этим границам устанавливается среднее значение множителя перехода от шести баллов к семи баллам и этот множитель принимается также и для высших баллов. В этом случае положения огибающих спектральных характеристик для высших баллов принимаются в том же порядке. В первом приближении этот множитель, по-видимому, должен быть равен 2, поскольку таков знаменатель прогрессии, принятой в шкалах типа Меркалли — Канкани — Зибберга.

На этом заканчиваем изложение схемы сейсмической шкалы на инструментальной основе.

Итак, подытоживаем. Сейсмическая шкала балльности на инструментальной основе представляет собой систему огибающих спектров, отвечающих баллам на основе макросейсмических наблюдений. Для оценки интенсивности какого-либо нового землетрясения необходимо по акселерограмме этого землетрясения получить спектр реакции при логарифмическом декременте колебаний 0,5. Наложить этот спектр на систему огибающих и установить с учетом значений доверительных границ для перекрытых участков и огибающих значение балльности данного землетрясения. Для каждого балла мы имеем набор спектров реакций и отвечающих им набор акселерограмм. Они служат для анализа поведения сооружений на сейсмическое воздействие данной балльности.

Каковы, спрашивается, достоинства этой шкалы, если удастся ее построить?

Во-первых, она построена таким образом, что в максимальной мере обеспечивается преемственность между старой шкалой на макросейсмической основе и новой, что важно для сохранения информации об интенсивностях землетрясений, происшедших в прошлом, даже в глубоком прошлом.

Во-вторых, огибающие спектров, разграничивающие различные балльности, могут быть применены для приближенного расчета сооружений, как это делается с помощью множителя β в современных наших нормах.

В-третьих, используя наборы спектров, отвечающих данной балльности, можно осуществить расчет сооружений на стохастических начальных [12, 13].

В-четвертых, к каждой балльности, ограниченной нижней и верхней огибающими спектров, относится группа спектров землетрясений. Каждой из них ставится в соответствие исходная акселерограмма землетрясения, которая может рассматриваться как случайная функция. Таким образом, для каждой балльности мы располагаем серией реализаций случайной функции (ускорения). Поэтому мы можем, в случае желания, осуществлять более глубокий стохастический анализ поведения сооружения, отвечающего данной балльности [14]. Мы можем также

одно и то же сооружение рассчитывать на основании различных акселерограмм, отвечающих данной балльности, и для каждого элемента выбирать наибольшее усилие. Это наиболее надежный путь проектирования [13]. Поскольку сейсмические силы в ряде случаев очень велики, то при расчете следует допустить упруго-пластические деформации*.

Все вышесказанное основывалось по существу на одной единственной предпосылке, что статистический разброс спектров реакций не очень велик, так что при построении огибающих они не очень сильно налегают друг на друга, и можно провести осредненные огибающие на основе статистических начал при разумно выбранных доверительных границах.

Не исключена возможность, что разброс окажется очень большим, т. е. некоторые спектры реакций, отвечающих низшей балльности, будут глубоко вторгаться отдельными своими частями в зону спектра реакций последующей балльности.

В этом случае принятый метод построения сейсмической шкалы окажется негодным. Это значит, что мы не в состоянии полностью осуществить приязку сейсмической шкалы по макросейсмическим данным к инструментальным наблюдениям. В этом случае мы приходим к заключению, что не в состоянии характеризовать балльность землетрясения одним числом, т. е. номером балла. Тогда придется идти по новому пути. Придется отказаться от попытки оценивать интенсивность данного землетрясения одним числом и характеризовать его вектором, т. е. системой чисел, выписанных в определенном порядке. Наметки такого пути в зачаточном состоянии нами были указаны в одной из ранних работ [17]. Предлагалось там интенсивность землетрясения характеризовать тремя числами — максимальными значениями спектров реакций для жестких, средне-гибких и гибких сооружений с соответствующими интервалами периодов свободных колебаний: $T < 0,3$ сек, $0,3 < T < 0,8$ сек и $T > 0,8$ сек. Ясно, что если за меру интенсивности мы примем спектры реакции, то при желании можем характеризовать интенсивность землетрясений как угодно подробно, имея более детальные градации в периодах свободных колебаний сооружений. Можно, например, характеризовать сейсмическую интенсивность с помощью пятикомпонентного вектора, представленного максимальными значениями различных участков спектров реакции сооружений для следующих интервалов периодов свободных колебаний T в секундах: $0,05 < T < 0,1$; $0,1 < T < 0,2$; $0,2 < T < 0,4$; $0,4 < T < 0,8$; $T > 0,8$.

Наверное, более целесообразным будет следующий путь, опять-таки основанный на попытке сохранения максимально возможной прием-

* Изложенная выше методика построения количественной сейсмической шкалы в сокращенном и схематизированном виде нами включена в коллективный доклад на майской сессии 1969 г. МСССС под названием „К проблеме сейсмического микрорайонирования“. Интересна попытка С. А. Шагиняна построения сейсмической шкалы на основе данных многоканальных сейсмометров [15, 16].

ственности со шкалой балльности по макросейсмическим признакам. Все изложенные выше построения полностью повторяются, включая и нанесение спектров реакций, отнесенных к данной балльности по макросейсмическим признакам. Проводятся из тех или иных соображений осредненные огибающие, характеризующие балл в среднем для всей спектральной кривой в целом. Далее проводятся осредненные огибающие для пиков спектров реакций, вторгающихся в область высшей балльности. Тогда мы можем утверждать, что в среднем балльность такова, скажем 8 баллов, но в интервалах с периодами свободных колебаний таких-то, балльность равна 9. Возможны также участки спектральной кривой с пониженными значениями спектров реакций, которые могут быть отнесены к пониженной балльности. При этом некоторые спектры реакции и отвечающие им акселерограммы должны будут характеризоваться двумя-тремя числами в зависимости от рассматриваемых интервалов периодов свободных колебаний.

В этом случае придется существенно переработать карты сейсмического районирования и пересмотреть формализм расчета сооружений в нормах сейсмостойкого строительства.

Предполагаем в ближайшее время рассмотреть эту проблему в другом аспекте.

В заключение вновь подчеркиваем, что независимо от принимаемой схемы построения сейсмической шкалы необходимо группирование инструментальных наблюдений по баллам на основе макросейсмических признаков в окрестности расположения сейсмической аппаратуры. К решению этой задачи в глобальном масштабе необходимо приступить теперь же.

ИГИС АН Арм. ССР

Армянский НИИ строительных
и сооружений

Поступило 7.IV.1970.

Ա. Գ. ՆԱԶԱՐՈՎ

ՍՅՈՒՄԱՐԱՆ ԽԱՆԴՂԱԿՐԴԱՆԿԱՆՆԵՐ ԶԱՆԿԱԿԱՆ ԶՈՐԴԻ ՎՐԱ ՓԻՆԱԳՐԵԼՈՒ ՎԵՐԱՔԻՆՅԱԼ

Ա Մ Փ Ո Փ Ս Ն Մ

Հոգաժողով գտնողություններ են բերված մակրոտեխնիկ բնութագրերի վրա հիմնված սեյսմիկ սանդղակը բանակական՝ դործիքային հիմքի վրա փոխադրելու վերաբերյալ: Որպես սեյսմիկ ինտենսիվության չափանիշ առաջարկվում է բնորոշել դրոշմախի սեյսմիկ արագացման բոլոր երեք կոմպոնենտները՝ Վրանց համադրման դժվարության կապակցությամբ, երկրաշարժերի ինտենսիվությունը պահանջալու համար ակնհայտագրությունների հիման վրա հաշվարկվում են ռեակտիվների սպեկտրները, որոնց համադրելը սովորի հեշտ է: Անցյալ երկրաշարժերի ինտենսիվության վերաբերյալ եղած ինֆորմացիան նախադրին չափ պահանջալու նպատակով յուրաքանչյուր բաղկին՝ բառ մակրո-

սեյսմիկ հատկանիշների. պետք է վերագրել ռեկտիանների բոլոր նման սպեկտրները: Երկրաշարժի ինտենսիվությունն ըստ բալլերի գնահատելը կատարվում է յուրաքանչյուր բալլի համար այդ սպեկտրների վերին և ստորին պարուրիներ սահմանելու հիման վրա: Կախված ընդունված ճշտությունից, ավյալ բալլին վերագրվող ռեկտիանների սպեկտրները կամ զրանց համապատասխանող ախտկերտորամները ոգտագործվում են սեյսմիկ պայմաններում կատարվածքների վարքագիծը վերլուծելու համար: Վերջում դառնողություններ են բերված սեյսմիկ սանդղակը վերագրողական տեսքով կառուցելու վերաբերյալ:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Медведев С. В., Карапетян Б. К., Быховский В. А. Сейсмические воздействия на здания и сооружения. Гостройиздат, 1968.
2. Горшков Г. П., Шенкарева Г. А. О корреляции сейсмических шкал. «Труды института физики Земли АН СССР», № 1 (168), 1958.
3. Steberg A. Erdbebenkunde, Jena, 1923.
4. Назаров А. Г. О новой сейсмической шкале. «Известия АН Арм. ССР. Физ.-мат., естество и техн. науки», вып. VII, № 3, 1954.
5. Карапетян Н. К. Методика определения приведенных сейсмических ускорений по сейсмограммам землетрясений и взрывов. «ДАН Арм. ССР», т. XLIII, № 5, 1966.
6. Канаи К., Такихаси Р., Кавасуми Х. Сейсмические характеристики грунта. Сб. «Международная конференция по сейсмическому строительству в Сан-Франциско», Гостройиздат, 1961.
7. Скорик Л. А. Некоторые результаты методологических работ по сейсмическому микрорайонированию. Научно-технический отчет ТИССС за 1962 г., Душанбе, 1963.
8. Назаров А. Г. Метод инженерного анализа сейсмических сил. Изд. АН Арм. ССР, Ереван, 1959.
9. Housner G. W., Martel R. R., Atford J. L. Spectrum Analysis of Strong Motion Earthquake Bulletin of the Seismological Society of America, vol. 43, № 2, 1953.
10. Хачили Э. Е., Бабалян А. Б. Решение некоторых задач теории сейсмостойкости при помощи современных электронно-вычислительных машин. Сб. «Инженерная сейсмология», № 3-4, изд. АН Тадж. ССР, Душанбе, 1966.
11. Медведев С. В. Инженерная сейсмология. Гостройиздат, 1962.
12. Корф М. Г. Оценка инженерных характеристик землетрясений методами математической статистики. «Труды института физики Земли АН СССР», № 10, 1960.
13. Назаров А. Г., Дирбинян С. С., Шапкин Г. С. Метод расчета сооружений на сейсмостойкость. «ДАН Арм. ССР», т. XLVII, № 1, 1968.
14. Амасян Р. О., Назаров А. Г. К стохастической теории сейсмостойкости. «ДАН Арм. ССР», т. XLVI, № 4, 1968.
15. Шапкин Г. С. Приведенные сейсмические ускорения при землетрясениях. «Бюллетень Совета по сейсмологии», № 14.
16. Шапкин Г. С. Результаты инструментального определения коэффициента динамичности 5. Сборник статей по сейсмостойкому строительству Изд. АН Тадж. ССР, Душанбе, 1960.
17. Назаров А. Г. Инструментальное определение сейсмических сил для расчета сооружений. «Известия АН Арм. ССР (серия естественных наук)», № 3, 1947.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

В. В. ПИНАДЖЯН

НЕКОТОРЫЕ ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ СОПРОТИВЛЕНИЯ ЛЕГКОГО ЖЕЛЕЗОБЕТОНА НА ЕСТЕСТВЕННЫХ ЗАПОЛНИТЕЛЯХ*

В 50-х годах были получены легкие конструктивные бетоны марок 150 и выше на естественных заполнителях вулканического происхождения, нашедшие в дальнейшем широкое применение в гражданском, промышленном и впервые и гидротехническом строительстве. Несколько позже, на основе литонидной немзы и негаснущего перлита были получены сравнительно высокопрочные легкие бетоны марок 300—350 в производственных условиях и 400—500 в лабораторных условиях (А. А. Аракелян, М. З. Симонов и др.). К этому же времени относятся первые попытки применения легкого бетона на естественных заполнителях и предварительно напряженных конструкциях.

Выявленные в Армянской ССР промышленные запасы естественных пористых каменных материалов, исчисляемые несколькими миллиардами кубических метров, перспективность применения легких бетонов в создании новых конструктивных форм, в особенности для сейсмических районов, где облегчение веса конструкций имеет первостепенное значение, и отсутствие в действующих СНиП многих важных расчетных параметров, необходимых для проектирования конструкций из легких, сравнительно высокомарочных бетонов, стимулировали проведение соответствующих комплексных научных исследований. В связи с этим в Армянском НИИ стройматериалов и сооружений (АИСМ) были начаты систематические исследования прочностных и деформационных свойств, по выявлению долговечности, совершенствованию технологии производства и экономики легкого бетона и железобетона.

В данном сообщении рассматриваются лишь некоторые основные вопросы, касающиеся сопротивления легкого железобетона на естественных заполнителях, которые в течение ряда лет изучались в возглавляемой автором лаборатории.

Исследования, носившие преимущественно экспериментальный характер, имели целью получение необходимых данных для составления

* Доложено на Всесоюзной конференции по теоретическим основам расчета строительных конструкций в Москве в январе 1970 г.

нормативных положений, регламентирующих проектирование обычных и предварительно напряженных конструкций из легких бетонов на природных пористых заполнителях.

Основные результаты исследования

(1) *Прочность при растяжении.* Сопротивление конструктивного легкого бетона при осевом растяжении меньше, чем у тяжелого, причем, расхождение от 10 % для бетона марки 200 увеличивается до 40 % для марки 400. Объясняется это характером разрушения: в образцах из легкого бетона разрыв происходит по цементному камню и заполнителю в отличие от образцов из тяжелого бетона, где разрушение обычно наблюдается по контакту цементного камня и заполнителя. Кстати, формула Пере в рассматриваемом случае дает преувеличенные результаты [1,19]. Отношение прочности легкого бетона на растяжение при изгибе к прочности при осевом растяжении в среднем равно двум.

(2) *Прочность при осевом сжатии.* При одинаковых условиях получение конструктивного легкого бетона марки 200 и выше требует увеличения расхода цемента по сравнению с тяжелым: небольшого для марки 200 и от 15 до 30 % (в зависимости от вида заполнителя) для бетона марки 400. Вследствие большей деформативности пористого заполнителя и повышенного расхода цемента модуль упругости легкого бетона получается в 1,5—2 раза меньше, чем у бетонов на плотных заполнителях. При одинаковых условиях доля пластических в полных деформациях бетона уменьшается с увеличением прочности бетона. Значение коэффициента упругости легкого бетона выше, чем тяжелого на 10—20 %. Предельная сжимаемость легкого бетона в зависимости от прочности и возраста составляет 2—3 мм/м и обычно выше, чем у тяжелого, примерно на 20 %. Усадка и ползучесть легкого бетона больше, чем у тяжелого [2].

Призмная прочность легкого бетона больше, чем у тяжелого, и в среднем равна 0,8 от кубиковой. Здесь, по-видимому, немаловажную роль играет повышенная деформативность легкого бетона, в котором упругие характеристики заполнителя и цементного камня величины одного порядка, в отличие от тяжелого бетона, где эти величины обычно существенно отличаются друг от друга и, поэтому, вероятность концентрации напряжений и понижения прочности бетона возрастает.

(3) *Прочность бетона на сжатие при изгибе.* Опыты проводились над перearмированными балками. Прямыми измерениями (с помощью синхронно действующих датчиков) нагрузок и соответствующих им напряжений определялись эпюры напряжений сжатого бетона вплоть до стадии, непосредственно предшествующей разрушению балок. Для балок из бетонов средней прочности (марки 150—200) эпюра напряжений имеет криволинейное очертание с существенным развитием пластических деформаций [3]. Максимальная ордината эпюры напряжений в этом случае оказывается сдвинутой в сторону нейтральной оси и распола-

гается на расстоянии примерно половины высоты сжатой зоны бетона. Очертание эпюры напряжений сжатого бетона для балок из высокопрочных легких бетонов (марки 300 и выше) описывается квадратной параболой; при этом максимальная ордината находится на уровне сжатой грани балки. По опытным данным отношение $R_{сж}/R_{пр}$ получается равным 1,04 и 1,14, соответственно для балок из легких бетонов средних и высоких марок. Эти результаты показывают, что в расчетных формулах СНиП для внецентренно сжатых и изгибаемых элементов из легких бетонов средних и высоких марок можно без существенных погрешностей вместо двух расчетных параметров бетона — $R_{сж}$ и $R_{пр}$ пользоваться только одним — призмочной прочностью бетона $R_{пр}$.

(4) *Прочность на срез*. Испытания нескольких серий образцов показали, что прочность легкого бетона марки 150 на срез примерно такая же, как для тяжелого. Для бетонов более высоких марок сопротивление срезу меньше, чем у тяжелых. С увеличением прочности бетона расхождение возрастает и достигает 15% при марке бетона 400 [4]. Здесь следует отметить, что между прочностными характеристиками бетона на срез, растяжение и сжатие наблюдается устойчивая корреляция. В рассматриваемом случае пониженная сопротивляемость легкого бетона при растяжении (до 40%) компенсируется в некоторой мере повышенной призмочной прочностью.

(5) *Усталостная прочность*. Испытания большой партии призм из легких бетонов марок от 200 до 500 на литонидной пемзе и перлите под многократно-повторной сжимающей нагрузкой, с варьированием характеристики цикла нагрузки в диапазоне от 0,13 до 0,95, при базе испытаний 2 млн. циклов показали, что усталостная прочность легкого бетона при одинаковых условиях не ниже, чем у тяжелого [2,5]. Повышение однородности структуры и прочности бетона увеличивает усталостную прочность. Абсолютный предел выносливости находится далеко за пределами 2 млн. циклов нагружений. Повторное нагружение серии предварительно напряженных балок из легкого бетона, армированных высокопрочной проволокой и стержневой арматурой, на базе 2 млн. циклов нагружений при изменении характеристики цикла нагрузки от 0,25 до 0,94 не привело к заметному уменьшению их прочности. Жесткость балок понизилась примерно на 50% по сравнению с жесткостью балок-близнецов при однократном статическом нагружении. Установлено, что с увеличением предварительного обжатия бетона выносливость балок увеличивается. Величина коэффициента n' (отношение модуля упругости арматуры к условному модулю упругости бетона, по которому определяется напряжение в арматуре при циклических нагрузках) для конструкций из легких бетонов получается вдвое больше, чем нормированная величина для тяжелого бетона [6].

(6) *Сопротивление удару*. Коэффициент внутреннего трения для легкого бетона по опытам Т. А. Горояна, изучавшего свободные колебания железобетонных стоек, заземленных одним концом, меньше, чем для тяжелого бетона [7]. Отношение упругих деформаций к полным

при одинаковых условиях в легком бетоне больше, чем в тяжелом. С другой стороны, чем меньше коэффициент поглощения энергии, тем большая часть динамических воздействий расходуется на разрушение. Поэтому сопротивление легкого железобетона ударным воздействиям должно быть меньше, чем тяжелого.

(7) *Коэффициент температурного расширения.* Величина коэффициента разная для высоких и низких температур. Она зависит также от содержания в бетоне количества цемента и воды. Для конструктивных легких бетонов на естественных заполнителях (литойная пемза, не-вспученный перлит, туф ереванского типа) величина α , при положительной температуре до 75°С изменяется в пределах $(7,7 - 8,0) \times 10^{-6} \text{ град}^{-1}$ [8].

(8) *Сцепление арматуры с бетоном. Длина зоны анкеровки.* Объем экспериментальных работ предусматривал возможно всестороннее изучение сцепления арматуры и легкого бетона—основного фактора, обуславливающего жесткость, трещиностойкость и долговечность железобетонных конструкций. Напряженно-деформированное состояние изучалось при вытягивании стержней из центрально-армированных бетонных призм, а также в обычных и предварительно напряженных балочных образцах. Наряду с образцами из легких бетонов марок от 75 до 400 на разных заполнителях, армированными гладкими профилированными стержнями и прядями, изучались эталонные образцы из тяжелого бетона [9].

Результаты проведенных исследований показывают, что при одинаковых условиях прочность сцепления стержневой арматуры и прядей с легкими бетонами низких марок (нулканический шлак, ириндская пемза и др.) несколько выше, чем для бетонов на тяжелых заполнителях. Для легких бетонов марки 200 и выше на литойной пемзе и не-вспученном перлите прочность сцепления с арматурой меньше, чем для тяжелых, и расхождение увеличивается до 20% с повышением марки бетона до 400, что находит свое объяснение в меньшей сопротивляемости пористых заполнителей растяжению и сжатию, повышенным содержанием цемента и низким модулем упругости материала, вследствие чего зона передачи нагрузки увеличивается. Сцепление арматуры периодического профиля с легкими бетонами по сравнению с гладкой возрастает в среднем в три раза.

Длина зоны анкеровки стержневой и прядевой арматуры, осуществляемой только силами сцепления, в высокомарочных легких бетонах получается на 15—20% больше нормативных величин, рекомендованных для других видов бетонов [10, 11].

(9) *Сопротивление сжатых колонн.* Изучалась несущая способность нескольких серий коротких и гибких колонн из легкого железобетона марок 200—400 армированных стержнями классов А—I и А—II при центральном и внецентренном кратковременном сжатии [12]. Установлено, что сжатые элементы из легкого бетона подчиняются тем же закономерностям, что и из тяжелого. Некоторые особенности, име-

ющие количественный, а не качественный характер, обусловлены прочностными и деформационными характеристиками легкого бетона. Исчерпание несущей способности центрально-сжатых коротких колонн характеризуется одновременным достижением бетона призмочной прочности, а арматуры — предела текучести. Благодаря повышенной предельной сжимаемости легкого бетона, величина сопротивления сжатой арматуры может быть принята более 4000 кг/см^2 , вместо 3600 кг/см^2 , принятой по нормам для тяжелого бетона.

В расчетных формулах СНиП при первом случае внецентренного сжатия коротких колонн, вследствие ограниченного развития пластических деформаций в конструктивных легких бетонах, величину момента, воспринимаемого бетоном сжатой зоны сечения, следует уменьшить на 20% с одновременной заменой R_b на R_{bt} . Анализ опытных данных показывает, что, ввиду пониженного модуля упругости легкого бетона, при определении расчетной нагрузки гибких колонн нормативная характеристика жесткости C должна быть умножена на коэффициент 0,75.

(10) *Сопротивление при кручении.* Испытанию на кручение были подвергнуты несколько серий армированных и неармированных балок прямоугольного сечения из легкого бетона марок 150 — 350 [13]. Отношение крутящих моментов к изгибающим $\alpha = M_{кр}/M_{из}$ варьировалось в очень широких пределах.

По результатам проведенных исследований несущая способность неармированных балок хорошо описывается формулой пластического кручения А. Надаи при условии, если в качестве прочностной характеристики принимается предел прочности бетона на разрыв R_t . По этой же формуле может быть определено усилие трещинообразования армированных балок при кручении. Несущая способность железобетонных балок на кручение по сравнению с бетонными может быть увеличена только при одновременном продольном и поперечном армировании. Сопротивление предварительно напряженного легкого бетона при кручении возрастает с увеличением интенсивности предварительного обжатия [14]. Несущая способность балок получается меньше, чем для балок из тяжелого бетона, что обусловлено меньшей сопротивляемостью легкого бетона при растяжении по диагонали. Формулы действующих нормативных положений для случая изгиба с кручением дает удовлетворительные результаты когда $\alpha < 0,2$. При большей величине α формулы СНиП нуждаются в уточнении.

(11) *Сопротивление элементов при действии поперечной силы.* Испытания проводились с целью изучения влияния поперечной и продольной арматуры на процесс образования и развития трещин и выявления характера разрушения балок из легкого железобетона по наклонным сечениям [15, 16]. Результаты эксперимента показывают, что роль бетона в сопротивлении балок по наклонным сечениям, при относительно высоких марках бетона, действующими нормами переоцениваются. Вместо коэффициента 0,15, входящего в величину проекции предель-

ного усилия в бетоне на нормаль к продольной оси изгибаемого элемента, для балок из легкого бетона $M-400$ следует принять 0,11. В сопротивлении балок по наклонным сечениям заметную роль играет продольная рабочая арматура, претерпевающая срез. С увеличением диаметра продольной арматуры ее влияние возрастает.

(12) *Граница оптимального армирования.* Исследованию были подвергнуты балки из легкого бетона на литондной пемзе, в которых варьировались марка бетона, коэффициент армирования сечения и класс арматуры [17]. Определялась граница оптимального армирования, характеризующаяся одновременным достижением в стадии разрушения элемента: арматуры — предела текучести, бетона — предела прочности на сжатие. По результатам проведенных исследований рекомендуется коэффициент ζ для балок симметричного сечения из легкого бетона марки 150 оставить равным 0,8, как это принято в действующих нормах. Для бетона марки 250 следует принять $\zeta = 0,7$, а для бетона марки 350 и выше равным 0,65.

Заключение

Резюмируя, отметим, что легкие бетоны марки 150—400 на естественных заполнителях являются эффективным конструкционным материалом (в том числе и для предварительно напряженных конструкций) при обязательном учете в стадиях проектирования и строительства специфических свойств легких бетонов и четкого представления рациональной области их применения.

Нормативные и расчетные характеристики легких бетонов следует назначать с большей осторожностью, чем тяжелого, имея в виду относительно меньшую сопротивляемость конструктивных легких бетонов при растяжении, срезе, кручении, ударных воздействиях, а также их повышенную деформативность (модуль деформации, деформации ползучести и усадки).

Результаты исследований были учтены при разработке и внедрении обычных и предварительно напряженных элементов несущих конструкций из легких бетонов на литондной пемзе для промышленного, гражданского и энергетического строительства, а также в [18].

Проведенные работы являются первым этапом исследований. В дальнейшем необходимо изучить вопросы прочности и деформативности легкого бетона, в том числе предварительно напряженного, с учетом длительности процессов; изучить поведение конструкций из легких бетонов в условиях транспортировки, монтажа и длительной эксплуатации. Разумеется, следует продолжить изучение и других задач этой проблемы, и в первую очередь — в аспекте долговечности и экономики.

Автор признателен проф. А. А. Гвоздеву за ценные советы, данные им в процессе проведения данных исследований.

Վ. Վ. ՓԻՆԱԺՅԱՆ

ԲՆԱԿԱՆ ԼՅԻՉՆԵՐՈՎ ԹԵԹԵՎ ԵՐԿԱՐԿՆՈՒՄ ԳԻՄՆԳՐՈՂԱԿԱՆՈՒԹՅՈՒՆ
ՈՒՈՒՐԱՍԻՄՄԱՆ ՈՐՈՇ ՀԻՄՆԱԿԱՆ ԱՐՅՈՒՆՔՆԵՐԸ

Ա Վ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Բերված են կարճատև, երկարատև, ինչպես նաև բազմակի ու հարվածային բեռնավորման դեպքում բնական լցիչներով (պեղիտ, լիթոֆդային պեղիտ, հրաբխային խարամներ, տուֆեր) թևին Երկաթբետոնն ապրահան և նախաշարված էջեմենաների աշխատանքի առավելագույն փորձարարական բնույթի առումնաբերությունների արդյունքները: Նշվում է՝ ծանր բեռների համեմատությամբ բնական լցիչներով թևին բետոնի հարաբերականորեն փոքր դիմադրողականությունը ձգմանը, ոլորմանը և կտրմանը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Иониссян С. Г. Исследование предварительных напряженных элементов из высокопрочных легких бетонов на естественных заполнителях. (Автореферат кандидатской диссертации). НИИЖБ, М., 1966.
2. Пинаджян В. В., Епоян А. О. Статическая и усталостная прочность легких бетонов на естественных заполнителях. Научные сообщения АИСМ, вып. 8, Ереван, 1966.
3. Карапетян В. А. Экспериментальное изучение распределения напряжений в сжатом бетоне балок из легкого железобетона. «Известия АН Арм ССР (серия ТН)», т. XXII, № 5, 1969.
4. Азарян Р. Г. Исследование прочности армированных и неармированных образцов из легкого бетона на срез. «Промышленность Армении», № 9, 1969.
5. Пинаджян В. В., Епоян А. О. Усталостная прочность легких бетонов на литонд-ной пемзе и перлите. Сб. «Вопросы применения легкого бетона на естественных заполнителях в строительстве», Ереван, 1967.
6. Епоян А. О., Чифтиларян И. А. Деформации легких бетонов на естественных заполнителях при многократной повторяющейся сжимающей нагрузке. Научные сообщения АИСМ, вып. 8, Ереван, 1966.
7. Гороян Т. А. Экспериментальное исследование рассеяния энергии при изгибных колебаниях стоек из легкого железобетона. Научные сообщения АИСМ, вып. 7, Ереван, 1966.
8. Аветисян Р. С., Пирадов А. Б., Асирян В. Г. О коэффициенте линейного расширения легких бетонов на естественных заполнителях. «Известия АН Арм ССР (серия ТН)», т. XIX, № 4, 1966.
9. Шакарян А. С. Экспериментальное исследование прочности сцепления арматуры классов А—I и А—III с легким бетоном на литонд-ной пемзе. Научные сообщения АИСМ, вып. 8, Ереван, 1966.
10. Шакарян А. С. Исследование прочности сцепления стержневой арматуры с легкими бетонами марок 75—100 на естественных заполнителях. (Кандидатская диссертация), Ереван, 1968.
11. Аветисян Р. С., Шакарян А. С. Экспериментальное исследование прочности сцепления и длины зоны анкеровки арматуры с легкими бетонами на литонд-ной пемзе. Сб. «Вопросы применения легкого бетона на естественных заполнителях в строительстве», Ереван, 1967.
12. Варданпетян А. А. Исследование несущей способности и деформативности сжа-

тых железобетонных элементов из высокопрочного легкого бетона на естественных заполнителях. (Кандидатская диссертация). Ереван, 1970.

- 13 Бедубекян А. В. Экспериментальное исследование явущей способности балок из легкого железобетона при совместном действии изгиба и кручения. „Известия АН АрмССР (серия ТН)“, т. XXI, № 5, 1968.
- 14 Бедубекян А. В. Экспериментальное исследование работы предварительно напряженных балок из легкого бетона при изгибе с кручением. „Известия АН АрмССР (серия ТН)“, т. XXIII, № 1, 1970.
- 15 Авалян Р. Г., Бабалян А. А. К вопросу трещиностойкости и прочности наклонных сечений балок из легкого железобетона при отсутствии поперечной арматуры. „Известия АН АрмССР (серия ТН)“, т. XXII, № 6, 1969.
- 16 Бабалян А. А., Авалян Р. Г. Экспериментальное исследование явущей способности изгибаемых элементов из легкого железобетона по наклонным сечениям. „Известия АН АрмССР (серия ТН)“, т. XXII, № 2, 1969.
- 17 Карапетян В. А. К вопросу границы армирования изгибаемых элементов из легкого железобетона на литонной цементе. „Известия АН АрмССР (серия ТН)“, т. XXI, № 4, 1968.
- 18 Рекомендации по проектированию конструкций из легких бетонов. М., 1970.
- 19 Հովսեփ Է. Վ. Երկրորդական Էկսպերիմենտալ Պրոբալիմներ. Акопян А. В. Деформации железобетонных элементов. (На армянском языке). Изд. „Айастан“, Ереван, 1966.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

Н. К. СНИТКО

НЕУСТАНОВИВШИЕСЯ ОДНОСТОРОННИЕ СМЕЩЕНИЯ ЖЕСТКОЙ ОПОРЫ В ГРУНТОВОЙ СРЕДЕ ПРИ ПРИМЕНЕНИИ БИЛИНЕЙНОЙ ЗАВИСИМОСТИ МЕЖДУ ПЕРЕМЕЩЕНИЕМ И ОТПОРОМ

В статье рассматривается действие на стенку (или опору), заглубленную в грунт, давления от землетрясения, в результате которого возникают сложные *неустановившиеся* колебания [1], в общем аналитическом выражении которых нельзя пренебрегать колебаниями с частотой свободных. Такой случай можем иметь при действии динамического бокового давления насыпи на опору контактной сети железных дорог при различных скоростях движения поезда [2]. Как показано в [3], и при действии кратковременной импульсной нагрузки боковое давление грунта меняется по периодическому закону с постоянной частотой. В силу указанного рассмотрено действие периодической силы. Кроме того, применением билинейной зависимости между отпором и осадком учтены упруго-пластические деформации среды, причем, разгрузка не рассматривается.

Движение стенки, заглубленной в грунт (рис. 1, а), представляем в виде перемещений, вызванных поворотом относительно какой-то точки D на угол φ . Расстояние точки поворота h_0 от поверхности грунта зависит не только от высоты заглубления h и плеча действия силы H , но и от динамической силы P , и сил инерции, и резко меняется со временем [см. ф-лу (13)]. Дифференциальное уравнение горизонтальных колебаний опоры получим, составляя динамическое условие равновесия системы в виде суммы моментов всех сил, включая и инерционные силы, относительно точки поворота. В уравнение равновесия войдут: момент динамической нагрузки $M_p = -P_l(H - h_0)$, восстанавливающий момент реакций грунтовой среды $M_{\text{гос}}$, момент сил инерции при повороте опоры на угол φ — M_I и момент сил сопротивления. Последний принимаем по Фойгту: $M_{\text{соп}} = l \varphi'$, где l — коэффициент сопротивления.

Принимая за положительные моменты, действующие по часовой стрелке, запишем:

$$M_p - M_{\text{гос}} + M_{\text{соп}} - M_I = 0. \quad (1)$$

Момент сил инерции найдем, выражая элементарную силу инерции через ускорение горизонтального перемещения

$$dl = -m \ddot{y} dz,$$

где $m = \gamma b$ — погонная масса опоры; γ и b — размеры сечения опоры; $\gamma_{\text{оп}}$ — объемный вес материала опоры; g — ускорение силы тяжести.

Так как $y'' = \varphi'' z$, то $dI = -m\varphi'' z dz$. Момент сил инерции относительно точки поворота:

$$M_I = - \int_{-h_1}^{h_2} m \varphi'' z^2 dz = -r\varphi'', \quad (2)$$

где

$$h_1 = H + h_2, \quad r = \frac{m}{3} (h_1^3 + h_2^3). \quad (3)$$

Определим восстанавливающий момент, т. е. момент от реактивного воздействия грунта, представив его в форме:

$$M_{\text{вос}} = c\varphi, \quad (4)$$

где c — коэффициент жесткости, т. е. восстанавливающий момент, соответствующий $\varphi = 1$. Причем, $c = 1/\Delta$, где Δ — единичный статический угол поворота, вызванный действием силы $P = 1$ (рис. 1, а). Рассматривая

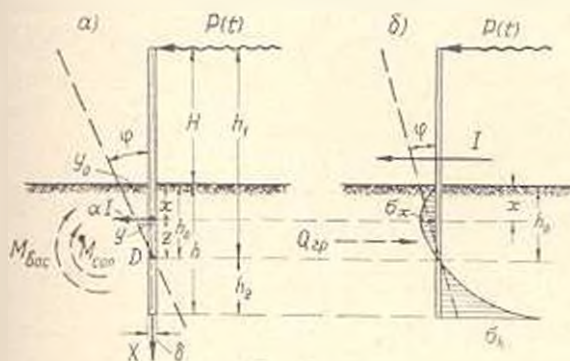


Рис. 1.

вая статическое действие силы $P = 1$, найдем выражение момента всех реактивных усилий, вызываемых в грунте поворотом жесткой опоры. Если b — перпендикулярный размер, а интенсивность реакции грунта на расстоянии x от начала координат O будет p_x , то, вводя для динамической задачи гипотезу Винклера, получаем:

$$p_x = k_x y_x. \quad (5)$$

Коэффициент постели k_x будем принимать линейно меняющимся с глубиной данной точки от поверхности, т. е.

$$k_x = k \frac{x}{h} = C_h b \frac{x}{h}, \quad (6)$$

тогда

$$p_x = \frac{kx}{h} y_x. \quad (7)$$

Для жесткой стенки получаем:

$$y_x = y_0 - \varphi x = \varphi (h_0 - x), \quad (8)$$

где $y_0 = \varphi h$ — перемещение y у поверхности грунта.

Подставляя выражение (8) в (7), получаем:

$$p_x = \frac{k\varphi}{h} x (h_0 - x). \quad (9)$$

Эпюра реактивного давления грунта параболическая.

Момент всего реактивного давления относительно точки поворота будет:

$$M_{\text{вот}} = \int_0^h p_x (h_0 - x) dx = c \varphi, \quad (10)$$

где c — коэффициент жесткости:

$$c = kh \left(\frac{h_0^2}{2} - \frac{2h_0h}{3} + \frac{h^2}{4} \right). \quad (11)$$

Задача сводится к определению h_0 — глубины точки поворота D . Для статической задачи известна следующая формула для h_0 [1]:

$$h_0 = \frac{2H + \frac{3}{2}h}{3H + 2h} h. \quad (12)$$

Эту формулу применяем лишь для первой итерации. Для динамической задачи, исходя из условия $\Sigma y = 0$, имеем:

$$h_{0, \text{дин}} = \frac{P_0 \sin(\theta t + i) + \frac{1}{3} k \varphi h^2 - m \varphi'' \left(\frac{H^2 - h^2}{2} \right)}{\frac{1}{3} k \varphi h + m \varphi'' (H + h)}. \quad (13)$$

Динамическое условие равновесия опоры по уравнению (1) будет:

$$r \varphi'' + c \varphi + l \varphi' = P_t (H + h_0) \quad (14)$$

или

$$\varphi'' + 2z\varphi' + \omega^2 \varphi = \frac{1}{r} P_t (H + h_0), \quad (15)$$

где „поворотная“ частота собственных колебаний

$$\omega = \sqrt{c/r}, \quad (16)$$

а множитель при первой производной — $2z = l/r$ (z — коэффициент затухания по Фойгту).

Для вычисления частоты ω вносим в (16) значение c по формуле (11) и значение r по формуле (3).

Пусть P_t — периодическая сила, меняющаяся по закону:

$$P_t = P_0 \sin(\theta t + i),$$

где θ — частота возмущающей силы, P_0 — амплитуда силы, i — начальная фаза действия силы. Тогда, обозначая в уравнении (15)

$$p_0 = \frac{P_0}{r} (H + h_0) \text{ [сек}^{-2}\text{]}. \quad (17)$$

получаем дифференциальное уравнение:

$$\ddot{\varphi} + 2\varepsilon\dot{\varphi} + \omega^2\varphi = p_0 \sin(\omega_1 t + \lambda).$$

Общее решение этого уравнения при рассмотрении неустойчившегося режима вынужденных колебаний и наличии начальных значений φ_0 и $\dot{\varphi}_0$ будет:

$$\begin{aligned} \varphi = & \frac{P_0}{Vz} \sin(\omega_1 t + \lambda + \delta) + e^{-\varepsilon t} \left\{ \varphi_0 \left(\cos \omega_1 t + \frac{\varepsilon}{\omega_1} \sin \omega_1 t \right) + \right. \\ & + \frac{\dot{\varphi}_0}{\omega_1} \sin \omega_1 t - \frac{P_0}{Vz} \left| \sin(\lambda + \delta) \cos \omega_1 t + \right. \\ & \left. \left. + (\varepsilon \sin(\lambda + \delta) + \omega \cos(\lambda + \delta)) \frac{\sin \omega_1 t}{\omega_1} \right| \right\}, \end{aligned} \quad (18)$$

где $\omega_1 = \sqrt{\omega^2 - \varepsilon^2}$ — частота собственных затухающих колебаний; δ — разность фаз между возмущающей силой и перемещением, определяемая выражениями:

$$\sin \delta = -\frac{2\varepsilon\omega}{Vz}; \quad \cos \delta = \frac{\omega^2 - \varepsilon^2}{Vz}. \quad (19)$$

В выражениях (18) и (19) обозначено:

$$z = (\omega^2 - \varepsilon^2)^2 + 4\varepsilon^2\omega^2. \quad (20)$$

Переходим к учету пластических деформаций среды. Для упрощения решения нелинейной задачи вводим билинейную зависимость [2] для двух основных этапов действия возмущающей силы (рис. 2, а): в а)

б)

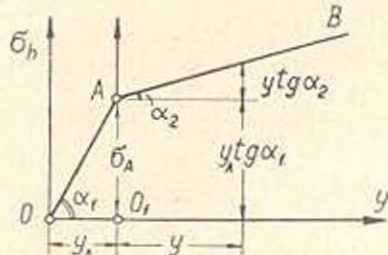
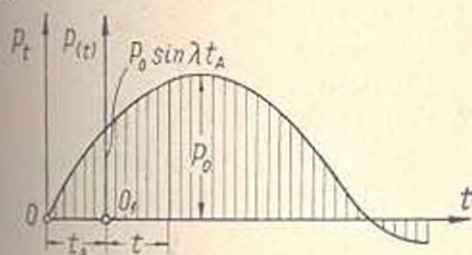


Рис. 2.

интервале $0 < t \leq t_A$ и для периода $t > t_A$, причем, момент времени t_A соответствует достижению напряжения σ_A в грунте у низа опоры предела пропорциональности. Соответственно этим интервалам зависимость между σ_h и y_h на первом участке будет:

$$\sigma_h = C_1 y_h = y_h \operatorname{tg} \alpha_1, \quad (21)$$

на втором участке:

$$\sigma_h = \sigma_A + C_2 (y_h - y_A) = \sigma_A + y \operatorname{tg} \alpha_2 = \sigma_A + C_2 y. \quad (22)$$

Под C_1 и C_2 понимаем коэффициенты постели соответственно для упругой и для пластической области работы.

Для пластической области имеем новые выражения для $M_{\text{вос}}$ и $M_{\text{сеп}}$:

$$\begin{aligned} M_{\text{вос}} &= C_2 \varphi + C_1 \varphi_A \\ M_{\text{сеп}} &= \varepsilon_2 \varphi' = 2r \varepsilon_2 \varphi' \end{aligned} \quad (23)$$

Далее применяем „клавишный“ метод решения задачи. Он заключается в поступательном использовании интеграла (14) с переносом начала координат.

Для первого этапа упругих деформаций (коэффициент постели C_1 и при $t = 0$: $\varphi_0 = 0$, $\varphi'_0 = 0$) имеем по (18):

$$\begin{aligned} \varphi &= \frac{p_0}{\sqrt{z_1}} \left\{ \sin(\theta t + \delta) - \right. \\ &\left. - e^{-\varepsilon_1 t} \left[\sin \delta \cos \omega_{11} t + (\varepsilon_1 \sin \delta + \theta \cos \delta) \frac{\sin \omega_{11} t}{\omega_{11}} \right] \right\}, \end{aligned} \quad (24)$$

где

$$\begin{aligned} z_1 &= (\omega^2 - \theta^2)^2 + 4\theta^2 \varepsilon_1^2; \quad \omega_1 = \sqrt{c_1/r} \\ \omega_{11} &= \sqrt{\omega_1^2 - \varepsilon_1^2}; \quad \varepsilon_1 = \frac{1}{n} \omega_1; \quad \sin \delta = -\frac{2\varepsilon_1 \theta}{\sqrt{z_1}} \end{aligned} \quad (25)$$

c_1 определяется согласно (11) по величине k_1 .

Выражение для скорости:

$$\begin{aligned} \varphi' &= \frac{p_0}{\sqrt{z_1}} \theta \cos(\theta t + \delta) + e^{-\varepsilon_1 t} \left\{ \varepsilon_1 \left[\sin \delta \cos \omega_{11} t + \right. \right. \\ &+ (\varepsilon_1 \sin \delta + \theta \cos \delta) \frac{\sin \omega_{11} t}{\omega_{11}} \left. \right] + \left[\omega_{11} \sin \delta \sin \omega_{11} t - \right. \\ &\left. - (\varepsilon_1 \sin \delta + \theta \cos \delta) \cos \omega_{11} t \right] \left. \right\}, \end{aligned} \quad (26)$$

Пользуясь выражением (25) и составляя условие достижения предела пропорциональности, получим то значение времени t_A , для которого справедливо решение в упругой области:

$$\varphi_A = C_1 y_A = C_1 \varphi_A h_p = \varepsilon_{\text{пу}}. \quad (27)$$

Для этого момента времени находим $i = \theta t_A$, после чего, перенеся начало координат в точку O_1 (рис. 2, б) и зная φ_A и φ'_A , переходим к решению нового дифференциального уравнения, которое составляем по [2], принимая во внимание (23). Оно имеет следующий вид:

$$\varphi'' + 2\varepsilon_2 \varphi' + \omega_2^2 \varphi = p_0 \sin(\theta t + i) - K, \quad (28)$$

где

$$K = \frac{c_1}{r} \varphi_A; \quad \omega_2 = \sqrt{\frac{c_2}{r}}; \quad \varepsilon_2 = \frac{1}{n} \omega_2$$

В дальнейшем выражение интеграла уравнения (28) приводим разность фаз δ_1 ; $\sin \delta_1 = -2\varepsilon_2 b_1 / z_2$.

Интеграл дифференциального уравнения (28) с учетом начальных условий (при $t = 0$: $\varphi_A = \varphi_0$, $\varphi'_A = \varphi'_0$) будет:

$$\begin{aligned} \varphi = & \frac{p_0}{|z_2|} \sin(\delta_1 + \lambda + \delta_1) - e^{-\gamma t} \left[\varphi_0 \left(\cos \omega_2 t + \frac{\varepsilon_2}{\omega_2} \sin \omega_2 t \right) + \right. \\ & + \varphi'_0 \frac{\sin \omega_2 t}{\omega_2} - \frac{p_0}{|z_2|} \left[\sin(\lambda + \delta_1) \cos \omega_2 t + (\varepsilon_2 \sin(\lambda + \delta_1) + \right. \\ & \left. \left. + 0 \cos(\lambda + \delta_1)) \frac{\sin \omega_2 t}{\omega_2} \right] \right] - \frac{K}{\omega_2^2} \left[1 - e^{-\gamma t} \left(\cos \omega_2 t + \right. \right. \\ & \left. \left. + \frac{\varepsilon_2}{\omega_2} \sin \omega_2 t \right) \right]. \end{aligned} \quad (29)$$

Здесь пренебрегаем влиянием затухания на частоту ω_2 .

Для второго участка колебаний вносим $\varphi_0 = \varphi_A$, $\varphi'_0 = \varphi'_A$, определенные для конца первого участка. Если на втором участке имеет место резонанс ($\omega_2 = \psi$), то вместо (29) получим:

$$\begin{aligned} \varphi = & -\frac{p_0}{2\varepsilon_2 b_1} \cos(\psi t + \lambda) + e^{-\gamma t} \left[\varphi_0 \left(\cos \omega_2 t + \right. \right. \\ & \left. \left. + \frac{\varepsilon_2}{\omega_2} \sin \omega_2 t \right) + \varphi'_0 \frac{\sin \omega_2 t}{\omega_2} \right] + \frac{p_0}{2\varepsilon_2 b_1} \left[\cos \lambda \cos \omega_2 t - \right. \\ & \left. - (\psi \sin \lambda - \varepsilon_2 \cos \lambda) \frac{\sin \omega_2 t}{\omega_2} \right] - \frac{K}{\omega_2^2} \left[1 - e^{-\gamma t} \left(\cos \omega_2 t + \right. \right. \\ & \left. \left. + \frac{\varepsilon_2}{\omega_2} \sin \omega_2 t \right) \right]. \end{aligned}$$

При этом учтено, что $|z_2| = 2\varepsilon_2 b_1$; $\delta_2 = 270^\circ$.

ЛИСИ

Получено 25.III. 1970.

Н. Н. МЕНЬШИКОВ

ԿՈՇՏ ՀՆԱՐԱՆԻ ԶԿԱՅՈՒՆԱՑԱՆ ՄՈՍԿՈՎՄԱՆԻ ՇՆՂՈՒՄՆԵՐԸ ԴՐՈՒՆՏԱՅԻՆ ՄԻՋԱՎԱՅՐՈՒՄ՝ ՏՆՂԱՓՈԽՈՒՄՆԵՐԻ ԵՎ ԴՐՈՒՆՏԻ ՀԱԿԱԶԴԻՄԱՆ ՄԻՋԵՎ ԵՐԿԵՑԱՅԻՆ ԿԱԽՄԱՆ ԴԵՊՔՈՒՄ

Ա. մ փ ո փ ո լ մ

Ուսումնասիրված են կոշտ հենարանի չկախույթաժամ միակողմանի շեղումները առաձգա-պլաստիկական միջավայրում, երբ միջավայրի դիմադրությունը ժամանակի ընթացքում փոփոխվում է երկգծային սրենքով:

Ստացված են հենարանի տեղափոխումների լուծումները վերջինիս դիմադրության յուրաքանչյուր փուլի համար՝ հաշվի առնելով ֆազերի տարբերությունները տեղափոխումների և զրգոխի ուժի միջև:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. *Низиров А. Г.* Сейсмические толчки и удары и их действие на сооружения. Сборник трудов Бюро антисейсмического строительства АН Грузинской ССР, Тбилиси, т. I, 1945.
2. *Eisenmann J.* Stress Distribution in the Permanent Way Due to Heavy Axle Loads and High Speeds. „Bull. Amer. Railway Eng. Assoc.“, 1969, № 622, „Proceedings“, 71.
3. *Снитко Н. К.* Динамика сооружений. Гостройиздат, 1960.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

Т. А. ГОРОЯН

ОБ УПРОЩЕННЫХ СПОСОБАХ УЧЕТА ВЛИЯНИЯ ВЫСШИХ ФОРМ КОЛЕБАНИЙ НА СЕЙСМИЧЕСКИЕ УСИЛИЯ

Для систем со многими степенями свободы сейсмическая нагрузка, развиваемая массой m_k , по всем формам нормальных колебаний представляется в виде ряда [1]

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

отдельные слагаемые которого достигают своих максимумов в различные моменты времени. Здесь γ_{kr} — коэффициент формы колебаний; $\gamma_r(T_r, \gamma, t)$ — приведенное сейсмическое ускорение; T_r — период r -го тона свободных колебаний; γ — коэффициент внутреннего трения; n — число степеней свободы системы.

При спектральном методе определения сейсмических усилий учет влияния высших форм колебаний связан с серьезными затруднениями для преодоления которых имеются упрощенные способы.

А. Г. Назаров [2] считает возможным одновременное сочетание различных максимумов $\gamma_r(T_r, \gamma, t)$ и предлагает наложение сейсмических сил по формам колебаний произвести так, чтобы в данном сечении сооружения получить наибольшее напряженное состояние. Это сочетание будет соответствовать абсолютному максимуму величины сейсмического усилия, равному сумме максимумов отдельных форм. По И. А. Корчинскому [3] расчет следует вести по резонансному состоянию для каждой формы свободных колебаний и отдельно и в качестве расчетной выбрать форму, являющуюся наипасной для данного сечения сооружения. Указанные два способа дают экстремальные значения сейсмической нагрузки: по А. Г. Назарову получается верхний предел сейсмической нагрузки, по И. А. Корчинскому — нижний.

Исходя из вероятностного подхода, возможным максимальным пределом сейсмических усилий будет не арифметическая сумма максимумов нормальных форм, а условно-геометрическая*, т. е.

$$Q_p = \sqrt{\sum_{r=1}^n Q_r^2} \quad (2)$$

* Иногда в литературе выражение (2) неправильно называют «среднеквадратическое усилие».

где Q_p — расчетное значение усилия (перерезывающей силы, изгибающего момента или др.) в рассматриваемом сечении;

Q_i — максимальное значение данного вида усилия по i -ой форме нормальных колебаний;

q — число учитываемых форм.

В пользу принятия (2) в качестве расчетного максимума высказываются И. А. Корчинский [4], Э. Е. Хачиян [5] и др. Действующими нормами [6] рекомендуется расчетное усилие определять по формуле:

$$Q_p = \sqrt{Q_{\max}^2 + 0,5 \sum Q_i^2}, \quad (3)$$

где $Q_{\max}$ — наибольшее значение максимальных усилий, отвечающих отдельным формам нормальных колебаний.

Приемлемость формул (2) и (3) мало обоснована. Результаты, полученные Э. Е. Хачияном [5] для изгибаемого и сдвигаемого бруса постоянного сечения на основании расчетов по реальным акселерограммам, показывают большую приемлемость формулы (2). Однако, применительно к реальным зданиям, не выявлена степень погрешности, получаемой при пользовании той или иной формулой.

С этой целью в статье приводятся результаты сопоставления истинных значений усилий по трем формам колебаний со значениями, получаемыми по формулам (2) и (3). Для конкретных 10-этажных каркасных зданий с использованием акселерограмм четырех калифорнийских землетрясений интенсивностью в 7–8 баллов по методике, приведенной в [7], на ЭЦВМ вычислены истинные величины поэтажных перерезывающих сил как по отдельным формам колебаний, так и с учетом наложения первых трех форм. При этом, учитывая, что пока отсутствуют реальные данные о затуханиях колебаний высотных зданий, для всех форм предположительно принято $\gamma = 0,12$.

Беря за основу параметры 10-этажного железобетонного каркасного здания (рассмотренного в [7]), имеющего постоянную жесткость по высоте и постоянство поэтажных масс, и варьируя жесткостью первого этажа, а также изменением поэтажной жесткости по высоте, рассмотрены 10 вариантов, в том числе: 3 варианта с „гибким“ первым этажом (варианты А, Б и В); 3 варианта с „жестким“ первым этажом (варианты Д, Е и Ж); 3 варианта при линейном законе убывания поэтажной жесткости по высоте здания (варианты И, К и Л). Периоды свободных колебаний рассмотренных зданий, вычисленные в предположении абсолютной жесткости ригелей, приведены в табл. 1. Поэтажные величины коэффициентов η_n определены непосредственным решением систем уравнений движения масс.

Максимальные значения приведенного сейсмического ускорения

$$\tau_r(T_r, \gamma, t) = \frac{2\pi}{T_r} \int_0^t y_n(\xi) e^{-\frac{\pi}{T_r}(\xi-t)} \sin \frac{2\pi}{T_r}(t-\xi) d\xi,$$

вычисленные при законе колебания почвы $y_1(t)$ — акселерограмме, приведены в табл. 2

Таблица 1

Варианты		Периоды свободных колебаний, сек		
		I тона	II тона	III тона
A	$\alpha = 0,15$	1,347	0,387	0,213
B	$\alpha = 0,3$	1,101	0,356	0,206
B	$\alpha = 0,6$	0,965	0,328	0,196
Г	$\alpha = 1$	0,910	0,307	0,187
Д	$\alpha = 1,5$	0,833	0,298	0,181
Е	$\alpha = 2$	0,865	0,292	0,179
Ж	$\alpha = 3$	0,855	0,287	0,176
И	$\alpha = 1,2$	0,997	0,362	0,221
К	$\alpha = 1,4$	1,074	0,419	0,260
Л	$\alpha = 1,8$	1,139	0,482	0,305

Примечания: α — отношение жесткостей первого и типового этажей;

α — то же последнего и первого этажей.

Таблица 2

Варианты	Формы колебаний	max $ \ddot{x}_r $ в см/сек ² при акселерограммах				Варианты	Формы колебаний	max $ \ddot{x}_r $ в см/сек ² при акселерограммах			
		№ 1	№ 2	№ 3	№ 4			№ 1	№ 2	№ 3	№ 4
A	I	18	44	-104	32	E	I	39	129	186	53
	II	173	289	729	-46		II	213	320	707	-154
	III	-203	239	-601	259		III	283	248	-466	-154
B	I	22	75	97	36	Ж	I	40	129	-190	54
	II	212	400	743	-138		II	-215	306	704	-166
	III	249	241	579	-239		III	276	247	-456	-146
B	I	28	113	148	41	И	I	27	101	134	-39
	II	-168	476	730	156		II	215	-372	735	-126
	III	244	253	562	-213		III	-221	250	-582	263
Г	I	32	126	174	45	К	I	23	82	-106	-88
	II	-203	428	-710	138		II	113	271	729	-717
	III	258	254	521	-177		III	-257	-251	642	706
Д	I	36	129	182	50	Л	I	20	67	36	36
	II	-205	366	-708	143		II	88	-277	-98	101
	III	282	249	474	-159		III	-306	-418	211	138

Для всех 10 вариантов по формулам (2) и (3) вычислены поэтажные значения перерезывающих сил по трем формам колебаний и определены величины их отклонений (в процентах) от своих истинных значений. Эпюры перерезывающих сил (при акселерограмме № 1) приведены на рис. 1.

Рассмотрев каждое из отклонений приближенной величины от ее истинного значения (независимо от этажа, землетрясения и конструкции здания) как случайную величину, произведен статистический анализ совокупностей ошибок X , получаемых при использовании формул

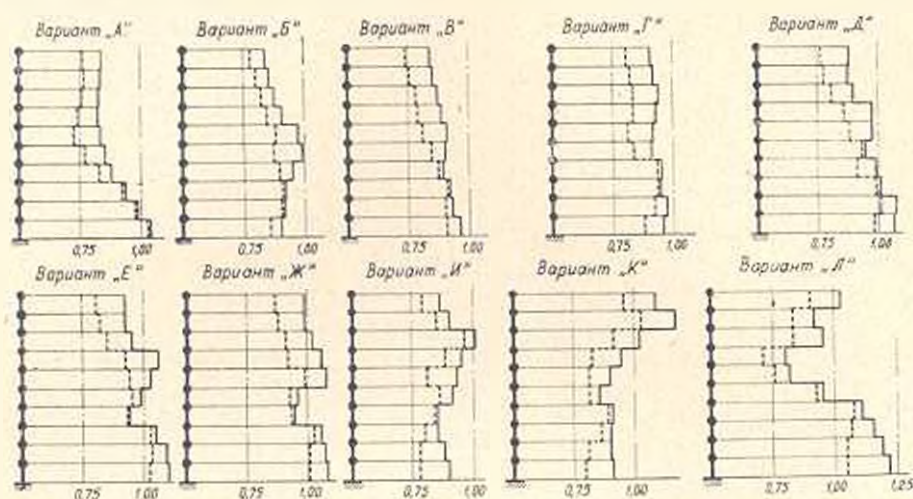


Рис. 1. Эмпиры вычисленных по формулам (2) и (3) положительных значений перерезывающих сил по трем формам колебаний в долях их истинных значений для рассмотренных вариантов 10-этажных зданий (при акселерограмме № 1):
— по формуле (2); — — — по формуле (3).

(2) и (3). При объеме выборки по 400 элементов составлены статистические ряды, гистограммы которых приведены на рис. 2, а основные выборочные параметры распределения ошибок — в табл. 3.

Таблица 3
Выборочные параметры распределения ошибок

Параметры	При формуле (2)	При формуле (3)
Среднее — $\bar{x}$ (и σ/σ_0)	5,15	11,20
Дисперсия — σ^2	94,4	118,3
Стандарт — σ	9,72	10,88
Момент III порядка — μ_3	622	295
Момент IV порядка — μ_4	37476	47724
Асимметрия — μ_3/σ^3	0,678	0,229
Экссесс — μ_4/σ^4	1,206	0,410

Для обеих выборок принята гипотеза нормального распределения, при котором асимметрия и эксцесс равны нулю. Приведенные в табл. 3 асимметрия и эксцесс — выборочные, которые, как и все выборочные параметры, являются случайными величинами и поэтому даже для нормального распределения могут отличаться от нуля. Поэтому произведена проверка нормальности с использованием критерия согласия Пирсона, позволяющего применять «метод сгруппированных данных», значительно облегчающий вычислительную работу.

Согласно критерию Пирсона, распределение нормальное, если $\chi^2 < \chi^2_{1-\rho}$, где $\chi^2_{1-\rho}$ — квантиль распределения Пирсона (χ^2 -распределение) при уровне значимости ρ . При уровне значимости 5% [8] и ре-

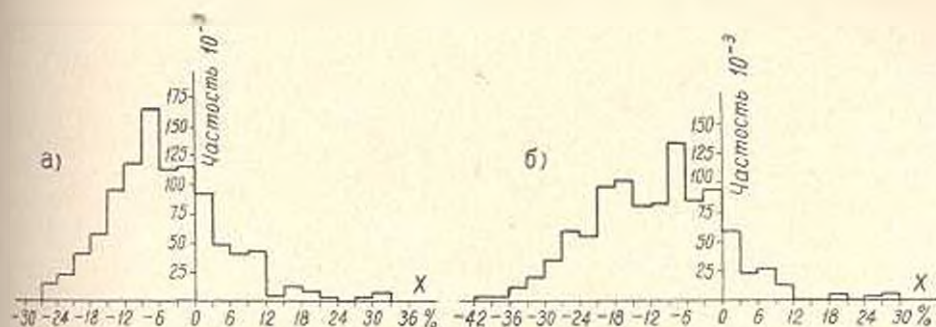


Рис. 2. Гистограммы ошибок (X) при вычислении поэтажных значений перерезывающих сил по трем формам колебаний:
а — по формуле (2); б — по формуле (3).

в результате вычислений получено, что для рассматриваемых распределений имеют место следующие неравенства:

а. При формуле (2) — $\chi^2 = 14,76 < \chi^2_{0,95} = 18,3$;

б. При формуле (3) — $\chi^2 = 17,44 < \chi^2_{0,95} = 18,3$,

т. е. в обоих случаях распределение нормальное. Кривые нормального распределения ошибок приведены на рис. 3. Вычислены значения вероятностей попадания ошибок в заданные интервалы. Результаты вычислений приведены в табл. 4.

Таблица 4

Вероятности ошибок при вычислении поэтажных значений перерезывающих сил по трем формам колебаний по формулам (2) и (3)

Пределы ошибок (X в %)	Вероятность		Пределы ошибок (X в %)	Вероятность	
	При формуле (2)	При формуле (3)		При формуле (2)	При формуле (3)
-5 X 0	0,1959	0,1326	-15 X 0	0,5466	0,4847
0 X 5	0,1498	0,0782	0 X 15	0,2787	0,1437
-5 X 5	0,3457	0,2108	-15 X 15	0,8253	0,6284
-10 X 0	0,3934	0,3045	-20 X 0	0,6386	0,6390
0 X 10	0,2387	0,1260	0 X 20	0,2933	0,1497
-10 X 10	0,6321	0,4305	-20 X 20	0,9319	0,7887

Как видно из данных табл. 4, формула (2) дает более приемлемые результаты, чем формула (3). Так, вероятность того, что вычисленные по формуле (2) значения поэтажных перерезывающих сил по трем формам колебаний будут иметь отклонения от своих истинных значений в пределах $\pm 15\%$, составляет 83%, а при формуле (3) — 63%. При

отклонении в пределах $\pm 20\%$ эти вероятности соответственно составляют 93% и 79% .

Таким образом, результаты проведенного статистического анализа подтверждают целесообразность применения формулы (2), взамен

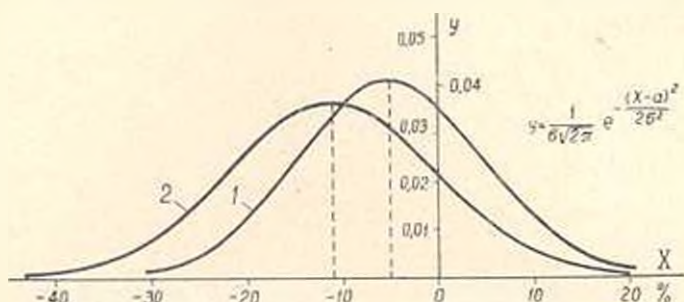


Рис. 3. Кривые нормального распределения ошибок:
1 — при формуле (2); 2 — при формуле (3).

рекомендуемой СНиП II — А. 12 — 62 [6] формулы (3), для упрощенной оценки величин сейсмических усилий с учетом наложения нескольких форм нормальных колебаний.

Армиевский НИИ
стройматериалов и сооружений

Поступило 9.II. 1970.

Տ Ա ՎՈՐՈՅԱՆ

ՍԵՅՍՄԱՐԻԿ ԼՈՒԳՆԵՐԻ ՎՐԱ ՏԱՏԱՆՈՒԹՅՆԵՐԻ ԲԱՐՁՐ ՉԵՎԵՐԻ ԱԶԳԵՑՈՒԹՅԱՆ
ՀԱՇՎԱԾՔԻ ՊԱՐԱՅՈՒՄԻՆԵՐԻ ԵՎԱՆԱԿՆԵՐԻ ՎԵՐԱԲԵՐՅԱԼ

Ա մ փ ո փ ո լ մ

Բերված են սեյսմիկ ճիգերի վրա տատանումների բարձր ձևերի ազդեցության հաշվառող պարզեցրած հղանակների վերլուծության արդյունքները: Օգտագործելով 7—8 բաղաձայնության չորս երկրաշարժերի ակտիվությունները, էկվիտրոնային հաշվիչ մեքենայի օգնությամբ հաշվարկվել են տասնամյակների կարկասային 10 շենքերի ռեակցիաները՝ ինչպես ըստ սեփական տատանումների տոանձին ձևերի, այնպես և առաջին երեք ձևերի վերադրման հաշվառումով: Կատարված է սեյսմիկ ճիգերը տարբեր մոտավոր հղանակներով որոշելու ստացվող սխալների վիճակագրական վերլուծություն: Ստացվել է, որ իրական մեծություններին ամենալավ մոտավորություն է տալիս սեփական տատանումների տոանձին ձևերին համապատասխանող ճիգերի երկրաչափական դոմարը:

Տատանումների մի քանի ձևերի վերադրման հաշվառումով սեյսմիկ ճիգերի մեծությունների պարզեցրած դինամոման համար նպատակահարմար է համարվում դորձող նորմաներով [6] հանձնարարվող (3) բանաձևի փոխարենը ներդրել (2) բանաձևը:

ЛИТЕРАТУРА

1. Явичян Э. Е. К динамическому расчету упругой системы на силы землетрясения. „Известия АН Арм ССР (серия ТН)“, т. XIII, № 3, 1960.
2. Назаров А. Г. Метод инженерного анализа сейсмических сил. Изд. АН Арм ССР. Ереван, 1959.
3. Ворчицкий И. А. Сейсмические нагрузки на здания и сооружения. Госстройиздат, 1959.
4. Ворчицкий И. А., Поляков С. В. и др. Основы проектирования зданий в сейсмических районах. Госстройиздат, 1961.
5. Явичян Э. Е. Расчет сооружений на сейсмостойкость по акселерограммам сильных землетрясений. „Известия АН Арм ССР (серия ТН)“, т. XVII, № 1, 1964.
6. Строительные нормы и правила. Строительство в сейсмических районах. СНиП II—А. 12—62. Госстройиздат, 1963.
7. Горюхи Т. А. О числе форм колебаний, подлежащих учету при определении расчетных сейсмических усилий в элементах каркасных зданий. „Известия АН Арм ССР (серия ТН)“, т. XXIII, № 2, 1970.
8. Пустельник Е. И. Статистические методы анализа и обработки наблюдений. Изд. „Наука“, 1968.

Р. А. ОВНАНЯН

КОЭФФИЦИЕНТ СОПРОТИВЛЕНИЯ И РАСПРЕДЕЛЕНИЕ КОНЦЕНТРАЦИИ ВОЗДУХА В АЭРИРОВАННЫХ ПОТОКАХ

При движении открытого потока с большими скоростями происходит отрыв водяных капель от поверхности потока и вонлечение воздуха в поток и последний становится аэрированным.

Аэрированный поток по глубине можно разделить на две части: водовоздушная и воздушнокапельная. Граница раздела между ними проходит там, где сплошность нижней водовоздушной части нарушается и появляются капли воды, отрывающиеся от потока вследствие больших вертикальных пульсационных скоростей.

В водовоздушной части количество жидкой несущей фазы преобладает над количеством несомой воздушной фазы, и передача напряжений от слоя к слою происходит через жидкую фазу. Для этой части потока применимы уравнения двухфазных потоков. Что касается воздушнокапельной части потока, где количество воздуха преобладает над количеством водяных капель, то здесь движение имеет случайный характер и должно определяться законами теории вероятностей.

Рассмотрим стационарное плоско-равномерное движение аэрированного потока на быстротоке вдоль оси Ox_1 (рис. 1). Осредненное

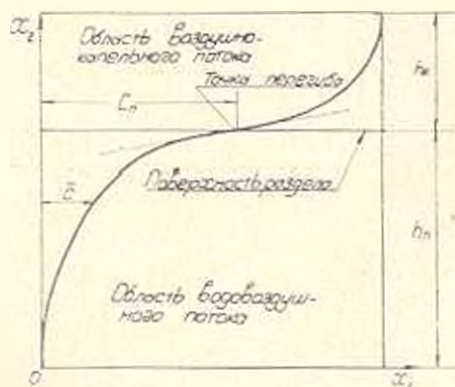


Рис. 1. Схема аэрированного потока.

уравнение движения жидкой фазы водовоздушного потока имеет следующий вид [1]:

$$-\frac{d}{dx_0}[\rho(1-\bar{c})\overline{u_1 u_2}] + \rho g(1-\bar{c})\sin\theta - R_1 = 0, \quad (1)$$

где c — концентрация воздуха в данной точке потока; ρ — плотность воды; u_1, u_2 — пульсационные составляющие скоростей; θ — угол наклона водотока к горизонту; R_1 — сила сопротивления в данной точке, обусловленная наличием воздушных пузырей в потоке. Эта сила уменьшает среднюю скорость движения.

Сопротивление русла потока, характеризующее силой трения, выражается коэффициентом сопротивления λ , который для неаэрированного потока имеет вид:

$$\lambda = \frac{\tau_0}{\frac{1}{2} \rho u_{cp}^2}, \quad (2)$$

где τ_0 — касательное напряжение у дна.

В аэрированном потоке помимо силы τ_0 действует также равнодействующая дополнительных сил сопротивления R_1 . Поэтому коэффициент сопротивления аэрированного потока λ_a будет определяться как отношение суммы этих двух сил к кинетической энергии, т. е.

$$\lambda_a = \frac{\tau_0 + \int_0^{h_0} \bar{R}_1 dy}{\frac{1}{2} \rho u_{cp}^2}. \quad (3)$$

Силу сопротивления $R_{131} = \int_0^{h_0} \bar{R}_1 dy$ определяем из уравнения (1),

которое содержит еще две неизвестные величины: момент корреляции пульсационных составляющих скоростей $\overline{u_1 u_2}$ и концентрация воздуха $\bar{c}$.

Для $u_1 u_2$ примем зависимость

$$u_1 u_2 = g \sin\theta (h - y), \quad (4)$$

близко совпадающую с результатами экспериментов в неаэрированных потоках [2].

Для определения $\bar{c}$ используются уравнения неразрывности двухфазного потока. Для рассматриваемого случая осредненные уравнения неразрывности будут:

$$\frac{d}{dx_2} (\bar{c} u_{12} + \bar{c}' u_{12}') = 0 \quad (5)$$

для воздушной фазы и

$$\frac{d}{dx_2} [(1-\bar{c}) u_2 - \bar{c}' u_2'] = 0 \quad (6)$$

для жидкой фазы. В уравнениях (5) и (6) $\bar{u}_{c2}$ и $\bar{u}_2$ — соответственно осредненные по времени скорости воздушной и жидкой фаз, связанные соотношением [3]:

$$\bar{u}_{c2} = \bar{u}_2 + a \cos \theta, \quad (7)$$

где a — гидравлическая крупность воздушных пузырьков.

Интегрирование уравнений (5) и (6) дает:

$$c \bar{u}_{c2} + c' \bar{u}_2 = \text{const}, \quad (8)$$

$$(1 - c) \bar{u}_2 - c' \bar{u}_{c2} = \text{const}. \quad (9)$$

Постоянные интегрирования в обоих случаях равны нулю, так как расход воды и воздуха по направлению оси Ox_2 равен нулю. Поэтому и суммарный расход потока по оси Ox_2 также равен нулю:

$$c \bar{u}_{c2} + (1 - c) \bar{u}_2 + c' \bar{u}_{c2} - c' \bar{u}_2 = 0. \quad (10)$$

Если подставить значение $\bar{u}_{c2}$ из (7) в (10) и учесть, что $c' \bar{u}_{c2} = -c' \bar{u}_2$ (получено из мгновенного значения уравнения (4) путем умножения на c' с последующим осреднением), то:

$$\bar{u}_2 = -ca \cos \theta. \quad (11)$$

Сопоставление (9) и (11) дает:

$$ca(1 - c) \cos \theta = -c' \bar{u}_2. \quad (12)$$

Используя метод Буссинеска, примененный им для случая переноса импульса, можно $c' \bar{u}_2$ выразить через c , вводя коэффициент турбулентной диффузии A , который при плоско-равномерном движении выражается следующим образом [3]:

$$A = -c' \bar{u}_2 \left(\frac{dc}{dx_2} \right)^{-1}. \quad (13)$$

Исходя из размерности уравнения (13), величину коэффициента турбулентной диффузии можно представить в виде:

$$A = ul, \quad (14)$$

где u — характерная скорость; l — некоторая длина, называемая „длиной пути перемешивания“ (по терминологии [Прандтля]), которая аналогична среднему пути свободного пробега молекул, используемого в кинетической теории газов.

Так как поддержание пузырьков воздуха в потоке во взвешенном состоянии происходит благодаря пульсационным скоростям, то в качестве характерной скорости принимаем $|\bar{u}_2|$, значение которой прямо пропорционально динамической скорости $u_d = \sqrt{gh_n \sin \theta}$.

В потоках, на которые твердые границы не оказывают непосред-

ственного влияния (свободная турбулентность), длина пути перемешивания постоянна по сечению и ее значение определяется характерными размерами зоны перемешивания, например, глубиной h_n (рис. 1), т. е.

$$l = \chi h_n, \quad (15)$$

где χ — коэффициент, аналогичный коэффициенту Кармана. Однако его значение не является постоянным, а зависит от концентрации воздуха в потоке¹. Для „чистой“ воды $\chi = 0,4$.

Следовательно, для коэффициента турбулентной диффузии будем иметь следующее выражение:

$$A = k \chi u_* h_n. \quad (16)$$

Подставляя значение $\overline{c u_*}$ из (13) в (12) и учитывая (16), получаем:

$$\overline{c} (1 - \overline{c}) a \cos \theta = k \chi u_* h_n \frac{d\overline{c}}{dx_g}, \quad (17)$$

интегрирование которого даст:

$$\frac{\overline{c}}{1 - \overline{c}} = B \exp \left(\frac{a \cos \theta}{k \chi u_*^2} \eta \right), \quad (18)$$

где B — постоянная интегрирования, определяемая из граничного условия на поверхности раздела двух частей аэрированного потока:

$$\overline{c} = C_n \quad \text{при } \eta = 1. \quad (19)$$

Здесь $\eta = x_g/h_n$, а C_n — значение концентрации воздуха на поверхности раздела двух потоков (водовоздушного и воздушнокапельного) определяется экспериментальным путем непосредственно из кривой распределения концентрации воздуха по точке перегиба (см. рис. 1). На основании экспериментальных данных [4] было найдено, что C_n зависит от уклона дна водотока $\sin \theta$.

$$C_n = 0,5 \quad \text{при } \sin \theta < 0,4 \quad \text{и} \quad C_n = (0,7 \sin \theta + 0,23) \quad \text{при } \sin \theta > 0,4.$$

Эти значения C_n хорошо совпадают со значениями, полученными как из наших опытов, так и из опытов других исследователей (Исаченко Н. Б., Троицкий В. П., Деянов В. П.).

Из (18) с учетом (19) получаем:

$$B = \frac{C_n}{1 - C_n} e^{-m} = a e^{-m}, \quad (20)$$

где

$$m = \frac{a \cos \theta}{k \chi u_*}; \quad a = \frac{C_n}{1 - C_n}.$$

¹ Т. Г. Войнич-Синоженский принимает линейную зависимость между χ и C_{cp} в следующем виде: $\chi = 0,4(1 - C_{cp})$.

Подставляя значение B из (20) и (18) и разрешая его относительно c , получим формулу распределения концентрации воздуха по глубине водовоздушной части аэрированного потока в виде:

$$c = \frac{ze^{-m(1-\eta)}}{1 + ze^{-m(1-\eta)}}. \quad (21)$$

Интегрируя выражение (21) в пределах от 0 до 1, получим среднюю концентрацию воздуха в сечении потока:

$$C_{cp} = \int_0^1 \bar{c} d\eta = \frac{1}{m} \ln \frac{1+z}{1+ze^{-m}}. \quad (22)$$

Определим силу R_1 . Из (1) будем иметь:

$$\bar{R}_1 = -\overline{\rho u_1 u_2} \frac{dc}{dy}. \quad (23)$$

В (23) подставим значение $\overline{u_1 u_2}$ из (4) и значение $\frac{dc}{dy}$ из (21). Получим:

$$\bar{R}_1 = \rho g \sin \theta (1-\eta) \frac{ame^{-m(1-\eta)}}{[1+ze^{-m(1-\eta)}]^2}. \quad (24)$$

Полная сила сопротивления R_{aep} будет равна:

$$R_{aep} = \int_0^h \bar{R}_1 dy = \rho g h_n \sin \theta \left(\frac{1}{m} \ln \frac{1+z}{1+ze^{-m}} + \frac{1}{1+ze^{-m}} - 1 \right). \quad (25)$$

Подставляя значения R_{aep} из (25) и (3) и учитывая (2), получаем:

$$\frac{\lambda_0}{\lambda} = \frac{1}{m} \ln \frac{1+z}{1+ze^{-m}} + \frac{1}{1+ze^{-m}}. \quad (26)$$

На основании опытов были определены значения параметра m по уравнению (22), а по формуле (26) — значения λ_0/λ . На рис. 2 приведен

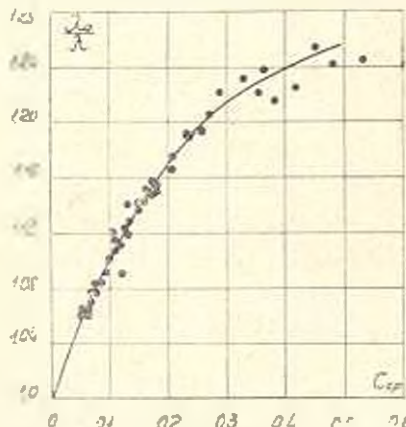


Рис. 2. Зависимость λ_0/λ от средней концентрации воздуха C_{cp} .

график зависимости $\lambda_{a/f}$ от средней концентрации воздуха $C_{ср}$. Из графика видно, что $\lambda_{a/f} > 1$. Следовательно, скорости движения аэрированных потоков меньше, чем скорости движения неаэрированных потоков.

Артиллерийское отделение
института "Гидропроект"

Поступило 10.IV.1970.

ՈՒ Ա. ՇՈՎԱՆՅԱՆ

ԳԻՐԱԳՐԱԴԱՆ ԳՈՐԾԱԿԵՅԸ ԵՎ ՕԳԻ ԿՈՆՑԵՆՏՐԱՑԻԱՅԻ ՔԱՇԻՈՒՄԸ
ԱՆՐԱՅՎԱԾ ԶՐԱՆՈՒՄՆԵՐՈՒՄ

Ա մ փ ո ւ ի ո լ մ

Ուսումնասիրված է աերացիայի երևույթը բաց ջրահոսանքներում՝ արագահոսքերում: Էքսպերիմենտայ ալիաների օգտագործմամբ, փորձ է արված ստանալ երկֆազ հոսանքի շարժման դիֆերենցիալ հաշվառումների սխեմանի փակույն լուծում: Ընդ որում, աերացված հոսանքի ջրային ֆազի միջուկի լամար Պարսյանի կոնստանտը դիտվում է որպես փոփոխական մեծություն, իսկ պատամերձ պոնայի համար՝ հաստատուն: Սահցված է աերացված ջրահոսանքի դիմադրության զորձակցի (չաերացվածի համեմատությամբ) կախումը օղակին ներխառնուկների միջին կոնցենտրացիայից:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Сакоян В. Г., Анианн А. К. К вопросу о движении напосов в турбулентном потоке. Сб. «Исследования максимального стока, волнового воздействия и движения напосов», изд. АН СССР, 1960.
2. Минский Е. М. Турбулентность руслового потока. Гидрометеоиздат, Л., 1952.
3. Великий М. А. О двух теориях переноса извешенных напосов. Проблемы русловых процессов. Основные материалы по проблемам русловых процессов. Л., 1953.
4. Strand L. and Anderson A. Experiments on Self Aerated Flow in Open Channels. Proceedings of the American Society of Civil Engineers, vol. 84, № 7, 1958.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

С. М. КАЗАРЯН

О ГРАНИЧНЫХ УСЛОВИЯХ САМОИЗЛИВАЮЩИХСЯ
СКВАЖИН АРАРАТСКОЙ РАВНИНЫ

Араратская равнина—область разгрузки подземных вод. В ее пределах залегают, в основном, два водоносных горизонта, которые переслаиваются слабопроницаемыми толщами. Воды верхнего водоносного горизонта слабонапорные и, в основном, имеют отрицательный напор. Ниже этого горизонта залегают озерные глины, под ними—галечники и лавы. Этот слой и является артезианским водоносным горизонтом, воды которого находятся под напором. Скважины, вскрывающие артезианский горизонт, как правило, самоизливающиеся. Отбор подземных вод для нужд орошения предусмотрено осуществить только из нижнего напорного горизонта, так как верхний горизонт обсадной трубой изолируется от нижнего, с тем, чтобы во время остановки самоизлива воды нижнего горизонта не поступили бы и верхний водоносный горизонт и не вызвали бы повышения уровня грунтовых вод и заболачивания территории.

Для случая высоконапорных и высокодебитных самоизливающих скважин дебиты и понижения уровня подземных вод меняются во времени. Решение задачи нестационарного режима для случая двухслойной водоносной толщи дано Ф. М. Бочвером [1], для однослойной водоносной толщи—П. Я. Полубариновой-Кочиной [2]. Ими принималось постоянство дебита скважин во времени (насосная откачка) и идентичность характеристик обоих пластов. Однако, как показали опыты, проведенные на Араратской равнине, указанные условия в случае самоизливающих скважин имеют место далеко не всегда.

Рассматривая совершенно самоизливающиеся скважины, нами сделана попытка установить граничные условия, которые можно ставить на стенке скважины нижнего водоносного горизонта, характеризующие изменение дебитов самоизлива. Результаты приведены в настоящей статье.

Граничные условия на скважине второго водоносного горизонта (рис. 1) принимаем в виде:

$$h_c = h_{\phi} + h_a, \quad (1)$$

где h_c —напор на входе скважины во втором водоносном горизонте во время действия скважины; $h_{\phi} = \frac{v^2}{2g}$ —высота фонтана по Борда; h_a —по-

тери напора в стволе скважины (напоры отсчитываются от поверхности земли).

Величину h_w принимаем по формуле Дарси-Вейсбаха:

$$h_w = \frac{\lambda}{d} \frac{v^2}{2g},$$

где λ — коэффициент Дарси; l и d — соответственно длина и диаметр скважины; v — скорость движения воды в скважине. Тогда условие (1) запишется в виде:

$$h_c = \left(1 + \frac{\lambda l}{d} \right) \frac{v^2}{2g} = \left(1 + \frac{\lambda l}{d} \right) \frac{Q^2}{2g\omega^2}, \quad (2)$$

где Q и ω — соответственно дебит и площадь поперечного сечения скважины.

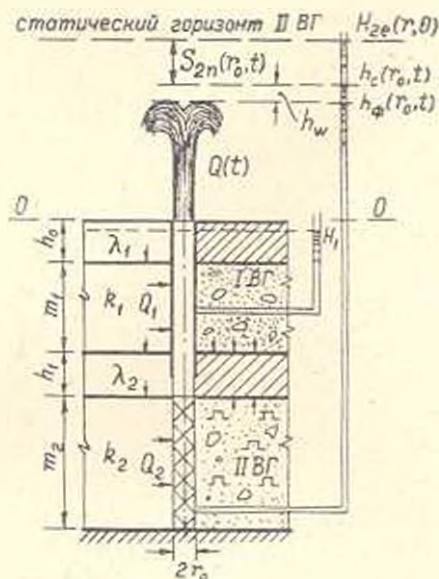


Рис. 1.

Приток воды к скважине будет:

$$Q = -2\pi r_0 k_2 m_2 \frac{\partial H_2(r, t)}{\partial r}, \quad (3)$$

где r_0 — радиус скважины; k_2 — коэффициент фильтрации нижнего водоносного горизонта; m_2 — мощность нижнего водоносного слоя; r — радиус-вектор; H_2 — пьезометрический напор того же слоя; t — время.

Используя (3), выражение (2) примет вид:

$$h_c(r_0, t) = A \left| \frac{\partial H_2(r_0, t)}{\partial r} \right|^2, \quad (4)$$

где

$$A = 2 \left(1 + \frac{\lambda l}{d} \right) \frac{(k_2 m_2)^2}{g r_0^2}. \quad (5)$$

Выражение (4) является граничным условием на стенке скважины во втором водоносном горизонте. Решение задачи при таком граничном условии очень сложно. Одним из возможных путей решения — линейаризация условия (4).

Граничные условия можно сформулировать и по данным натурных наблюдений за дебитами самоизливающихся скважин. В работе [3] нами установлен экспоненциальный закон изменения дебитов самоизливающихся скважин, заложенных на территории Араратской равнины. Возникает необходимость в исследовании соответствия этого закона граничному условию (4). Для этого из (2) определим дебит скважины Q :

$$Q = \sqrt{\frac{2gh_c \omega^2}{1 + \frac{rl}{d}}} \quad (6)$$

Далее, из [3] имеем, что

$$Q = Q_0 e^{-qt}, \quad (7)$$

где Q_0 — дебит скважины в начальный момент самоизлива; q — постоянная, определяемая по данным опытов; t — время.

Приравняв правые части уравнений (6) и (7), получим:

$$Q_0^2 e^{-2qt} = \frac{2gh_c \omega^2}{B},$$

откуда

$$t = \frac{1}{2q} \left(\ln \frac{Q_0^2}{2gh_c \omega^2} + \ln B \right). \quad (8)$$

Здесь

$$B = 1 + \frac{rl}{d}; \quad (9)$$

$$h_c = H_{20} - S_{20}(r_0, t), \quad (10)$$

где H_{20} — пьезометрический напор во втором водоносном горизонте до откачки; $S_{20}(r_0, t)$ — понижение уровня в скважине в разное время откачки, определяемое формулой, данной в [3].

Для одной из скважин (скв. № 11, заложенных на центральной части Араратской равнины, произведены указанные расчеты, результаты которых приведены в табл. 1.

Таблица 1

t , сутки	Q_0 , м ³ /сутки	$S_{20}(r_0, t)$ (м)	$h_c(r_0, t)$ (м)	$\ln \frac{Q_0^2}{2gh_c \omega^2}$
20	47520	12,89	8,11	-3,057
30	"	13,71	7,29	-2,956
40	"	14,56	6,44	-2,813
50	"	15,66	5,34	-2,659
60	"	16,66	4,34	-2,397
70	"	17,67	3,33	-2,146
80	"	18,13	2,87	-1,988
90	"	18,72	2,28	-1,772
100	"	19,03	1,97	-1,610

Данные табл. 1 графически представлены на рис. 2. Уравнение аппроксимирующей прямой имеет вид:

$$t = \frac{180}{3,57} \left(\ln \frac{Q_0^2}{2gh_c \omega^2} + 3,57 \right). \quad (11)$$



Рис. 2.

Из сопоставления (11) и (8) видно, что

$$\frac{1}{2q} = \frac{180}{3,57} \text{ и } \ln B = 3,57. \text{ т. е. } q = 0,01 \text{ сутки}^{-1} \text{ и } B = 35.$$

По данным натурных наблюдений среднееарифметическое значение составляет $0,0056 \text{ сутки}^{-1}$ [4]. Полученное расхождение следует приписать нелинейности граничных условий, что обусловлено упругими деформациями пористой среды пластов в начальный период откачки.

При $B = 35$ определим коэффициент Дарси и коэффициент шероховатости открытого ствола скважины, принимая

$$B = 1 + \frac{\lambda_1 l_1}{d_1} + \frac{\lambda_2 l_2}{d_2},$$

где $\lambda_{1,2}$, $l_{1,2}$, $d_{1,2}$ — соответственно коэффициенты Дарси, длина и диаметр обсадной трубы и открытого ствола скважины. Последний представляет базальтовые породы. При параметрах скважины:

$$l_1 = 0,02; l_2 = 50 \text{ м}; l_2 = 120 \text{ м}; d_1 = 0,4 \text{ м}; d_2 = 0,5 \text{ м}$$

получается, что $\lambda_2 = 0,131$.

Коэффициент шероховатости определяем по формуле Маннинга:

$$n = \frac{1}{C} R,$$

где $C = \sqrt{\frac{8g}{f_2}}$ — коэффициент Шези.

При $\lambda_2 = 0,131$, $C = 24,5 \text{ м}^{0,5} \cdot \text{сек}^{-1}$. Соответственно $n = 0,029$. Полученная величина коэффициента шероховатости открытого ствола скважины близко сходится с данными, имеющимися в литературе.

При отборе воды только из нижнего водоносного горизонта граничные условия можно сформулировать так:

$$Q_1 = -2\pi rk_1 m_1 \frac{\partial H_1}{\partial r} \Big|_{r=r_0} = 0;$$

$$Q_2 = -2\pi rk_2 m_2 \frac{\partial H_2}{\partial r} \Big|_{r=r_0} = Q_0 e^{-\alpha r_0} \quad (12)$$

Для случая осесимметричной задачи при граничных условиях (12) нами в [3] получено решение, позволяющее определять понижения уровня воды в любой точке двухслойной водоносной толщи в любой момент времени при переменном расходе самоизлива из нижнего водоносного горизонта. Для его проверки произведем сопоставление результатов аналитических расчетов с данными натурных наблюдений.

При гидрогеологических изысканиях было произведено одиночное испытание отмеченной выше скважины № 1, работающей с самоизливом. Через определенные промежутки времени измерялись расходы и пьезометрические напоры в центральной скважине № 1, а в наблюдательных скважинах — напоры. Кроме того, были произведены опыты для установления связи между понижением уровня и дебитом. По приведенным в [3] формулам для всех скважин определены понижения уровня подземных вод за один и тот же промежуток времени. Результаты расчетов и одиночной опытной откачки приведены в табл. 2.

Таблица 2

Номера скважин	1	1-а	1-б	1-в	1-г	1-д	1-е
Расстояние от центра скв. № 1 до наблюдательной скважины, м	—	40	790	930	1030	1530	1580
Понижение по данным аналитического расчета, м	4,03	2,5	0,7	0,4	0,3	—	—
Понижение по данным одиночной опытной откачки, м	4,50	1,75	0,5	0,4	0,3	0,3	0,3
Расхождение	0,47	0,75	0,2	0	0	—	—

Как видно из табл. 2, результаты аналитического расчета и опытной откачки почти совпадают. Это свидетельствует о приемлемости использования полученных формул для практических гидрогеологических расчетов.

Армянский СХИ

Поступило 5. VI.1969.

ЛИТЕРАТУРА

1. Боченер Ф. М., Вершин Н. И. Методическое пособие по расчетам эксплуатационных запасов подземных вод для водоснабжения. Гостройиздат, 1961.
2. Подубринова-Кочина П. Я. Теория движения грунтовых вод. ГТИ, 1952.
3. Кагарян С. М. „Известия АН АрмССР (серия ТН)“, т. XX, № 4, 1967.
4. Кагарян С. М. Сборник научных трудов АрмСХИ, № 15, 1967.

Об одном явлении при прерывистом резании. Касьян М. В., Мипасни Г. С., Багдасарян Г. Б., Арутюнян Г. А. «Известия АН АрмССР (серия Т II)», т. XXIII, № 3, 1970, 3—8.

Исследован характер изменения сечения стружки при строгании в зависимости от скорости резания. Предполагается, что при ударном воздействии резки об обрабатываемый материал возникают автоколебания системы в направлениях толщины и ширины среза, вследствие чего уменьшается сечение среза. Используя уравнения колебаний системы, получены расчетные величины глубинного коэффициента силы резания. Подсчитана величина первоначальной ширины стружки. Сопоставление экспериментальных значений первоначальной ширины стружки с расчетными дает удовлетворительную сходимость.

Табл. 2 Илл. 3 Библ. 2 назв.

УДК 621.831+621.913

Анализ влияния погрешностей некоторых параметров долбяка на точность зубчатого колеса. Голиков В. П., Казарян Г. А. «Известия АН АрмССР (серия Т II)», т. XXIII, № 3, 1970, 9—13.

Основываясь на анализе уравнения кинематики процесса обработки неточности долбяка приведены к единой суммарной ошибке, действующей вдоль линии зацепления пары колеса-долбяка. Выведена формула, выражающая влияние погрешности угла профиля исходного контура долбяка на погрешность профиля зубчатого колеса. Определено влияние погрешности окружного шага на параметры обрабатываемого колеса.

Илл. 2 Библ. 3 назв.

УДК 621.941.24+621.821

О динамической точности двойного параллелограмма. Кандахи С. Г., Маджоян К. А. «Известия АН АрмССР (серия Т II)», т. XXIII, № 3, 1970, 14—19.

Рассматриваются вопросы динамической точности двойного параллелограмма для вихреконтрбалансных станков моделей МА—459 и 4592 при условии идеальной точности изготовления и сборки механизма. Определены деформации всех звеньев и податливости шарнирных соединений механизма под действием внешних сил. Отмечается, что доля ошибки, обусловленная податливостью шарнирных соединений, составляет 48—69% от общей динамической ошибки двойного параллелограмма для рассмотренных схем.

Табл. 1 Илл. 3 Библ. 1 назв.

О переводе сейсмической шкалы на количественную основу. Наапров А. Г. «Известия АН АрмССР (серия Т. Н.)», т. XXIII, № 3, 1970, 27—37.

Принимаясь соображения о путях перевода сейсмической шкалы, основанной на макросейсмических характеристиках, на количественную, т. е. инструментальную основу. За меру сейсмической интенсивности предлагается принять все три компонента сейсмического ускорения почвы. В связи с трудностью их сопоставления, для оценки интенсивности землетрясений на основе акселерограмм вычисляются спектры реакции, более легко сопоставимые между собой. Для возможности максимального сохранения информации об интенсивности прошлых землетрясений каждому баллу по макросейсмическим признакам следует относить все сходственные спектры реакции. Оценка интенсивности землетрясения в баллах проводится на основе установления нижней и верхней огибающих этих спектров для каждого балла. В зависимости от принятой точности, спектры реакции или отвечающие им акселерограммы, отнесенные к длине балльности, используются для анализа поведения сооружений в сейсмических условиях. Даны соображения о векторном построении сейсмической шкалы.

Библ. 17 назв.

Некоторые основные результаты исследования сопротивления легкого железобетона на естественных заполнителях. Пинаджян В. В. «Известия АН АрмССР (серия Т. Н.)», т. XXIII, № 3, 1970, 38—45.

Приводятся результаты исследований, преимущественно экспериментального характера, работы элементов из обычного и предварительно напряженного железобетона из природных легких заполнителей (перлит, лентонд, пемза, вулканические шлаки, туфы) при кратковременном, длительном, а также при многократном и ударном нагружении. Отмечается относительно меньшая сопротивляемость легкого бетона из естественных заполнителей на растяжение, кручение и срез по сравнению с тяжелым бетоном.

Библ. 19 назв.

Неустановившиеся односторонние смещения жесткой опоры в грунтовой среде при применении билинейной зависимости между перемещением и отпором. Синтко Н. К. «Известия АН АрмССР (серия Т. Н.)», т. XXIII, № 3, 1970, 40—52.

Рассмотрены неустановившиеся односторонние смещения жесткой опоры в упруго-пластической среде, сопротивление которой меняется во времени по билинейному закону. Получены решения для перемещений опоры на каждом этапе сопротивления ее с учетом разности фаз между значением перемещения и возмущающей силы.

Илл. 2. Библ. 3 назв.

Об упрощенных способах учета влияния высших форм колебаний на сейсмические усилия. Гороян Т. А. «Известия АН АрмССР (серия Т. Н.)». т. XXIII, № 3, 1970, 53—59.

Приводятся результаты анализа упрощенных способов учета влияния высших форм колебаний на сейсмические усилия. С использованием акселерограммы четырех калифорнийских землетрясений интенсивностью в 7—8 баллов на ЭЦВМ вычислены реакции 10 вариантов 10-этажных железобетонных каркасных зданий как по отдельным формам колебаний, так и с учетом наложения первых трех форм. Произведен статистический анализ ошибок, получаемых при определении сейсмических усилий с учетом наложения нескольких форм колебаний различными приближенными способами, который показал, что наилучшее приближение к их истинным значениям дает условно-геометрическая сумма усилий по отдельным формам нормальных колебаний. Для упрощенной оценки величин сейсмических усилий с учетом наложения нескольких форм нормальных колебаний считается целесообразным принять условно-геометрическую сумму усилий изложенной формулы, рекомендуемой СНиП II—А. 12—62.

Табл. 4. Илл. 3. Библ. 8 назв.

УДК 627.13/.14+517.91

Коэффициент сопротивления и распределение концентрации воздуха в аэрированных потоках. Овнянян Р. А. «Известия АН АрмССР (серия Т. Н.)». т. XXIII, № 3, 1970, 60—65.

Рассмотрены явления открытых водных потоков—быстротоков. Используя экспериментальные данные, сделана попытка получить замкнутое решение системы дифференциальных уравнений двухфазного потока. Водная фаза аэрированного потока рассматривается с переменной константой Кармана для ядра потока и с постоянной—для пристенной зоны. Получена зависимость коэффициента сопротивления аэрированного потока (по отношению к неаэрированному) от средней концентрации воздушных вclusions.

Илл. 2. Библ. 4 назв.



Բ ՈՒՎ ԱՆԻՆ Կ ՈՒՅ ՈՒՆ

ԽԵՐԵՆԱՅԻՆԱՐՅԱՆ

11. Վ. Կասյան, Գ. Լ. Միլևույան, Հ. Ս. Բաղդասարյան, Հ. Հ. Հսրույրյուն, Մի Երեսույթի մասին՝ ընդհանուր կտրման մասունակ	1
12. Բ. Գուրկով, Գ. Լ. Վազարյան, Առամանառնիվի ճշտության վրա թորմանի որոշ պարամետրերի պայմանների ազդեցության վերլուծություն	9
13. Գ. Կանայան, Կ. Լ. Մեշյան, Կրկնակի դուգահեռագծի գիտնականական ճշտության վերաբերյալ	14

ԷԵՐՈՎԻԿԱ

14. Տ. Իլյուկ, Ինքնաշարժի ղեկի կառավարման խնդիրներում	21
---	----

ՇԻՆԱՐԱՐԱԿԱՆ ՄԵԽԱՆԻԿԱ

15. Գ. Խուլոսով, Առամիկ տանդղակը քառակական հիմքի վրա փոխադրելու վերաբերյալ	27
16. Վ. Փինայան, Բնական լցվածքով բնական երկաթեռանի գիմադրողականության ուսումնասիրման որոշ հիմնական արդյունքներ	38
17. Կ. Մելիսով, Կաշա հենարանի լկայունացում միակույմանի շեղումները պրոնոսային միավորում՝ տեղափոխումների և դրանի մակադղման միջև երկդային կախման դեպքում	44
18. Ս. Մ. Գրոյան, Սեյսմիկ ճիգերի վրա առաջնությունների բարձր ևների ազդեցությունը հաշվարկի պարզեցումը եղանակների վերաբերյալ	53

ՀԻՊՐՈՒԼԻԿԱ

19. Ս. Հովհանյան, Էլեմենտարիական պարամետրեր և ողի կոնցենտրացիայի բաշխումը առաջին փուլում չորահասանքներում	60
---	----

ԳԻՏԱԿԱՆ ՆՈՒՆԵՐ

20. Ս. Վազարյան, Արարատյան հարվածային ինքնաթիռի շրջանների եղբայրն պայմանների մասին	66
--	----

СОДЕРЖАНИЕ

Машиностроение

М. В. Кахьян, Г. С. Минасян, Г. Б. Бигдасарян, Г. А. Арутюнян. Об одном явлении при прерывистом резании	3
В. И. Голиков, Г. А. Казарян. Анализ влияния погрешностей некоторых параметров долбяка на точность зубчатого колеса	4
С. Г. Кандаян, К. А. Мнджоян. О динамической точности двойного параллелограмма	14

Энергетика

Г. Т. Айдоц. Роль информации в задачах управления	20
---	----

Строительная механика

А. Г. Назаров. О переводе сейсмической шкалы на количественную основу	27
В. В. Пинаджян. Некоторые основные результаты исследования сопротивления легкого железобетона на естественных заполнителях	38
Н. К. Снитко. Неустойчивые односторонние смещения жесткой опоры в грунтовой среде при применении билинейной зависимости между перемещением и отпором	46
Г. А. Гороян. Об упрощенных способах учета влияния высших форм колебаний на сейсмические усилия	53

Гидравлика

В. А. Овнанян. Коэффициент сопротивления и распределение концентрации воздуха в аэрированных потоках	60
--	----

Научные заметки

С. М. Казарян. О граничных условиях самоопланирующейся скважины Араратской равнины	66
--	----