

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՀ
ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ
ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

Журнал издаётся с 1943 г.
Выходит 6 раз в год на русском языке

Խ Մ Ր Ա Գ Ր Ա Կ Ա Ն Կ Ո Ւ Ե Գ Ի Ճ

Կասյան Մ. Վ. (պատ. խմբագիր), Ալյանց Հ. Տ. (պատ. խմբագրի տեղակալ),
Ալեքսեևսկի Վ. Վ., Զաղոյան Մ. Ա., Հակոբյան Ռ. Ե.,
Սարգսյան Յու. Լ., Ստեփանյան Մ. Գ., Տեր-Ազարե Ի. Ա.,
Փինաջյան Վ. Վ. (պատ. խմբագրի տեղակալ),
Պատասխանատու քարտուղար Ստեփանյան Զ. Կ.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Касьян М. В. (ответ. редактор), Алюнц Г. Т. (зам. ответ. редактора),
Алексеевский В. В., Акопян Р. Е., Зидоян М. А.,
Пинаджян В. В. (зам. ответ. редактора), Саркисян Ю. Л.,
Степанян М. Г., Тер-Азарев И. А.
Ответственный секретарь Степанян З. К.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

С. С. ДАРВИНЯН, А. А. ОВСЕПЯН

К РАСЧЕТУ СООРУЖЕНИЙ НА СЕЙСМИЧЕСКИЕ
 ВОЗДЕЙСТВИЯ ПО СЕЙСМОГРАММАМ И ВЕЛОСИГРАММАМ
 ЗЕМЛЕТРЯСЕНИЙ

Традиционно установившийся метод расчета сооружений на сейсмостойкость, как правило, в качестве внешнего воздействия принимает акселерограммы землетрясений. При решении некоторых практических задач возникает необходимость определить сейсмические нагрузки, когда заданы сейсмограммы или велосигаммы землетрясений. Известно однако, что численное дифференцирование графически заданных сильно осциллирующих функций приводит к недопустимым погрешностям, способным резко исказить силовую диаграмму рассмотренных систем. Исходя из этого, ставится задача расчета сооружений на сейсмические воздействия с использованием сейсмограмм или велосигамм, минуя операцию численного дифференцирования.

Рассмотрим колебание сооружения, представленного в виде системы со многими степенями свободы, движение которой описывается следующей системой дифференциальных уравнений [1]:

$$m_k \ddot{U}_k(t) + (C_k + C_{k+1}) \dot{U}_k(t) - C_k \dot{U}_{k-1}(t) - C_{k+1} \dot{U}_{k+1}(t) = -m_k \ddot{U}_0(t), \quad (1)$$

$$k = 1, 2, 3, \dots, n,$$

где $U_k(t)$ — горизонтальное перемещение массы m_k ; C_k — жесткость системы между массами m_{k-1} и m_k ; $U_0(t)$ — закон колебания почвы в виде акселерограммы.

Переходя к обобщенным координатам и вводя диссипативную функцию Рейля по эквивалентной гипотезе Фойгта, окончательно получаем систему уравнений, описывающую сейсмические колебания рассматриваемой системы [1]:

$$\ddot{q}_i(t) + \omega_i \dot{q}_i(t) + \omega_i^2 q_i(t) = -\delta_i (\ddot{U}_0), \quad (2)$$

$$i = 1, 2, 3, \dots, n,$$

где

$$\delta_i = \frac{\sum_{k=1}^n \frac{a_{ki}}{a_{1i}} m_k}{\sum_{k=1}^n \left(\frac{a_{ki}}{a_{1i}} \right)^2 m_k};$$

ω_i — значения круговых частот системы: $\frac{a_{2i}}{a_{1i}}$ — известные величины, зависящие от круговых частот и жесткостей C_k [1]; α_i — коэффициенты внутреннего трения.

Умножая обе части уравнения (2) на $d\xi$ и почленно интегрируя дважды от 0 до t при нулевых начальных условиях, получаем:

$$q_i(t) + d_i \omega_i \int_0^t q_i(\xi) d\xi + \omega_i^2 \int_0^t d\xi \int_0^{\xi} q_i(\xi) d\xi = -z_i U_0(t), \quad (3)$$

$$i = 1, 2, 3, \dots, n.$$

Применяя формулу Коши

$$\int_{t_0}^t d\xi \int_{t_0}^{\xi} d\xi \dots \int_{t_0}^{\xi} \varphi(\xi) d\xi = \frac{1}{(n-1)!} \int_{t_0}^t (t-\xi)^{n-1} \varphi(\xi) d\xi$$

относительно третьего члена левой части уравнения (3), приходим к следующим уравнениям:

$$q_i(t) + \int_0^t K_i(t, \xi) q_i(\xi) d\xi = -z_i U_0(t), \quad (4)$$

$$i = 1, 2, 3, \dots, n,$$

где

$$K_i(t, \xi) = \alpha_i \omega_i + \omega_i^2 (t - \xi). \quad (5)$$

Уравнения (4), характеризующие сейсмическое движение много-массовой системы, являются линейными интегральными уравнениями второго рода типа Вольтерра. Существование единственного решения каждого уравнения системы (4) следует из существования и единственности решения задачи Коши для линейных дифференциальных уравнений в окрестности точки $t = 0$.

Для численного решения уравнения Вольтерра второго рода на ЭВМ обычно применяются методы итераций. При этом количество итераций зависит от заданной точности искомого решения, что в итоге требует большого количества машинного времени и вносит дополнительные ошибки вычислений. Однако использование «внутренних» свойств уравнения (4), определяющихся ядром, позволяет находить его решение в явном виде [2]:

$$q_i(t) = -z_i \left[U_0(t) + \lambda_i \int_0^t R_i(t, \xi; \lambda_i) U_0(\xi) d\xi \right],$$

$$i = 1, 2, 3, \dots, n,$$

где $\lambda_i = -1$; $R_i(t, \xi; \lambda_i)$ — резольвента интегрального уравнения (4).

В данном случае $R_i(t, \xi; \lambda_i)$ можно построить аналитически. Для этого представим ядро интегральных уравнений (4) $K_i(t, \xi)$ многочленами второй степени относительно t :

$$K_i(t, \xi) = a_{0i} + a_{1i}(t - \xi), \quad (5')$$

$$i = 1, 2, 3, \dots, n.$$

Тогда резольвенты для (5) будут определяться выражениями [2]:

$$R_i(t, \xi; \lambda_i) = \frac{1}{\lambda_i} \frac{\partial^2 g_i(t, \xi; \lambda_i)}{\partial t^2}, \quad (6)$$

$$i = 1, 2, 3, \dots, n,$$

где функции $g_i(t, \xi; \lambda_i)$ являются решениями следующей системы дифференциальных уравнений

$$\frac{\partial^2 g_i(t, \xi; \lambda_i)}{\partial t^2} - \lambda_i \left[a_{0i} \frac{\partial g_i(t, \xi; \lambda_i)}{\partial t} + a_{1i} g_i(t, \xi; \lambda_i) \right] = 0, \quad (7)$$

$$i = 1, 2, 3, \dots, n,$$

удовлетворяющих условиям

$$g_i(t, \xi; \lambda_i) \Big|_{t=\xi} = 0, \quad \frac{\partial g_i(t, \xi; \lambda_i)}{\partial t} \Big|_{t=\xi} = 1.$$

После некоторых преобразований из системы (7) получаем:

$$g_i(t, \xi; -1) = \frac{1}{\omega_i^*} \exp \left\{ -\frac{d_i \omega_i}{2} (t - \xi) \right\} \sin \omega_i^* (t - \xi),$$

$$i = 1, 2, 3, \dots, n,$$

где

$$\omega_i^* = \omega_i \sqrt{1 - \frac{\alpha_i^2}{4}}.$$

Следовательно, согласно (6) будем иметь:

$$R_i(t, \xi, -1) = R_i(t - \xi) = \omega_i \exp \left\{ -\frac{d_i \omega_i}{2} (t - \xi) \right\} \times$$

$$\times \left[\frac{\omega_i (2 - \alpha_i^2)}{2\omega_i^*} \sin \omega_i^* (t - \xi) + \alpha_i \cos \omega_i^* (t - \xi) \right].$$

Тогда решение системы интегральных уравнений (4) представляется в виде:

$$q_i(t) = -\xi \left[U_0(t) - \int_0^t R_i(t - \xi) U_0(\xi) d\xi \right], \quad (8)$$

$$i = 1, 2, 3, \dots, n.$$

Задавая в качестве внешнего воздействия закон колебания почвы в виде сейсмограммы и решая систему линейных интегральных уравнений второго рода типа Вольтерра (4), на основе (8) для смещений окончательно получаем:

$$U_k(t) = -U_0(t) + \sum_{i=1}^n \eta_{ik} \int_0^t R_i(t-\xi) U_0(\xi) d\xi, \quad (9)$$

$$k = 1, 2, 3, \dots, n,$$

где η_{ik} — коэффициенты формы колебания.

Аналогично можно решить поставленную задачу, задавая в качестве внешнего воздействия закон колебания почвы в виде велосигранмы. В этом случае движение многомассовой системы описывается системой линейных интегро-дифференциальных уравнений вида:

$$\dot{q}_i(t) + \alpha_i \omega_i q_i(t) + m_i^2 \int_0^t q_i(\xi) d\xi = -\beta_i U_0(t), \quad (10)$$

$$i = 1, 2, 3, \dots, n.$$

Применяя к обеим частям (10) преобразование Лапласа, получаем [2]:

$$Q_i(s) = \frac{s}{s^2 + \alpha_i \omega_i s + \omega_i^2} F_i(s).$$

$$i = 1, 2, 3, \dots, n.$$

Определяя корни характеристического уравнения второго порядка и переходя во временную область, решение системы (10) в явном виде записываем следующим образом:

$$q_i(t) = -\beta_i \int_0^t K_i(t-\xi) \dot{U}_0(\xi) d\xi, \quad (11)$$

$$i = 1, 2, 3, \dots, n,$$

где

$$K_i(t-\xi) = -\exp\left\{-\frac{\alpha_i \omega_i}{2} t - \xi\right\} \left[\frac{\alpha_i \omega_i}{2\omega_i^*} \sin \omega_i^*(t-\xi) - \cos \omega_i^*(t-\xi) \right].$$

На основе (11) для смещений получим

$$U_k(t) = -\sum_{i=1}^n \eta_{ik} \int_0^t K_i(t-\xi) \dot{U}_0(\xi) d\xi, \quad (12)$$

$$k = 1, 2, 3, \dots, n.$$

Величины поперечных и сейсмических сил определяются формулами:

$$Q_k = C_k (U_k - U_{k-1}); \quad S_k = Q_k - Q_{k+1}.$$

На этой основе представляется возможным в качестве частного случая использование сейсмограмм и велосиграм землетрясений для определения спектров реакций. Такой путь определения спектра $\tau(T, \alpha)$ рассматривался в [3].

В зависимости от имеющейся сейсмической информации о кинематических параметрах движения почвы на основе (9) и (12) для спектров перемещений и скоростей будем иметь:

$$\begin{aligned} x(T, \alpha) &= \left| -U_0(t) + \frac{2\pi}{T} \int_0^t \exp\left\{-\frac{2\pi}{T}(t-\xi)\right\} \times \right. \\ &\times \left. \left[\sin \frac{2\pi}{T}(t-\xi) + 2 \cos \frac{2\pi}{T}(t-\xi) \right] U_0(\xi) d\xi \right|_{\max}; \\ v(T, \alpha) &= \left| \int_0^t \exp\left\{-\frac{\alpha\pi}{T}(t-\xi)\right\} \times \right. \\ &\times \left. \left[\frac{\alpha}{2} \sin \frac{2\pi}{T}(t-\xi) - \cos \frac{2\pi}{T}(t-\xi) \right] U_0(\xi) d\xi \right|_{\max}. \end{aligned}$$

Тогда $\tau(T, \alpha)$ можно определить по формуле

$$\tau(T, \alpha) = \frac{2\pi}{T} v(T, \alpha) = \left(\frac{2\pi}{T}\right)^2 \chi(T, \alpha).$$

Нетрудно установить, что при наличии велосиграм спектр $\tau(T, \alpha)$ вычисляется непосредственно:

$$\begin{aligned} \tau(T, \alpha) &= \left| \frac{2\pi}{T} \left\{ \alpha \dot{U}_0(t) - \frac{\pi}{T} \int_0^t \exp\left\{-\frac{\alpha\pi}{T}(t-\xi)\right\} \times \right. \right. \\ &\times \left. \left. \left[3\alpha \sin \frac{2\pi}{T}(t-\xi) - 2 \cos \frac{2\pi}{T}(t-\xi) \right] U_0(\xi) d\xi \right\} \right|_{\max}. \end{aligned}$$

При наличии сейсмограмм и велосиграм одновременно для спектра $\tau(T, \alpha)$ будем иметь:

$$\begin{aligned} \tau(T, \alpha) &= \left| \frac{2\pi}{T} \left\{ \alpha \dot{U}_0(t) + \frac{2\pi}{T} U_0(t) - \left(\frac{2\pi}{T}\right)^2 \int_0^t \exp\left\{-\frac{\alpha\pi}{T}(t-\xi)\right\} \times \right. \right. \\ &\times \left. \left. \left[\sin \frac{2\pi}{T}(t-\xi) + 2\alpha \cos \frac{2\pi}{T}(t-\xi) \right] U_0(\xi) d\xi \right\} \right|_{\max}. \end{aligned}$$

Изложенный путь определения сейсмических нагрузок дает возможность использовать сейсмограммы и велосиграммы при расчетах сооружений на сейсмостойкость, исследовать последствия землетрясений и установить спектр приведенных сейсмических ускорений τ (T, α). Отметим, что для обеспечения высокой точности расчетов при интегрировании сильно осциллирующих функций необходимо применить специфические численные методы.

ИГИС АН АрмССР

15. IV. 1985

Ս. Ս. ԳԱՐՈՒԿՅԱՆ, Ա. Ա. ՀՈՎՍԵՓՅԱՆ

ՍԵՅՍՄԻԿ ԱԶԴԵՑՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՏԱՆԻ ԿԱՌՈՒՅՑՆԵՐԻ ՀԱՇՎԱՐԿԸ ԸՍՏ
ԵՐԿՐԱՇԱՆՐԺԵՐԻ ՍԵՅՍՄՈՒԳՐԱՄՆԵՐԻ ԵՎ ՎԵՆՍԻԳՐԱՄՆԵՐԻ

Ա մ փ ո փ ու մ

Դիտարկվում է սեյսմիկ աղղեցուձյունների տակ բազմաթիվ ազատության ասկտիճաններ ունեցող համակարգերի տեսակրով ներկայացվող կառույցների հաշվարկման խնդիրը՝ օգտագործելով երկրաշարժերի սեյսմոգրամները կամ վելոսիգրամները: Այդ դեպքում խնդիրը բերվում է վստահի տիպի երկրորդ սեռի դժային հավասարումների կամ դժային ինտեգրու-դիֆերենցիալ հավասարումների համակարգերի լուծմանը վերլուծական եղանակով: Այսպիսի մոտեցման դեպքում հնարավոր է դառնում երկրաշարժերի սեյսմոգրամների ու վելոսիգրամների օգտագործումը բերված սեյսմիկ արագացումների սպեկտրների որոշման համար:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Дарбинян С. С., Назаров А. Г. К расчету сооружений на сейсмические воздействия.— Бюллетень по инженерной сейсмологии, 1971, № 6, с. 18—25.
2. Красков М. Л., Киселев А. И., Михаренко Г. И. Интегральные уравнения.— М.: Наука, 1976.— 215 с.
3. Пирюзян С. А. Метод определения спектра приведенных сейсмических ускорений на основе сейсмограмм землетрясений.— Изв. АН АрмССР (сер. ТН), 1955, т. XVIII, № 5, с. 51—58.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

Э. Е. ХАЧИЯН, В. А. АМБАРЦУМЯН, А. Г. САРКИСЯН

УПРОЩЕННЫЙ СПОСОБ УЧЕТА ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ
 СООРУЖЕНИЯ С ОСНОВАНИЕМ ПРИ СЕЙСМИЧЕСКИХ
 ВОЗДЕЙСТВИЯХ

Инженерный анализ последствий сильных землетрясений [1] подтверждает, что степень повреждаемости сооружений существенно зависит от характеристик сооружения и грунта основания. Установлено также, что при сейсмических воздействиях большое влияние на динамические реакции оказывает взаимодействие сооружения с грунтом, которое оценивается по величине изменений в перемещениях (ускорениях, скоростях) в основании сооружения по сравнению со значениями, полученными при отсутствии сооружения. Исследование взаимодействия сооружения с грунтом связано с решением динамической контактной задачи теории упругости и рассматривалось в работах [2—5]. Целью настоящей статьи является учет слоистости грунтового основания и получение сравнительно простых зависимостей для определения динамических реакций сооружений с учетом взаимодействия. Грунт основания принимается с горизонтальным поверхностным слоем, лежащим на коренных породах. Коренные породы идеализируются в виде однородного изотропного полупространства. Поверхностный слой также принимается однородным и изотропным. Сооружение, расчетная схема которого принимается в виде сдвигаемого бруса, заменяется эквивалентным слоем с приведенными значениями модуля сдвига G_0 и плотности ρ_0 , которые определяются, исходя из экспериментальных значений периода основной формы колебания сооружения T и скорости распространения волн деформации C [3]. В итоге получаем, что система «поверхностный слой грунта — сооружение» фактически можно рассматривать как двухслойный поверхностный слой. Принимается одномерная модель линейно-деформируемого грунта. Задача сначала решается без учета затухания в сооружении и в грунте основания, после чего введенные в полученные результаты комплексного волнового числа, аналогично способу, изложенному в [6], учитывается влияние затухания.

Предположим, что от подстилающих коренных пород вертикально вверх движется гармоническая поперечная волна с единичной амплитудой и круговой частотой p : $\exp\left(i\left(t + \frac{x}{c_2}\right)\right)$. При этом отраженные и

проходящие волны от границ $x = 0$, $x = -H_1$ и $x = -H_0$ также будут поперечными гармоническими с частотой p (рис 1). Удовлетворяя условиям неразрывности напряжений и перемещений на границах $x = 0$ и $x = -H_1$ и условию отсутствия напряжения на $x = -H_0$, получаем перемещение в произвольном сечении x сооружения:

$$u_0 = |u_0| e^{i(p t + (p - \omega) x)}, \quad (1)$$

где

$$|u_0| = 4 \left[\frac{E^2 + M^2}{(A + B)^2 + (C + D)^2} \right]^{1/2}; \quad (2)$$

$$E = \cos k_{01} (L - L_x) \operatorname{ch} k_{02} (L - L_x);$$

$$M = \sin k_{01} (L - L_x) \operatorname{sh} k_{02} (L - L_x);$$

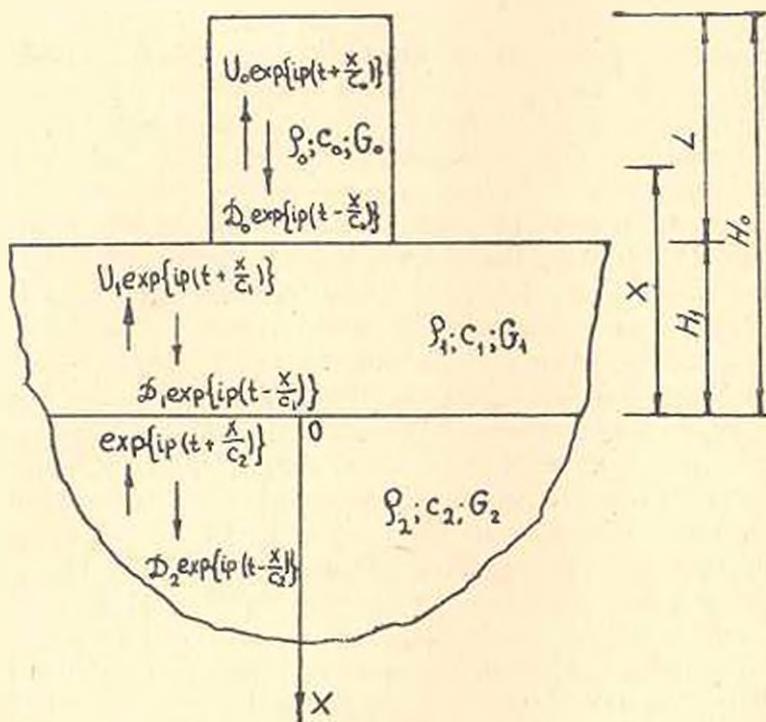


Рис. 1. Схема сооружения и сложного основания.

$$A = (1 + m_0) \cos (H_1 k_{11} + L k_{01}) [\operatorname{ch} (H_1 k_{12} + L k_{02}) + m_1 \operatorname{sh} (H_1 k_{12} + L k_{02})];$$

$$B = (1 - m_0) \cos (H_1 k_{11} - L k_{01}) [\operatorname{ch} (H_1 k_{12} - L k_{02}) + m_1 \operatorname{sh} (H_1 k_{12} - L k_{02})];$$

$$C = (1 + m_0) \sin (H_1 k_{11} + L k_{01}) [\operatorname{sh} (H_1 k_{12} + L k_{02}) + m_1 \operatorname{ch} (H_1 k_{12} + L k_{02})];$$

$$D = (1 - m_0) \sin (H_1 k_{11} - L k_{01}) [\operatorname{sh} (H_1 k_{12} - L k_{02}) + m_1 \operatorname{ch} (H_1 k_{12} - L k_{02})];$$

$$\gamma_1 = \operatorname{arctg} \frac{M}{E}; \quad \gamma_2 = \operatorname{arctg} \frac{C + D}{A + B}; \quad m_0 = \frac{\rho_0 c_0}{\rho_1 c_1}; \quad m_1 = \frac{\rho_1 c_1}{\rho_2 c_2}$$

$$L_x = x - H_j; \quad L = H_0 - H_j; \quad k_j = \frac{\rho}{C_j} = k_{j1} - ik_{j2} \quad (j = 0, 1). \quad [8]$$

Дифференцированием выражения (1) по x и t легко определяются скорость, ускорение и напряжение сдвига на любом уровне сооружения. Для количественного анализа полученных результатов рассмотрены три типа сооружений различной жесткости на разных грунтах поверхностного слоя при гармоническом возмущении коренных пород с единичной амплитудой и периодами $T_0 = 0,3$ с и $T_0 = 0,6$ с. Все сооружения имеют высоту 36 м. Периоды основного тона составляют $T = 0,17, 0,48$ и $1,2$ с.

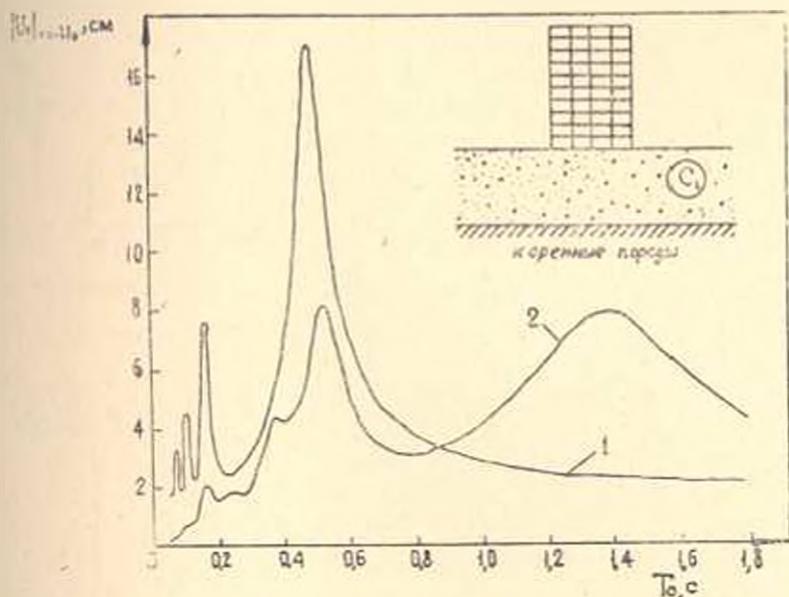


Рис. 2. Зависимость амплитуды перемещений верха сооружения от периода колебаний подлежащая.

сти распространения волны сдвига — $C = 850, 300, 120$ м/с, приведенные плотности — $\rho = 0,363, 0,358, 0,35$ т/м³, а коэффициенты поглощения — $\nu = 0,65, 0,55$ и $0,45$. Поверхностный слой принимается толщиной 60 м. Рассматривались грунты со следующими характеристиками: $C_1 = 200 - 1200$ м/с; $\rho_1 = 1,6 - 2,2$ т/м³; $\nu = 1,22 - 0,1$. Характеристики полупространства следующие: $\rho_2 = 2,2$ т/м³; $C_2 = 1000$ м/с. По формуле (2) вычислены амплитуды перемещений на уровнях контакта сооружения с грунтом и в верхнем сечении сооружения. Вычислены также перемещения на поверхности грунта основания при отсутствии сооружения.

На рис. 2 построен амплитудный спектр перемещений для уровня верха сооружения ($|u_0|_{x=H_0}$) при его периоде основного тона $T = 0,48$ с. Как видно, сооружение, находящееся на жестком грунте основании (кривая 1, $C_1 = 800$ м/с), имеет большие перемещения, чем на податливом основании (кривая 2, $C_1 = 200$ м/с).

По полученным данным построены зависимости коэффициента взаимодействия $|u_0|_{x=H_1} / |\bar{u}_0|_{x=H_1}$ ($|\bar{u}_0|_{x=H_1}$ — перемещение свободной поверхности при отсутствии сооружения) от характеристик грунта основания (рис. 3) и перемещения верха сооружения относительно основания от характеристик грунта основания при $T_0 \neq 0,3c$ (рис. 4).

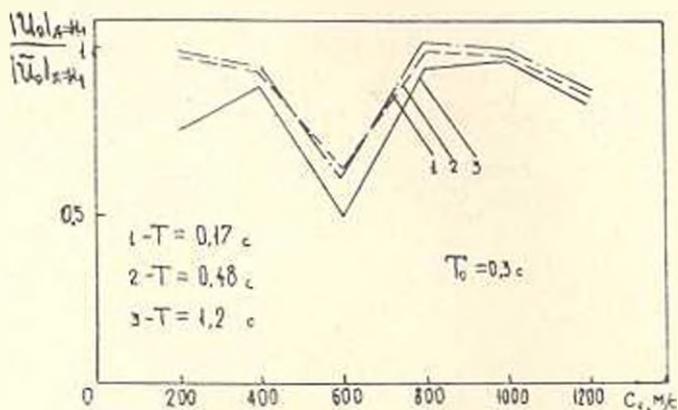


Рис. 3. Зависимость коэффициента взаимодействия от скорости поли сдвига грунта основания.

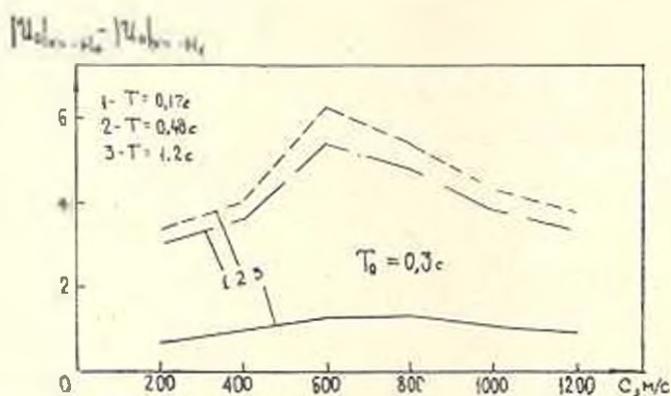


Рис. 4. Перемещения верха сооружения относительно основания.

Примерно такие же графики получены и при $T_0 = 0,6c$. Если при $T_0 = 0,3c$ минимальное значение коэффициента взаимодействия соответствует значению $C_1 = 600 \text{ м/с}$, то при $T_0 = 0,6c$ — значению $C_1 = 400 \text{ м/с}$. Минимальный коэффициент взаимодействия и относительное перемещение при $T = 0,17c$ и $T_0 = 0,3c$ соответственно равны 0,5 и 6,1, а при $T = 0,17c$ и $T_0 = 0,6c$ — 0,08 и 9,1. Анализ результатов показал, что взаимодействие сооружения с грунтом приводит к значительным изменениям перемещений в основании сооружения по сравнению со значениями, полученными при отсутствии сооружения. Кроме того, из рис. 4 видно, что независимо от типа сооружения изменение грунтовых условий может привести к изменению относительных перемещений верха сооружения ($|u_0|_{x=H_1} - |\bar{u}_0|_{x=H_1}$), которые об-

услаивают величины усилий в элементах конструкции, примерно, в два раза.

Это означает, что различные грунтовые условия независимо от типа землетрясения и характеристик сооружений могут привести к изменению сейсмического воздействия на сооружения в пределах одного балла. Отсюда важный практический вывод — сейсмическое микрорайонирование целесообразно произвести для конкретного сооружения. Инструментально или иными другими путями установленные отношения перемещений и ускорений на разных площадках еще не свидетельствует о таких же отношениях перемещений и ускорений сооружений, которые должны быть возведены на этих площадках. Как свидетельствуют результаты, перемещения и ускорения на площадках с различными грунтовыми условиями, при одном и том же землетрясении могут отличаться значительно больше, чем перемещения и ускорения сооружений, возводимых на этих площадках. Причиной такого явления является взаимодействие между грунтом и сооружением.

АрмНИИСА

20. VII. 1983

Է. Ե. ԿԱԶԻՅԱՆ, Վ. Ա. ՀԱՄԲԱՐՁՈՒՄՅԱՆ, Հ. Կ. ՍԱՐԳՍՅԱՆ

ՍԵՅՍՄԻԿ ԱԶԻԿՑՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԺԱՄԱՆԱԿ ՀԻՄՆԱՏԱԿԻ ԵՎ ԿԱՌՈՒՅՑԻ ՓՈԽԱԶԻԵՑՈՒԹՅԱՆ ՀԱՇՎԱԽՄԱՆ ՄԻ ՊԱՐԿԱԿՈՒՅՆ ՄԵԹՈԴ

Ա մ փ օ փ ու մ

Կիսաարկված և լայնահան սեյսմիկ աշխրհների փոխազդեցությունը կառուցվածքի հետ: Ստացված են արդյունքներ, որոնք ցույց են տալիս կառուցվածքների կինեմատիկական պարամետրերի փոփոխման աստիճանը՝ կախված շերտավոր հիմնատակի բնութագրերից և արտաքին ազդեցությունից:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Поляков С. В. Последствия сильных землетрясений.— М.: Стройиздат, 1978.— 311 с.
2. Ниларов А. Г. О взаимодействии между фундаментом сооружения и основанием при землетрясении.— В сб.: Тр. Тбил. геофиз. н-та, 1939, т. IV, с. 36—63.
3. Хачиян Э. Е. Амбарцумян В. А. Динамические модели сооружений в теории сейсмостойкости.— М.: Наука, 1981.— 204 с.
4. Сквизцо Р., Бейли Ж., Рафтопулос Д. Горизонтальное взаимодействие сооружений с сейсмическими волнами.— Тр. Амер. общества инженеров-механиков (сер. E), прикл. механика, 1971, № 1, с. 123—130.
5. Сеймов В. М. Динамические контактные задачи.— Киев: Наукова думка, 1976.— 283 с.
6. Саваренский Е. Ф. Сейсмические волны.— М.: Недра, 1972.— 292 с.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

Ս. Գ. ԻՈՆՆԻՍՅԱՆ, Ա. Ա. ԳՈՂՅԱԴՅԱՆ

ПРОЧНОСТЬ НОРМАЛЬНЫХ СЕЧЕНИЙ СМЕШАННО
 АРМИРОВАННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ИЗ БЕТОНОВ
 НА ЕСТЕСТВЕННЫХ ПОРИСТЫХ ЗАПОЛНИТЕЛЯХ

За последние годы все большее применение получают высокопрочные арматурные стали с условным пределом текучести. Оценка прочности железобетонных элементов, армированных такими сталями, несколько специфична, т. к. высокопрочные арматурные стали могут иметь разнообразные упруго-пластические свойства. Это важно при использовании смешанно армированных элементов, где имеется напрягаемая и ненапрягаемая арматура.

В отечественных нормах [1] оценка несущей способности нормальных сечений изгибаемых элементов производится в зависимости от соотношения ξ/ξ_R , где ξ — относительная высота сжатой зоны, ξ_R — ее граничное значение, при котором предельное состояние элемента наступает одновременно с достижением в растянутой арматуре напряжения, равного расчетному сопротивлению R_s . Расчетное сопротивление высокопрочной арматуры с условным пределом текучести определяется как $\gamma_{st} \cdot R_{st}$, где γ_{st} — коэффициент условия работы арматуры, определяемый по формуле (27) [1]. В [2, 3] была предложена обобщенная методика расчета нормальных сечений, позволяющая полностью учесть особенности упруго-пластических свойств бетонов и арматурных стержней.

Излагается проработка и экспериментальная проверка указанного метода расчета для элементов со смешанным армированием, изготовленных из легких бетонов средней и высокой прочности. Согласно этой методике, в качестве основных характеристик бетона приняты: ω_0 — коэффициент полноты эпюры напряжений в сжатой зоне бетона при деформациях наиболее отдаленного волокна, равных нулю; ϵ_R — деформации бетона, соответствующие предельным напряжениям R_b .

Принимая гипотезу плоских сечений, для изгибаемых элементов в [3] предлагается выражение для деформаций арматуры на i -том уровне

$$\epsilon_{si} = \frac{\epsilon_R}{1 - \omega_0} [\omega_0 - (2\omega_0 - 1)\omega] \left(\frac{\alpha_i \omega_0}{\omega} - 1 \right), \quad (1)$$

где $\omega = \frac{x}{h} \omega_0$, ω — коэффициент полноты эпюры напряжений в бетоне; x — высота сжатой зоны бетона; x_i — относительное расстояние от сжатой грани до i -того стержня арматуры.

На рис. 1 и 2 показаны совмещенные диаграммы растяжение напрягаемой и ненапрягаемой арматуры, расположенной на одном уровне.

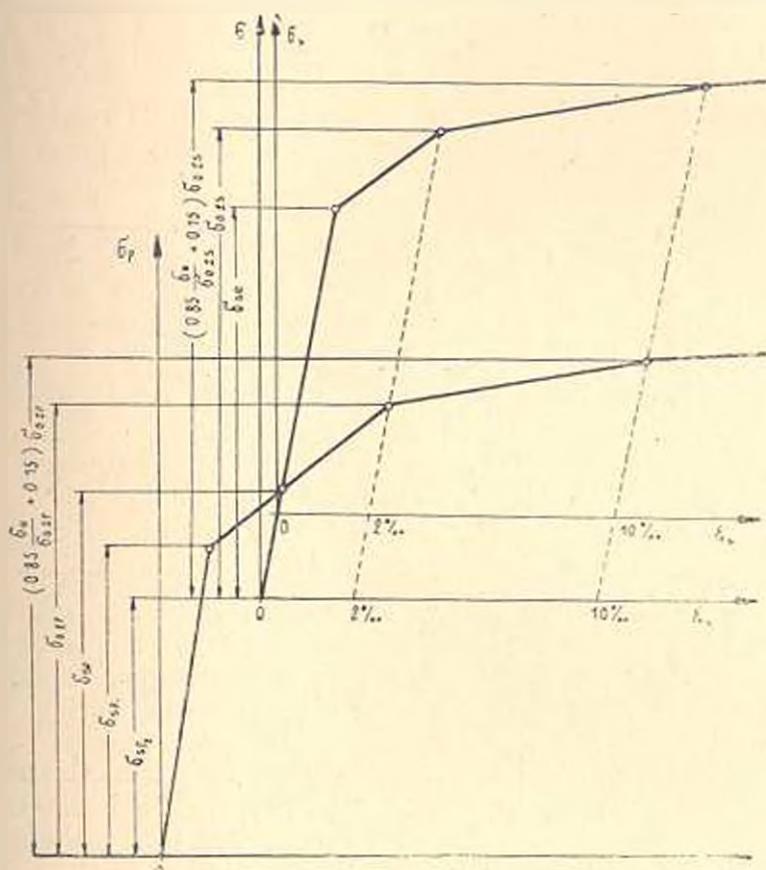


Рис. 1

На рис. 1 эта арматура имеет условный предел текучести, а на рис. 2 ненапрягаемая арматура принята с физическим пределом текучести. Диаграммы на рис. 1 и 2 позволяют определить модули деформаций характерных участков согласно [3], а также граничные значения деформаций определенных участков. Изменяя ω , по формуле (1) можно получить значения ϵ_{sd} на любом уровне, а также напряжения в напрягаемых и ненапрягаемых стержнях на этих уровнях, если использовать полученные значения модулей деформаций на определенных участках.

Из условия равновесия можно записать

$$R_b b h \omega^2 = \sum_{i=1}^n \sigma_{pi} A_{pi} + \sum_{i=1}^n \sigma_{ni} A_{ni} \quad (2)$$

где b, h — ширина и высота сечения элемента; σ_{pi}, σ_{si} — напряжения, соответственно в напрягаемых и ненапрягаемых арматурных стержнях на i -том уровне в предельной стадии; A_{spi}, A_{si} — площадь сечения соответствующей арматуры; n — количество рядов армирования.

Из (2) следует

$$\omega' = \frac{1}{R_b} \left(\sum_{i=1}^n \sigma_{pi} A_{spi} + \sum_{i=1}^n \sigma_{si} A_{si} \right). \quad (3)$$

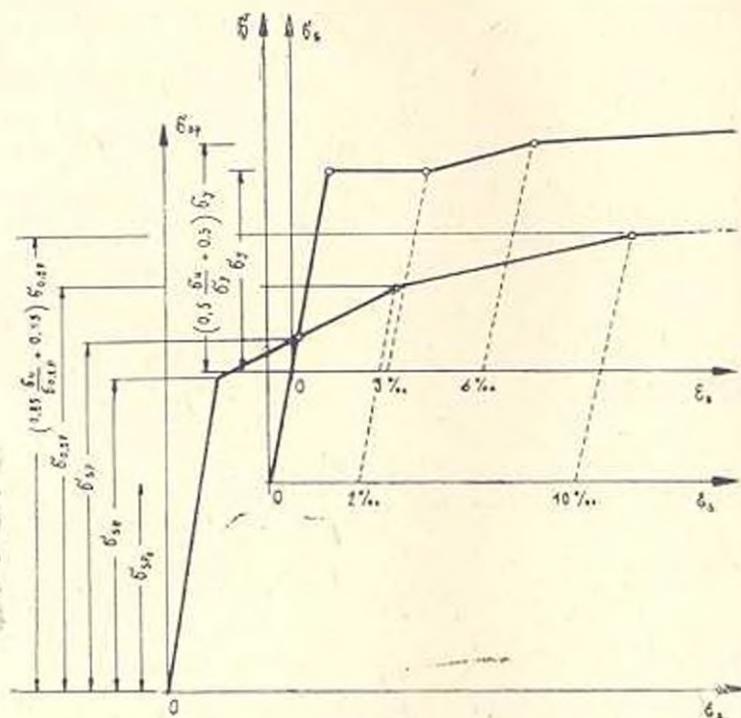


Рис. 2.

При $\omega = \omega'$ получается соответствие условий деформирования и равновесия. Такое значение ω обозначим как расчетное ω_p (рис. 3). По найденному значению ω_p можно вычислить значение предельного изгибающего момента

$$M = \sum_{i=1}^n \sigma_{pi} A_{spi} (x_i h - y) + \sum_{i=1}^n \sigma_{si} A_{si} (x_i h - y), \quad (4)$$

где y — расстояние от равнодействующей внутренних усилий в сжатой зоне до крайнего сжатого волокна бетона:

$$y = \frac{(2\omega_0 + 1) m_p}{6\omega_0} h. \quad (5)$$

Экспериментальная проверка приемлемости методики [2, 3] была выполнена на балках следующих серий: 1 серия — элементы из бето-

нов на Ахавнатунском туфе прочностью 20—30 МПа; II серия — то же, прочностью 40—50 МПа; III серия — элементы из бетонов на литонд-ной пемзе прочностью 40 МПа.

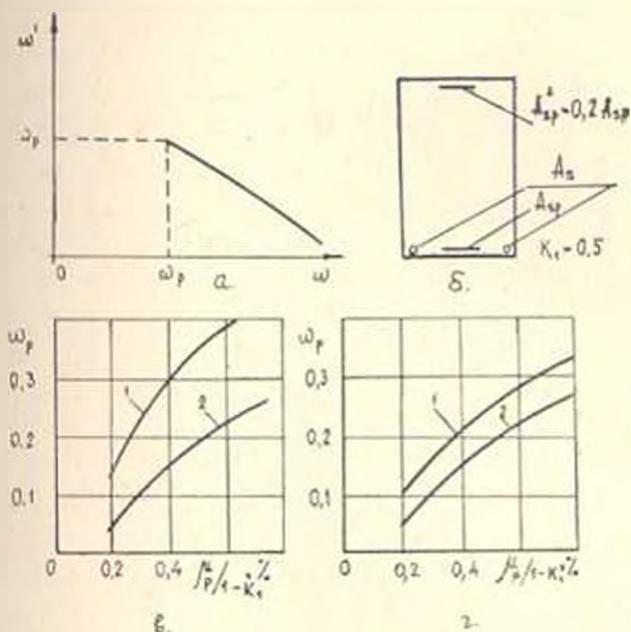


Рис. 3. а — график $\omega' = f(\omega)$; б — сечение рассматриваемой балки; в — зависимость ω_p от процента армирования для арматурной пары Ат-V, Ат-V ($1 - R_s = 15$ МПа, $2 - R_s = 30$ МПа); г — зависимость ω_p от процента армирования для случая $R_s = 30$ МПа ($1 -$ арматурная пара Вр-II, Ат-V, $2 -$ арматурная пара Ат-V, Ат-V).

Были изготовлены опытные образцы прямоугольного сечения: 150×300 мм и длиной 3400 мм. В качестве напрягаемой использовалась арматура $\varnothing 14$ Ат-V, обычная $\varnothing 14$ Ат-V и $\varnothing 14$ А-III. При необходимости напрягаемая арматура устанавливалась и в верхней зоне. Нижняя рабочая арматура состояла из трех стержней. Кроме балок со смешанным армированием (балки БС) были изготовлены также балки без преднапряжения (БО) и «чисто» преднапряженные (БН), при этом в смешанно армированных балках цифра в шифре балки указывала на количество напрягаемых арматурных стержней.

Расчетные моменты определялись согласно напряжениям в арматурных стержнях по [1] после разрушения балок (M_p), а также с учетом экспериментальных значений коэффициента $\eta = \frac{\sigma_u}{\sigma_s}$, необходимого для определения ηM_p . Расчетные моменты, определенные согласно [2, 3], обозначены через M_p .

На рис. 4 приведены результаты сравнения расчетных и опытных значений моментов.



Для балок I и II серий расчеты по трем вариантам дали близкие результаты, хорошо сходящиеся с экспериментом. Исключение составили балки БС I ($\xi = 0,102-0,103$), в которых в качестве ненапрягаемой арматуры использовалась сталь класса А-III. Для балок III серии расчеты по [1] дали значительное отклонение в сторону превышения (до 12,9%), что можно объяснить различием в уруго-пластических свойствах сжатого бетона, влияющих на плечо внутренней пары. Из всех трех вариантов расчета близкая сходимость с опытом наблюдалась в случае применения методики [2, 3].



Рис. 4. Сравнение опытных и расчетных значений разрушающих моментов:

$$\text{---} \frac{M_{p1}}{M_{оп}}; \quad \text{---} \frac{M_{p2}}{M_{оп}}; \quad \text{---} \frac{M_{p3}}{M_{оп}}$$

Представленный итерационный метод для ручного счета сравнительно трудоемкий, поэтому целесообразно предварительно разработать зависимость ω_p от коэффициента армирования. В частности, для элементов со смешанным армированием удобно заранее получить зависимость $\omega_p = f\left(\frac{p_p}{1 - K_1}\right)$, где $K_1 = \frac{\sigma_{0,15} A_1}{\sigma_{0,20} A_p + \sigma_{0,20} A_{оп}}$. Имея значение ω_p , можно по (1) определить $\epsilon_{с1}$, затем $\sigma_{оп}$, σ_p и несущую способность по (4).

На рис. 3б показана зависимость $\omega_p = f\left(\frac{p_p}{1 - K_1}\right)$ для элементов прямоугольного сечения со смешанным армированием, позволяющая определить несущую способность сечения без итераций.

ԻՆՎԿԱՆ ՄԱԿՈՏԿԵՆ ԼՅԱՆՑՈՒԹԵՐՈՎ ԲԵՏՈՆՆԵՐԻՑ ԽԱՌՉ ԱՄՐԱՆԱՎՈՐՎԱՆ
ԷԼԵՄԵՆՏՆԵՐԻ ՆՈՐՄԱԼ ՀԱՏՎԱԾՔՆԵՐԻ ԱՄՐՈՒԹՅՈՒՆԸ

Ա մ փ ■ փ ■ ւ մ

Բերվում են բնական ծակասիկեն լցիչներով բետոններից խառը ամրանա-
վորված ծոփող էլեմենտների նորմալ հատվածքների ամրության փորձնական
ուսումնասիրության արդյունքները: Որպես նախալարված ամրաններ օգտա-
գործված են АТ—V դասի, իսկ որպես ոչ նախալարված АТ—V և А—III դա-
սի պողպատները: Հաշվարկային (СНП 2. 03. 01—84) և փորձնական տրվ-
յալները առավել լավ համապատասխանում են, Էրր հաշվարկային մոմենտները
որոշվում են ըստ բետոնի և ամրանի աշխատանքի իրական դիտորամները
հաշվի առնող մեթոդի:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. СНП 2.03.01—84. Бетонные и железобетонные конструкции.— М.: Стройиздат, 1985.— 79 с.
2. Ильин О. Ф. Обобщенная методика расчета прочности нормальных сечений с учетом особенностей свойств различных бетонов.— В кн.: Поведение бетонов и элементов железобетонных конструкций при воздействиях различной длительности. М.: НИИЖБ, 1980, с. 47—54.
3. Рекомендации по методике определения параметров, характеризующих свойства различных бетонов при расчете прочности нормальных сечений стержневых железобетонных элементов — М.: НИИЖБ, 1984.— 32 с.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

Ю. А. ГАСПАРЯН, А. Г. МАНУЧАРЯН

АКУСТИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ РЕЗОНАНСНОГО
 ЗВУКОПОГЛОТИТЕЛЯ С ВНУТРЕННЕЙ УПРУГО ОПЕРТОЙ
 ПАНЕЛЬЮ

Для смещения основной резонансной частоты объемного резонансного звукопоглотителя (ОРЗП) в сторону низких частот необходимо увеличение инерционности, в частности, присоединенной массы входного отверстия резонатора, которое осуществляется за счет дифракционных эффектов экрана, уменьшения глубины резонирующей полости и т. д. [1—3]. В работе [4] предложен новый способ смещения основной резонансной частоты путем установки внутри звукопоглотителя панели на упругих опорах-прокладках. Акустическая эффективность этого предложения заключается в том, что односекционные резонансные поглотители вблизи собственной резонансной частоты элемента имеют узкополосное звукопоглощение в отличие от двухсекционных (ОРЗПП), имеющих сравнительно более широкую полосу звукопоглощения за счет дополнительных потерь, возникающих в упругих прокладках. Комбинированный импеданс ОРЗПП, согласно электроакустической аналогии при последовательном соединении двух секций резонатора определяется следующим выражением:

$$Z_k = Z_{p_1} + \frac{\operatorname{ctg}^2(kl_1) |R_{p_1} - j|y_{p_1} - \operatorname{ctg}(kl_1) - \operatorname{ctg}(kl_2)|}{R_{p_1} + j|y_{p_1} - \operatorname{ctg}(kl_1) - \operatorname{ctg}(kl_2)|} \quad (1)$$

С целью определения входного импеданса Z_{p_1} , активных и реактивных компонент R_{p_1} , Y_{p_1} ОРЗПП применим метод сшивания импедансных характеристик [1, 5]. В рассматриваемом случае механический импеданс первой секции резонатора без податливой панели со стороны входного отверстия будет равен:

$$Z_p = -jS_0 \omega \rho \left[\sum_{n=0}^{\infty} \frac{F_n(r_0/R)}{k_n} \operatorname{ctg}(k_n l) + \left(\frac{r_0}{R}\right) \operatorname{ctg}(k_n l) \right] + 2\delta, \quad (2)$$

где

$$F_n\left(\frac{r_0}{R}\right) = \frac{4J_1^2(b_n r_0)}{(b_n R)^2 J_0^2(b_n R)}; \quad k_n^2 = k^2 - b_n^2; \quad \alpha_n^2 = \left(\frac{f_{01}}{f}\right)^2 - 1;$$

$$S_0 = \pi r_0^2; \quad S = \pi R^2.$$

Здесь $J_0(b_n R)$, $J_1(b_n R)$ — цилиндрические функции Бесселя нулевого и первого порядка; f , f_{on} — частота звуковой волны и критическая частота моды on ; b_n , k_n — волновые числа нормальных и поперечных волн, определяемые из условия $J_1(b_n R) = 0$; $k = \frac{\omega}{c} = \frac{2\pi}{\lambda}$ — волновое число векторов; $\omega = 2\pi f$.

Двухсторонняя концевая поправка поршневого излучателя — воздушной пробки входного отверстия резонатора, обусловленная присоединенной массой M_l , определяется следующим выражением:

$$2\delta_l = \frac{M_l}{S_0 R} = \left(2\pi \frac{R}{\lambda}\right)^{-2} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{F_n \left(\frac{r_0}{R}\right)}{\alpha_n} \operatorname{cth} \left(\frac{2\pi}{\lambda} \alpha_n l\right), \quad (3)$$

$$M_l = \frac{S_0 \tau}{k} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{F_n(r_0/R)}{\alpha_n} \operatorname{cth}(k \alpha_n l).$$

Инерционный импеданс первой секции резонатора ОРЗПП с учетом низких мод колебаний $m = n = 0$ можно определить как сумму инерционных импедансов ($Z_{pn} = R_{pn} + jY_{pn}$) передней стенки Y_n и упругого сопротивления воздушной полости Y_l :

$$Y_{pn} = Y_n + Y_l = k_0 / \tau (\tau + 2\delta_l) - jW_0 \operatorname{ctg} k_n l, \quad (4)$$

где $\tau = \frac{S_0}{S}$ — коэффициент перфорации входной и промежуточной панели ОРЗПП; τ , $\delta_{пор}$ — толщина стенок резонатора и поролон; $k_{pn} = \frac{\sigma}{\tau} = \frac{\sigma S}{S_0}$ — активная компонента импеданса передней стенки резонатора; σ — сопротивление продувания ткани, устанавливаемой в отверстиях резонатора.

Величина концевой поправки для круглых и квадратных отверстий при этом принимает вид:

$$\delta_l = 0,43D(1 - 1,47\eta^{1/2} + 0,47\eta^{3/2}). \quad (5)$$

Активная и реактивная компоненты входного импеданса второй секции с учетом упругого опирания внутренней панели резонатора при частотах более низких, чем собственная частота стенки резонатора, определяется по формулам:

$$R_{p2} |_{\omega \ll \omega_2} \approx R_2 \left| 1 + \frac{M_1}{M_2} \left(\frac{\omega}{\omega_2}\right)^2 \right|; \quad Y_{p2} |_{\omega \ll \omega_2} = M_1 \omega - \frac{E}{\omega}. \quad (6)$$

где

$$R_2 = \frac{\mu}{S_0^2} + R_T; \quad R_T = \sqrt{\pi \rho \mu f} = 8,7 \cdot 10^{-1} \sqrt{f}; \quad M_1 = (c\tau)^{-1} (\tau + 2\delta_l);$$

$$M_2 = \frac{M_1}{(S_0 - S_2)^2}; \quad E_{1,2} = \frac{\rho_0 c^2}{S l_{1,2}}; \quad E_3 = j\omega \frac{W}{\gamma}; \quad k_n = \frac{|E_2|}{\delta_n};$$

$$|E_{R_{w/1}}|^2 + |E_{Y_{w/\gamma}}|^2 = |E_2|^2;$$

M_1 ; M_2 — акустические массы поршневого излучателя; $M_3 = \rho_n \delta / (S - S_2)^2$ — масса внутренней упруго опертой панели резонатора; $\mu = 1,86 \cdot 10^{-2}$ кг/см — трение при колебаниях воздуха в отверстиях резонатора; E_1 , E_2 , E_3 — упругости поршневого излучателя; $E_{R_{w/1}}$, $E_{Y_{w/\gamma}}$ — активные и реактивные компоненты упругости волнового сопротивления поролона; W , γ — волновое сопротивление и постоянная распространения упругой прокладки поролона; $\rho_0 = 1,29 \cdot 10^{-3}$, $\rho_n \approx 1$ г/см³; — плотности воздуха и материала панели; $\omega_{1,2}^2 = \frac{E_{1,2}}{M_{1,2}}$, $\omega_n^2 = \frac{k_n}{\rho_n \delta (S - S_2)}$ — частоты резонатора и внутренней упруго опертой панели.

При нормальном падении звука коэффициент звукопоглощения (КЗП) с учетом конструктивных размеров ОРЗПП определяется из выражения:

$$\alpha(f) = \frac{4R_1}{(R_1 + 1)^2 + |2da - \operatorname{ctg}(2\pi a)|^2}, \quad (7)$$

где

$$a = \frac{l}{\lambda}; \quad d = \frac{mc}{l}; \quad R_1 = \frac{R_p}{\rho_0 c_0}; \quad a_1 = \frac{4R_1}{(R_1 + 1)^2},$$

откуда максимум КЗП равен $\alpha_{\max} = a_1$ при частоте резонанса, удовлетворяющей уравнению $2\pi da - \operatorname{ctg}(2\pi a) = 0$.

Значение импедансных характеристик ОРЗПП, определенные по формуле (1) с учетом (2) — (6), произведены на ЭВМ. Достоверность полученных теоретических результатов была проверена экспериментальными данными при испытании двух моделей малогабаритных звукопоглотителей цилиндрической формы, изготовленных из оргстекла и фанеры толщиной 5 мм. Конструктивные параметры резонатора модели ОРЗПП: диаметр цилиндра — 98,5 мм; диаметры центральных входных отверстий резонатора и упруго опертой внутренней панели — 50 и 20 мм с соотношением $r_0/R = 0,5$ и $r_1/R = 0,2$. Внутри резонатора параллельно его лицевой поверхности устанавливали упруго опертую панель из поролона толщиной 5 мм, которая разделяет резонатор на два соизмеримых объема с глубиной полости каждой секции камеры $l_1 = 85$ мм, $l_2 = 80$ мм и $L = 165$ мм. Измерения произведены на акустическом интерферометре «Брюль и Кьер» в диапазоне частот (125—1000) Гц.

На рис. 1 представлена частотная характеристика реактивных компонент $Y(f)$ импеданса поверхности ОРЗПП с внутренней упруго опертой панелью, измеренная для первой и отдельно второй секций

ОРЗПП — $Y_1(f)$, $Y_2(f)$ и для двухсекционного ОРЗПП — $Y_n(f)$ с упруго опертой по периметру панелью. Как видно, кривые реактивных компонент импеданса $Y_1(f)$ и $Y_2(f)$ пересекают ось абсцисс для односекционных резонаторов один раз: $f_{рез} = 280$ Гц и $f_{рез} = 800$ Гц, а при упругой установке панели она проходит через нуль несколько раз: $f_{н1} = 290$ Гц, $f_{н2} = 360$ Гц, $f_{н3} = 850$ Гц, характеризую многорезонансность системы со смещением основной резонансной частоты в сторону низких частот, т. е. наблюдается расширение полосы поглощения с возрастанием КЗП на низких частотах.

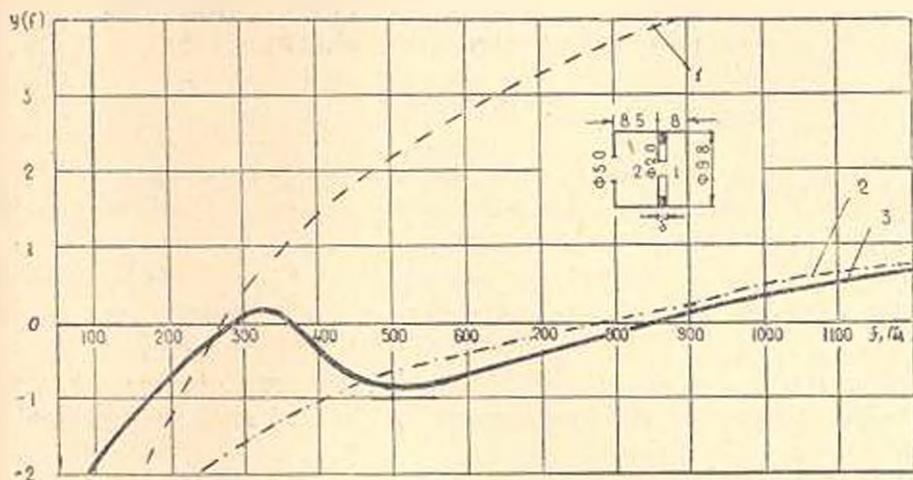


Рис. 1. Частотная характеристика реактивных компонент $Y(f)$ импеданса поверхности ОРЗПП: 1, 2 — измеренная для первой и отдельно второй секции резонатора; 3 — для упруго опертой по периметру панели.

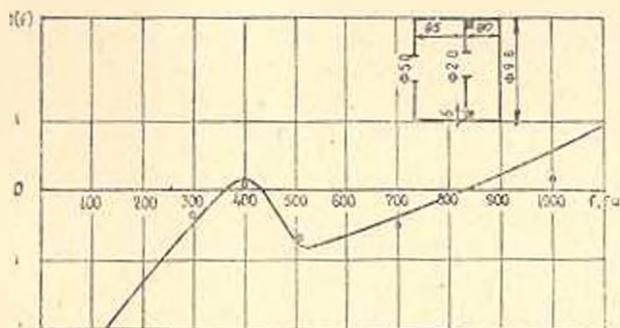


Рис. 2. Теоретическая и экспериментальная частотные зависимости реактивных компонент $Y(f)$ импеданса поверхности ОРЗПП: \circ — экспериментальные значения.

На рис. 2 показаны теоретическая и экспериментальная частотные зависимости реактивных компонент $Y(f)$. Результаты не дают заметного расхождения, за исключением высоких частот порядка свыше 1000 Гц.

Применение предлагаемых ОРЗПП в подвесных акустических потолках, взамен существующих обеспечивает эффект за счет снижения материалоемкости изделий и трудовых затрат в размере 15—20% на квадратный метр поверхности акустических конструкций.

ԵրՄՍՍ իմ. Կ. Մարքս

28. IV 1986

ՀՈՒ. Ա. ԳԱՍՊԱՐՅԱՆ, Ա. Գ. ՄԱՆՈՒԶԱՐՅԱՆ

ՆԵՐՔԻՆ ԱՌԱՋԿԱԿԱՆ ՀՆԵՎԱԾ ՄԻՋԱԿՐՈՒՎ ԻՆՎՈՆԱՆՍԱՑԻՆ
ՉԱՅՆԱԿՈՒՄԻՏԻ ՉԱՅՆԱԿԻՏԱԿԱՆ ԲՆՈՒԹԱԿՐԵՐԸ

Ա մ փ ո փ ու մ

Բերված է առաձգական ներքին հենված միջադիրով ծավալային ռեզոնանսային ձայնակլանիչի էֆեկտիվության հետազոտման արդյունքները ցածր հաճախականությունների խլացման համար:

Կապակցված, փոխկապակցված ղանգվածների և առաձգական հենված ներքին միջադիրի և ռեզոնատորի իներցիականությունը աճում է մուտքային անցքերի դիֆրակցիոն էֆեկտների, կապակցված, փոխկապակցված ղանգվածների աճման ձայնադիտական էֆեկտի հաշվին, որից ռեզոնատորի հիմնական ռեզոնանսային հաճախությունը տեղափոխվում է ցածր հաճախությունների կողմը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Велижанина К. А., Оборотов В. А. Новый низкочастотный и инфразвуковой резонансный звукопоглотитель — Акустический журн., 1983, том 29, № 1, с. 5—10.
2. Ржевкин С. Н. Курс лекции по теории звука. — М.: Изд-во МГУ, 1960. — 337 с.
3. Maa Dan You. Theory and design of microperforated panel sound-absorbing construction. — Scientica clinica, 1975, v. 18, № 1, p. 37—45.
4. Morse P. M., Ingard U. Theoretical Acoustics — New York: Mc. Graw-Hill, 1968. — 924p.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

Р. С. МИНАСЯН

НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРУЕМОЕ СОСТОЯНИЕ НАРУЖНЫХ
СТЕН КРУПНОПАНЕЛЬНОГО ЗДАНИЯ

Изучение прочности и деформативности наружных стен крупнопанельного здания обусловлено значительными трудностями, преодоление которых требует выполнения комплекса теоретических и экспериментальных работ.

Несмотря на сложность исследуемого вопроса, в практике было предложено несколько удачных решений [1—3], но эти исследования не дали исчерпывающих результатов и при проектировании домов еще часто возникают нерешенные вопросы. Особенно приближенным является изучение напряженно-деформируемого состояния многостолбовых схем наружных стен.

Предлагается метод, который обладает определенной доступностью и точностью для применения в практике проектирования. Изложенный метод основан на идее сведения наружной стены к отдельным самостоятельным многостолбовым диафрагмам. Неразрывность столбов обеспечивается совместной работой столбов диафрагмы и их связей-перемычек.

Для составления расчетной схемы в перемычках на одной вертикали проводятся разрезы, в результате чего образуются отдельные элементы-столбы и перемычки. Взаимное влияние этих элементов имитируется при помощи внутренних сил, возникающих в местах разреза. В расчетной схеме неизвестными силами являются нормальные и сдвигающие усилия в перемычках, находящихся в рядах $i-1$, i и $i+1$. Расчетная схема характеризуется тем, что для определения неизвестных усилий в любом i -ом столбе, кроме своей собственной нагрузки, учитывается и влияние усилий соседних столбов.

Теоретические решения аналогичных задач основаны на теории расчета составных стержней, подробно разработанных в работах [4].

В решаемой задаче в отличие от других методов рассматривается более общий вид связей: непрерывные, нормальные и сдвигающие. При этом отыскание неизвестных усилий усложняется, т. к. кроме неизвестных усилий в связях сдвига $\tau_i(x)$ появляются еще неизвестные усилия в нормальных связях $R_i(x)$. Предлагаемый метод можно использовать также в расчете несущих стен с произвольным номером ряда проемов.

В расчетной схеме (рис.) в качестве внешней нагрузки применяются: вертикальные от собственного веса и горизонтальные, обусловленные действием ветра или сейсмической нагрузкой. Кроме того, в расчетной схеме сосредоточенные связи-перемычки заменяются связями, непрерывно распределенными по высоте здания.

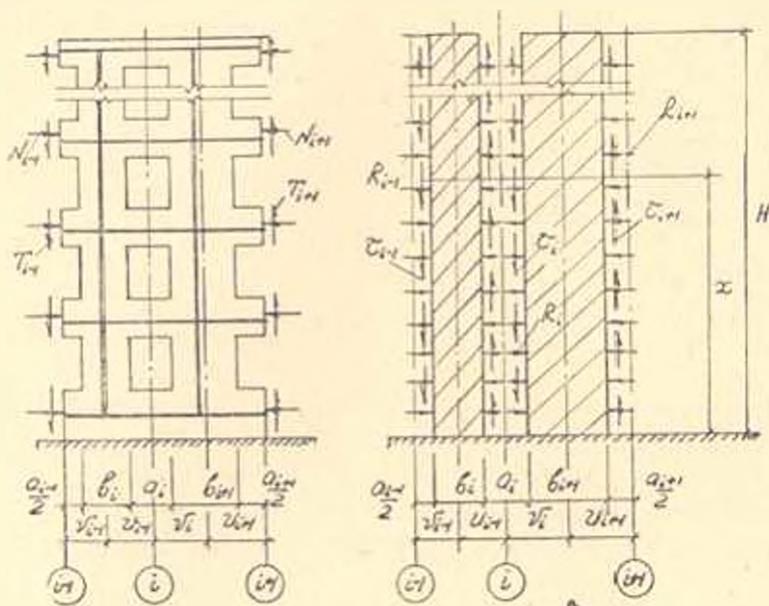


Рис.

Составляя уравнение совместной деформации $(i-1)$, i и $(i+1)$ швов, для связей сдвига и нормальных связей, находим:

$$\begin{aligned}
 & K_{ic} \int \int \int \tau_i(x) dx^2 - \alpha_{i,i} \int \tau_i(x) dx = \alpha_{i-1,i} \int \tau_{i-1}(x) dx + \\
 & + \alpha_{i,i+1} \int \tau_{i+1}(x) dx + \beta_{i,i} \int \int R_i(x) dx^2 + \beta_{i-1,i} \int \int R_{i-1}(x) dx^2 + \\
 & + \beta_{i,i+1} \int \int R_{i+1}(x) dx^2 - \left(\frac{q_i}{B_i} - \frac{q_{i+1}}{B_{i+1}} \right) (H-x); \\
 & -K_{in} R_i(x) + \gamma_{i,i} \int \int R_i(x) dx^2 = \gamma_{i+1,i} \int \int R_{i+1}(x) dx^2 + \\
 & + \gamma_{i-1,i} \int \int R_{i-1}(x) dx^2 + \chi_{i+1,i} \int \tau_{i+1}(x) dx + \\
 & + \chi_{i+1,i} \int \tau_{i+1}(x) dx + \chi_{i,i} \int \tau_i(x) dx,
 \end{aligned} \tag{1}$$

где K_{ic} , K_{in} — соответственно коэффициенты податливости связей сдвига и нормальных связей;

$$\begin{aligned}
&= \left(\frac{1}{B_i} + \frac{1}{B_{i-1}} + \frac{b_i u_{i-1}}{2D_i} + \frac{b_{i+1} v_i}{2D_{i+1}} \right); \\
\alpha_{i,i+1} &= \left(-\frac{1}{B_{i+1}} + \frac{v_i u_{i+1}}{D_{i+1}} \right); \quad \alpha_{i-1,i} = \left(-\frac{1}{B_i} + \frac{v_{i-1} u_{i-1}}{D_i} \right); \\
\beta_{i,i} &= \left(-\frac{b_i}{2D_i} + \frac{b_{i+1}}{2D_{i+1}} \right); \quad \beta_{i-1,i} = -\frac{b_i}{2D_i}; \\
\beta_{i,i+1} &= -\frac{b_{i+1}}{2D_{i+1}}; \quad \gamma_{i,i} = \left(\frac{1}{D_i} + \frac{1}{D_{i+1}} \right); \quad \gamma_{i-1,i} = \frac{1}{D_i}; \\
\gamma_{i,i+1} &= \frac{1}{D_{i+1}}; \quad \chi_{i-1,i} = \frac{u_{i-1}}{D_i}; \quad \chi_{i,i} = \frac{u_{i-1}}{D_i} - \frac{v_i}{D_{i+1}}; \\
\chi_{i,i+1} &= \frac{v_i}{D_{i+1}};
\end{aligned} \tag{2}$$

B , D_i — соответственно жесткости при растяжении (сжатии) и изгибе i -го столба.

Совместное решение этих двух неоднородных дифференциально-интегральных уравнений дает искомые решения $v_i(x)$, $R_i(x)$. Учитывая трудоемкость и сложность решения системы, предполагаются некоторые допущения, которые существенно упрощают решение и одновременно обеспечивают требуемую точность задачи. Так, например, члены $\alpha_{i-1,i} \iint \tau_{i-1}(x) dx^2$ и $\alpha_{i,i+1} \iint \tau_{i+1}(x) dx^2$ представляют влияние относительных перемещений сдвига от сдвигающих усилий в соседних $(i-1)$ и $(i+1)$ на рассматриваемое сечение i и с достаточной точностью это действие можно заменить величиной перемещений сдвига, обусловленной прогибом всего здания

$$(u_{i-1} + v_i) \left| \frac{M(x)}{\sum D} + K' \frac{q(x)}{\sum B_c} \right|, \tag{3}$$

где $\sum D$, $\sum B_c$ — суммарные жесткости соответственно при изгибе и сдвиге столбов.

Кроме того, $\beta_{i-1,i} \iint R_{i-1}(x) dx^2$ и $\beta_{i,i+1} \iint R_{i+1}(x) dx^2$ малые величины высшего порядка относительно других членов уравнения и практически ими можно пренебречь. Учитывая достаточную жесткость здания, приближенно принимаем:

$$\begin{aligned}
\gamma_{i,i-1} \iint R_{i-1}(x) dx^2 + \gamma_{i,i+1} \iint R_{i+1}(x) dx^2 &\simeq \\
&\simeq 2 \left| \frac{M(x)}{\sum D} + K' \frac{q(x)}{\sum B_c} \right|.
\end{aligned} \tag{4}$$

а

$$\gamma_{i-1,i} \int \tau_{i-1}(x) dx + \gamma_{i,i} \int \tau_i(x) dx + \gamma_{i,i+1} \int \tau_{i+1}(x) dx \approx 0.$$

Принимая вышеуказанное допущение и обращая внимание на $\mathcal{M}'(x) = -R(x)$ и $T'(x) = \tau(x)$, систему (1) можно преобразовать в виде:

$$K_{ic} T_i'(x) - \alpha_{i,i} T_i(x) = \left[\frac{M(x)}{\sum D} + K' \frac{q(x)}{\sum B_c} \right] (\alpha_{i-1} + \nu_i) + \beta_{i,i} \mathcal{M}_i(x) + \left(\frac{\gamma_{i-1}}{B_{i-1}} - \frac{\gamma_i}{B_i} \right) (H-x); \quad (5)$$

$$K_{in} \mathcal{M}_i''(x) + \gamma_{i,i} \mathcal{M}_i(x) = 2 \left[\frac{M(x)}{\sum D} + K' \frac{q(x)}{\sum B_c} \right].$$

При любой распределенной внешней нагрузке, интенсивность которой определяется полиномом не выше третьей степени

$$q(x) = a + bx + cx^2 + dx^3,$$

решение системы дифференциальных уравнений можно представить в виде:

$$\mathcal{M}_i(x) = \frac{2}{\gamma_{i,i} \sum D} \left[M(x) - \frac{Q(0)}{\alpha} e^{-\alpha x} \frac{\sin \alpha(H-x)}{\sin \alpha H + \cos \alpha H} + K' \frac{q(x)}{\sum B_c} \sum D \right]; \quad (6)$$

$$R_i(x) = -\frac{2}{\gamma_{i,i} \sum D} \left[q(x) - \alpha Q(0) e^{-\alpha x} \frac{\cos \alpha(H-x)}{\sin \alpha H + \cos \alpha H} + K' \frac{q''(x)}{\sum B_c} \sum D \right]; \quad (7)$$

$$T_i(x) = \frac{q(x)(\alpha_{i-1} + \nu_i)}{\alpha_{i,i} \omega^2 \sum D} \left[\omega H e^{-\omega x} - \omega^2 \frac{(H-x)^2}{2} \right] + \left(1 + K' \omega^2 \frac{\sum D}{\sum B_c} \right) \left(\frac{\operatorname{ch} \omega x}{\operatorname{ch} \omega H} - 1 \right); \quad (8)$$

$$\tau_i(x) = -\frac{q(x)(\alpha_{i-1} + \nu_i)}{\alpha_{i,i} \omega \sum D} \left[\omega H (e^{-\omega x} - 1) + \omega x \right] + \left(1 + K' \omega^2 \frac{\sum D}{\sum B_c} \right) \frac{\operatorname{sh} \omega x}{\operatorname{ch} \omega H}; \quad (9)$$

где

$$\omega = \sqrt{\frac{\alpha_{i,i}}{K_{ic}}}; \quad \alpha = \sqrt{\frac{\gamma_{i,i}}{4K_{in}}}.$$

Зная условия в нормальных и сдвигающих связях, можно установить напряженно-деформируемое состояние наружных стен крупнопанельного здания.

Независимо от количества столбов, определение усилия в связях может быть легко доведено до конца без использования каких-либо специальных таблиц или графиков, а результаты расчета могут быть непосредственно проверены.

Если учесть невысокую точность исходных данных (в частности, комбинации величин расчетных усилий, упругих характеристик материалов наружных стен и т. д.), то пренебрежение малыми величинами и выраженных дифференциальных уравнений всегда оправдывается, оно значительно упрощает решение задачи и незначительно влияет на величину окончательных результатов. Предлагаемые формулы (6), (7), (8) и (9) были использованы при проектировании крупнопанельных зданий серии 129, разработанной Армгоспроектом.

АрмСХН

2. XII 1985

Ի. Ս. ՄԻՆԱՅԱՆ

ԽՈՇՈՐԱՊԱՆԵԼ ԶԵՆՔԵՐԻ ԱՐՏԱՔԻՆ ՊԱՏԵՐԻ ԼԱՐՎԱԾԱՅԻՆ
ԵՎ ԻՆՅՈՐՄԱՑԻՈՆ ՎԻՃԱԿԸ

Ա մ փ ո փ ու մ

Խոշորապանել շենքերի արտաքին պատերի լարվածային և դեֆորմացիոն վիճակի ուսումնասիրման նպատակով առաջարկվում է մի նոր եղանակ, որը համեմատաբար պարզ է և նախազծման աշխատանքներում օգտագործելու համար ունի բավարար ճշտություն: Եղանակը հիմնված է արտաքին պատերը բազմասյուն, ինքնուրույն պատերի վերածման գաղափարի վրա:

Սյուների համատեղ տեղափոխությունը ապահովվում է բաշխված նորմալ և սահքի կապերի միջոցով, հնդրի լուծումը հիմնված է կազմովի հեծանների տեսության վրա, որն օգտագործվում է հաշվի առնելով խոշորապանել շենքերի աշխատանքի յուրահատկությունը: Սյան կապերում ներքին ուժերի որոշելու համար ստացված են հարմար բանաձևեր:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Дроздов И. Ф., Себикин И. М. Проектирование крупнопанельных зданий.— М. ВЛС Строительство, 1967.— 491 с.
2. Косицын Б. А. Статические расчеты крупнопанельных и каркасных зданий.— М. Стройиздат, 1971.— 232 с.
3. Batas J. Szabo. Theoretical and Experimental Analysis of Bearing Walls Weakened by Rows of Holes.— Bratislava, 1965.— 68p.
4. Ржаницын А. Р. Теория составных стержней строительных конструкций.— Стройиздат, 1948.— 191 с.

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

Т. А. НАСЛЯН, Т. М. ПЭМЕНИ, Р. Е. АКОПЯН

АНАЛИЗ ТЕРМИЧЕСКИХ ДЕФЕКТОВ СТАТОРА МОЩНОГО ГИДРОГЕНЕРАТОРА МЕТОДОМ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

Термические дефекты в гидрогенераторах (локальные перегревы, частичные или полные нарушения вентиляции и др.) являются факторами, ограничивающими допустимые нагрузки. В связи с этим особую актуальность приобретают непрерывный тепловой контроль статора гидрогенераторов, своевременное выявление и раннее диагностирование аномальных тепловых режимов их эксплуатации.

В настоящее время разрабатываются устройства контроля перегрева зубцового слоя статора (с применением инфракрасного сканирования поверхности расточки, термохимические методы и др.), которые в отличие от системы штатного термоконтроля позволяют получить полное представление о тепловом состоянии поверхности активной стали статора. Однако для определения эксплуатационных требований к ним и обработки результатов, полученных с помощью этих устройств, необходимо исследование температурного поля зубцов статора гидрогенератора [1, 2].

Целью настоящей работы является оценка некоторых типовых термических дефектов в магнитопроводе статора на базе численного решения краевой задачи для уравнения теплопроводности, что позволяет учитывать влияние локальных нагревов, возникающих при истирании лаковой плёнки между листами шихтованной стали, на температурное поле пакета активной стали статора в пределах одного зубцового деления. Учитывая соображения симметрии и наличие радиального охлаждения, задачу можно свести к расчету теплового поля в прямоугольнике. Расчет выполнялся методом конечных разностей с использованием метода исключения с многократным отделением обла-

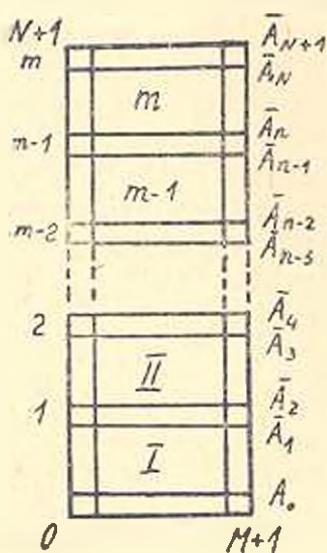


Рис. 1. Схема расчетной области.

температурное поле пакета активной стали статора в пределах одного зубцового деления. Учитывая соображения симметрии и наличие радиального охлаждения, задачу можно свести к расчету теплового поля в прямоугольнике. Расчет выполнялся методом конечных разностей с использованием метода исключения с многократным отделением обла-

стей, применение которого обусловлено необходимостью выбора оптимальных размеров расчетной сетки [3, 4]. На рис. 1 показана расчетная область в виде прямоугольника, имеющего $N + 2$ горизонтали и $M + 2$ вертикали, разделенного на подобласти несколькими парами горизонталей. Для векторов \bar{A}_1 и \bar{A}_2 нижней пары горизонталей I можно написать:

$$\bar{A}_1 = B_1' \bar{A}' + B_1' A_0 + \bar{F}_1; \quad \bar{A}_2 = B_2' \bar{A}' + B_2' A_0 + \bar{F}_2, \quad (1)$$

где \bar{A}_1 и \bar{F}_1 — M -мерные векторы искомых потенциалов и правых частей от источников поля; B_i — квадратные матрицы размерности $M \times M$. Коэффициенты матриц B_i легко получаются с помощью маршей по методу исключения от пары горизонталей 0 (рис. 1) и данной i -той горизонтали.

В соответствии с граничными условиями $A_0 = C_1 \bar{A}'$ (C_1 — диагональная матрица), вместо (1) получаем:

$$\bar{A}_1 = B_1 \bar{A}' + \bar{F}_1; \quad \bar{A}_2 = B_2 \bar{A}' + \bar{F}_2. \quad (2)$$

Из системы (2) получаем

$$\bar{A}_1 = D_1 \bar{A}_2 + \bar{F}_1, \quad (3)$$

где $D_1 = B_1 B_2^{-1}$, $\bar{F} = \bar{F}_1 - D_1 \bar{F}_2$.

Уравнение (2) позволяет отделить нижнюю подобласть I, поскольку вектор \bar{A}_1 выражается линейно через \bar{A}_2 . Повторив эту процедуру, можно определить подобласть II и на верхней m -й паре получить:

$$\bar{A}_{N+1} = B_{n+1} \bar{A}_n + \bar{F}_{n+1}; \quad \bar{A}_N = B_n \bar{A}_n + \bar{F}_n, \quad (4)$$

откуда с учетом граничных условий $\bar{A}_N = C_2 A_{N-1}$ определяем:

$$B_{n+1} \bar{A}_n = \bar{F}_n. \quad (5)$$

Решив систему (5), находим вектор \bar{A}_n и по формуле (3) — вектор \bar{A}_{n-1} . Зная потенциалы на паре горизонталей $m-1$, определяем потенциалы в двух верхних подобластях m и $m-1$ с помощью соответствующих маршей. Повторяя все вышеприведенные операции и передвигаясь сверху вниз, найдем поле в двух крайних нижних подобластях I и II. Аналогично можно определить тепловое поле в средних подобластях. Если требуется рассчитать поле во всем прямоугольнике, то после определения \bar{A}_n и \bar{A}_{n-1} можно найти неизвестные только в подобластях m и $m-1$. Дальнейшее движение вниз от пары горизонталей $m-1$ невозможно из-за накопления вычислительной погрешности, поэтому следующим этапом является повторение расчета сверху вниз с определением векторов \bar{A}_1 и \bar{A}_2 . Если прямоугольник разделен на четыре подобласти, то на этом расчет заканчивается, а если нет, процесс продолжается с учетом того, что потенциалы \bar{A}_{n-1} и \bar{A}_1 уже известны и явля-

ются граничными. Совершая марши снизу вверх и сверху вниз, можно укоротить прямоугольник еще на две подобласти и т. д. Возможно также совершить марши между горизонталями таким образом, чтобы матрица системы имела трехдиагональный вид. Сравнение методов исключения с многократным отделением областей и приведения к трехдиагональной матрице по числу операций и памяти ЭВМ показывает, что первый является наиболее быстрым и позволяет рассчитывать поле в областях с десятками тысяч узлов без обращения к внешней памяти.

На основании проведенного исследования можно отметить, что по средним температурам нельзя определить, произошло ли ухудшение условий теплоотвода или невыгодное перераспределение потерь. Однако засорение одного из радиально-вентиляционных каналов приводит к резкому изменению средних температур и неравномерности поля на торце и в некоторых случаях возможно отличить локальный нагрев в зубце от нарушения условий вентиляции путем измерения температур в двух крайних точках зубца. Частичные засорения в каналах средних пакетов не очень опасны для эксплуатационных качеств гидрогенератора.

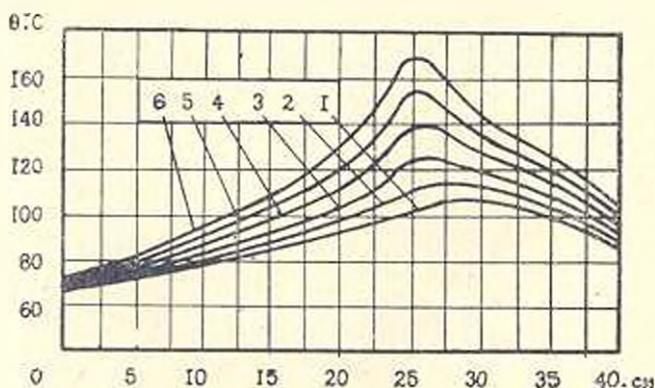


Рис. 2 Кривые превышений температур в статоре при наличии в нем локальных тепловыделений.

На рис. 2 показано распределение превышения температуры по центру расчетной области при серии локальных нагревов 2—6 для удельных потерь соответственно 6, 12, 18, 24, 30 ($\times 10^6$ Вт/м³). Кривая 1 соответствует нормальным условиям теплообмена.

Проведенный анализ показывает, что в ряде случаев возможно получить обстоятельную информацию о тепловом состоянии статора гидрогенератора и его термических свойствах при различных условиях теплообмена, основываясь на одних только стационарных распределениях температуры, путем целенаправленного варьирования задаваемых исходных данных расчета.

ՀԶՈՐ ՀՐԻՐՈՎՆԵՐՄԱՏՈՐԻ ՍՏԱՏՈՐԻ ԶԵՐՄԱՅԻՆ ԻՆՅԵԿՏՆԵՐԻ
ՀԵՏԱԶՈՏՈՒՄԸ ՄԱԹԵՄԱՏԻԿԱԿԱՆ ՍՈՒԲԷԿՎՈՐՄԱՆ ՄԻՋՈՑՈՎ

Ա մ փ ո փ ո մ

Կատարված է առամների թերթակապոցների շերտատիճանային դաշտի
հյդրալին պայմանների, կորուստների անհավասարաչափության և տեղական
չերմատաբացումների վերլուծությունը՝ հիդրոդիներատորի ստատորի շերմա-
լին վիճակի ակտորոշող սարքերին ներկայացվող շահագործման պահանջները
որոշելու համար:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Нэмени Т. М., Акопян Р. Е., Насаян Т. А. Обработка термических дефектов зубков гидрогенераторов.— Промышленность Армении, 1984, № 3, с. 44—47.
2. Диагностирование термических дефектов в магнитопроводах гидрогенераторов. /Т. А. Насаян, Т. М. Нэмени, Р. Е. Акопян — др.—Дефектоскопия, 1986, № 1, с. 6—13.
3. Карпов А. М., Нэмени Т. М. Численный метод расчета магнитных полей с помощью исключения внутренних токов области.— Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1978, № 3, с. 160—165.
4. Нэмени Т. М. Расчет магнитного поля для целей диагностики методом исключения.— Промышленность Армении, 1984, № 10, с. 38—40.

ГИДРАВЛИКА

С. М. КАЗАРЯН, М. Я. КУЗНЕЦОВ

ВЛАГООБМЕН В ЗОНЕ АЭРАЦИИ И ГРУНТОВЫХ ВОД

Общий подход к решению задачи водного обмена в почвогрунтах требует совместного рассмотрения процессов массообмена в сложной системе, включающей все зоны движения воды. К ним относятся: фильтрация воды в зоне полного насыщения; движение влаги в зоне частичного насыщения (зона аэрации); испарение с поверхности почвы; транспирация растений.

В данной работе рассматривается модель движения влаги в почве [1] и подстилающих породах при работе одиночной скважины при различных режимах откачки из водоносных горизонтов [2, 3].

В зоне аэрации рассматривается вертикальный влагоперенос между поверхностью почвы и УГВ. В этом случае уравнение, выражающее закон сохранения объема влаги, имеет вид

$$\frac{\partial \Theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\partial \Psi}{\partial z} + 1 \right) + f, \quad (1)$$

где Θ — объемная влажность почвы; $\Psi + z$ — гидростатический напор; Ψ — величина капиллярного потенциала при неполном влагонасыщении и величина гидростатической составляющей давления при полном насыщении; k — коэффициент влагопроводности почвы; f — интенсивность стоков, связанная с поглощением влаги корнями растений.

Зависимости $\Theta(\psi)$ и $k(\psi)$ являются известными для каждого почвенного горизонта. Граничные условия при этом на подвижной границе грунтовых вод и поверхности почвы будут:

$$\Psi = 0 \quad \text{при} \quad z = \psi(r, t) = h_0 - S_0(r, t); \quad (2)$$

$$k \left(\frac{\partial \Psi}{\partial z} + 1 \right) = E_{\infty} - E_n - \frac{\partial (\eta \Psi)}{\partial t} \quad \text{при} \quad z = L, \quad (3)$$

где $\psi(r, t)$, h_0 — положение границы и глубина грунтовых вод (рис. 1); $S_0(r, t)$ — понижение уровня грунтовых вод, значение которого определяется формулами [2, 3]; E_{∞} , E_n — интенсивности соответственно осадков, достигающих почвы, и физического испарения; $\eta(\Psi)$ — учиты-

вост возможность затопления поверхности почвы при интенсивных осадках, превышающих скорости впитывания:

$$\eta(\Psi) = 1 \text{ при } \Psi \geq 0; \quad \eta(\Psi) = 0 \text{ при } \Psi < 0.$$

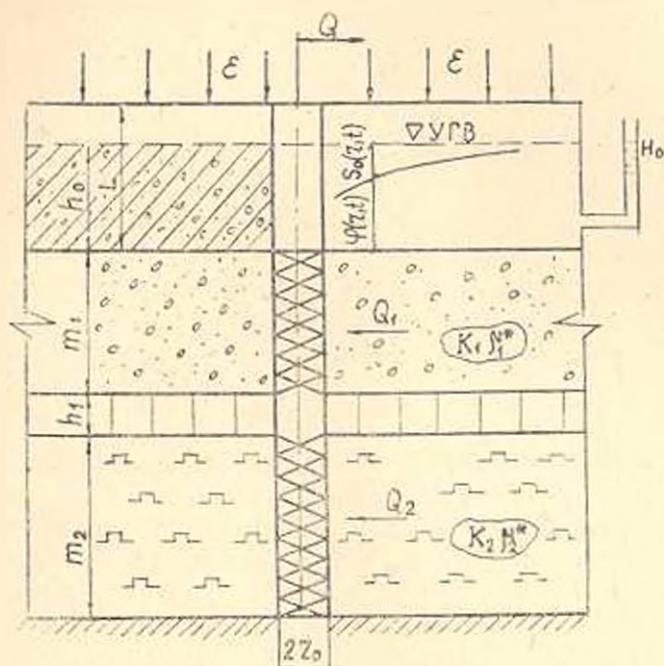


Рис. 1.

Для любой стадии онтогенеза величина f в общем виде определяется зависимостью [4, 5]

$$f = (f_k - \Psi_k) \zeta_k \Omega, \quad (4)$$

где f_k — водный потенциал внутри корней растений; Ψ_k — то же на границе почвы с поверхностью корней; ζ_k , Ω — проводимость стенок и удельная поглощающая поверхность корней.

Интеграл (4) по глубине распространения корней дает значение транспирации E_z в единице площади поля. В [5] получено следующее выражение для описания поглощения влаги корнями растений:

$$f(z, t) = E_z \frac{\omega(z) \alpha(z)}{\int_0^{h_k} \omega(z) \alpha(z) dz}, \quad (5)$$

где h_k — глубина распространения корней; $\omega(z)$ — относительная удельная поверхность корней; $\alpha(z)$ — определяется выражением [5]:

$$a(z) = \begin{cases} 0 & \text{при } \Psi < \Psi_3; \\ \lg \Psi_3 / \Psi(z) & \text{при } \Psi_3 < \Psi \leq \Psi_n; \\ \frac{E_{\max} - E_n}{E_{\max}} \frac{\lg(\Psi_3 / \Psi_n)}{\lg(\Psi_n / \Psi_n)} \lg \frac{\Psi}{\Psi_n} + \frac{E_n}{E_{\max}} \lg \frac{\Psi_3}{\Psi_n} & \text{при } \Psi_n < \Psi \leq \Psi_n; \\ \frac{E_n}{E_{\max}} \lg \Psi_3 / \Psi_n & \text{при } \Psi < \Psi_n, \end{cases} \quad (6)$$

где Ψ_n, Ψ_3 — значения всасывающего давления, отвечающие соответственно полевой влагоемкости и влажности завядания; Ψ_n — значения всасывающего давления в переувлажненной зоне, при котором транспирация достигает минимального значения E_n ; E_{\max} — максимальные значения транспирации при оптимальном влагосодержании. Величина E_n вместе с физическим испарением E_t поверхности почвы составляет суммарное водопотребление сельскохозяйственных культур

$$E = E_t + E_n. \quad (7)$$

При оптимальном увлажнении корнеобитаемого слоя h_x порядка ($\theta_n \dots 0,75 \theta_n$) и достаточно высокой влажности поверхности почвы величина суммарного водопотребления стремится к величине потенциальной эвапотранспирации E_0 . Обозначая отношение $E_t / E_0 = B$ [1], получаем

$$E_t = BE_0, \quad E_n = (1 - B) E_0. \quad (8)$$

Коэффициент B отражает степень затемненности поверхности почвы листовым покровом и зависит от фазы вегетации растений. При сомкнутом растительном покрове $B = 1$. Для зависимости $B(L)$ в [1] предложено следующее выражение

$$B(L) = 1 - \exp(-mL), \quad (9)$$

где $m = 0,44$; L — индекс листовой поверхности растений.

Величина фактического испарения с поверхности почвы E_n зависит от напряженности метеоусловий E_0 и влажности поверхности почвы:

$$E_n = \begin{cases} E_0 \frac{\varphi_n - \varphi_a}{1 - \varphi_a} (1 - B) & \text{при } \varphi_n > \varphi_a; \\ 0 & \text{при } \varphi_n < \varphi_a, \end{cases} \quad (10)$$

где φ_n, φ_a — относительная влажность почвы и воздуха; h_x и L — определяются по формулам [1]:

$$L = I_1 M, \quad h_x = |M|G, \quad (11)$$

здесь G и I_1 — константы, зависящие от фазы развития растений. Прирост биомассы определяется по формуле [5]:

$$\frac{dM}{dt} = \frac{1}{K_2} E_n, \quad (12)$$

где K_E — транспирационный коэффициент, зависящий от сорта, степени влагообеспеченности, периода онтогенеза и общей биомассы растений.

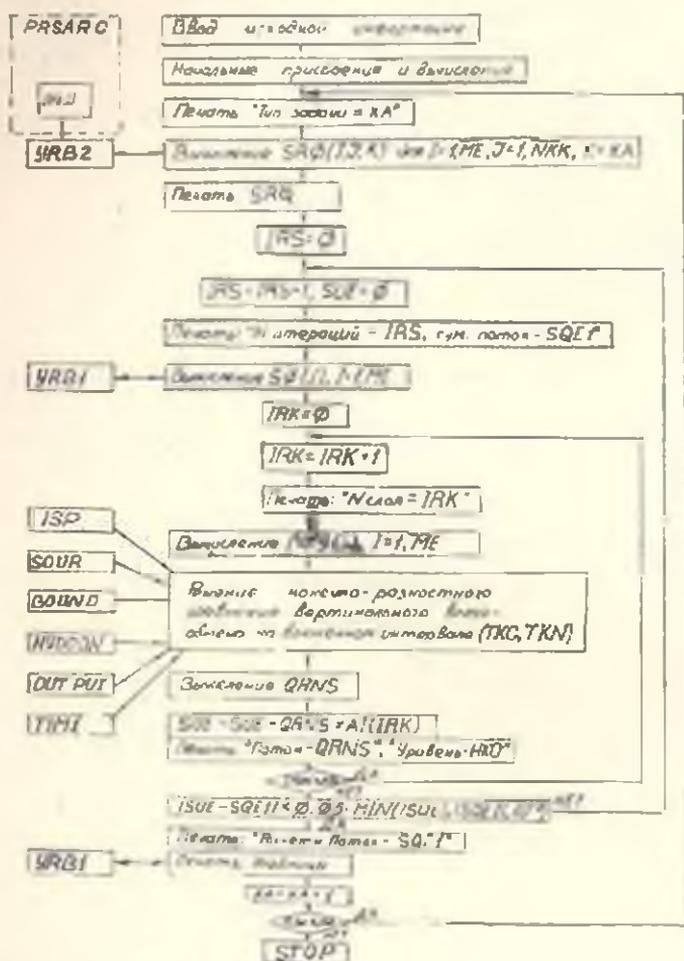


Рис. 2.

Положение УГВ при откачке из напорных горизонтов при заданных гидрогеологических условиях и режиме откачки определяется в зависимости от модуля инфильтрационного питания ε [6]. Величина ε в свою очередь зависит от радиационного баланса, физического испарения, транспирации, глубины проникновения корней и положения УГВ. Согласно [7] имеем:

$$\varepsilon = E_{oc} \cdot I_n - E_n - E_t + \Delta W_n, \quad (13)$$

где E_{oc} , E_n , E_n , E_t — суммарные величины осадков, поливов, испарения, транспирации, осредненные по площади питания и времени; ΔW_n — изменение влагозапасов в зоне аэрации. С другой стороны по теории фильтрации:

$$\mu_0 \frac{\Delta H}{\Delta t} = \varepsilon - \frac{\Delta Q}{\omega}; \quad \varepsilon_p = \varepsilon - (m - \mu_0) \frac{\partial H}{\partial t} \quad (14)$$

где μ_0 — коэффициент недостатка насыщения; $\Delta H/\Delta t$ — скорость изменения положения УГВ; ΔQ — разность притока и их оттока; ω — площадь расчетного элемента потока; ε_p — расчетный модуль инфильтрации; m — пористость почвогрунтов.

Применительно к откачке из одиночной скважины величина ε_p может быть найдена по следующей формуле:

$$\varepsilon_p = \frac{2 \int_{t_1}^{t_2} \int_0^R \left[E_{oc} + E_a - E_k - E_v - \int_{z(r,t)}^L \theta dz - \varepsilon \frac{\partial H}{\partial t} \right] r dr dt}{R^2 (t_2 - t_1)} \quad (15)$$

где $t_2 - t_1$ — продолжительность откачки; R — радиус влияния скважины; $\int_{z(r,t)}^L \theta dz$ — общий влагозапас от поверхности почвы до УГВ.

Поскольку положение УГВ и величина модуля инфильтрации заранее неизвестны, то решение общей задачи влагообмена в зоне аэрации и плановой фильтрации в напорных горизонтах осуществляется методом итерации путем совместного решения уравнения (1) — (15) и $S_0(r, t)$ по формулам [2, 3].

Для численного решения модуля инфильтрационного питания по формуле (15) на ЭВМ ЕС-1035 составлена программа под названием IRRIGATE. Блок-схема указанной программы приведена на рис. 2.

И. В. ՂԱԶԱՐՅԱՆ, Մ. ՅԱ. ԿՈՒԶՆԵՑՈՎ

ԽՈՆԱՎԱՓՈՒՆԱՆԱԿՈՒՄԸ ԱԷՐԱՅԻՍՅԻ ԵՎ ԿՐՈՒՆՏԱՅԻՆ ՋՐԵՐԻ ԳՈՏՈՒՄ

Ա. մ. փ. օ. փ. ո. մ.

Դիտարկվում է մակերևույթին ջրերի ներծծման մոդուլի որոշման խնդիրը հաշվի առնելով աէրացիայի գոտում խոնավափոխանակումը՝ կախված օդերե-վոյթաբանական պայմաններից, բուսականության արմատակազմից և տրասպիրացիայից, ինչպես նաև գրունտային ջրերի հորիզոնի իջեցումից, որն առա-ջանում է ճնշումային շերտերից ջրհորի միջոցով տարրեր ռեմիմներով ջրա-ման հետևանքով: Առաջարկված բանձնի հիման վրա ЕС-1035 էլեկտրոնա-յին հաշվիչ մեքենայի վրա կազմված է ալգորիթմ թվային մեթոդով մակե-րևույթին ջրերի ներծծման մոդուլի հաշվման համար:

ЛИТЕРАТУРА

1. Моделирование продуктивности агроэкосистем. / Н. Ф. Бондаренко, Е. Е. Жуковский, И. Г. Мушкин и др.— Л.: Гидрометиздат, 1982.— 261 с.
2. Казарян С. М. Движение подземных вод к скважине в неоднородно-слоистом пласте при откачке из нижнего водоносного горизонта.— Изв. АН АрмССР (сер. ТН), 1984, XXXVII, № 6, с. 17—25.
3. Казарян С. М. Движение подземных вод к скважине в неоднородно-слоистом пласте при откачке из двух напорных горизонтов.— Изв. АН СССР, (сер. МЖГ), 1985, № 6, с. 117—125.
4. Нерпин С. В., Чудновский А. Ф. Энерго- и массообмен в системе растение—почва—воздух.— Л.: Гидрометиздат, 1976.— 358 с.
5. Нерпин С. В., Кузнецов М. Я. Выщипывание влаги корнями растений при неоднородном поле влажности.— Докл. ВАСХНИЛ, 1980, № 6, с. 33—36.
6. Олейник А. Я., Крелоз В. С., Тельма С. В. Численно-аналитические решения задач фильтрации и влагопереноса в зоне аэрации при исследовании процессов подполения и идентификации гидрогеологических параметров.— В кн.: Сб. науч. трудов. Математическое моделирование гидрогеологических процессов, Новосибирск, 1984, с. 112—119.
7. Харченко С. Н. Гидрология проращаемых земель.— Л.: Гидрометиздат, 1973.— 372 с.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

Р. Б. ШАТВОРЯН

ВЫБОР ПРОГРАММЫ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ЗЕРЕН
 В МАТРИЦЕ АЛМАЗНОГО ИНСТРУМЕНТА

Одним из путей повышения эффективности алмазной обработки является улучшение структуры алмазного инструмента [1]. Послойное его формование открывает широкие возможности управлять структурой алмазного инструмента при изготовлении.

В работе [2] изложены принципы формирования структуры алмазного инструмента с управляемым объемным распределением зерен. Разработаны программы распределения зерен, анализ которых приведен в таблице.

Таблица

Номер варианта	Номер зерна, расположенного под зерном 1, i	Шаг между зернами в рабочем направлении l — τ_c	Номер схемы	Величина относительного смещения смежных абразивных слоев $C_{\text{д}}$	Максимальное относительное перекрытие зерен смежных слоев Z_{max}
1	3	$2c$	1	c	0,5
2	4	$3c$	1	$\pm c$	0,67
3	5	$4c$	1	$\pm c$	0,75
4	6	$5c$	1	$\pm c$	0,8
5	7	$6c$	2	$\pm 2c$	0,8
5	7	$6c$	1	$\pm c$	0,83
6	8	$7c$	2	$\pm c$	0,86
			3	$\pm 2c$	
				$\pm 3c$	

Определим количество зерен на рабочих алмазных слоях, необходимое для выполнения обработки в конкретных условиях. Суммарная тангенциальная сила резания P_z в зоне контакта круга с деталью равна [3]:

$$P_z = P_{(z)} Z_k, \quad (1)$$

где $P_{(z)}$ — тангенциальная составляющая силы резания, приходящая на одно зерно; Z_k — количество зерен на площади контакта инструмента с деталью.

Максимальное значение силы $P_{(z)}$ должно быть значительно меньше усилия P_p [1], приводящего к разрушению зерна:

$$P_{(z)\max} < \frac{P_p}{n_3},$$

где n_3 — коэффициент запаса.

В момент входа зерна в контакт с обрабатываемой деталью сила $P_{(z)}$ равна нулю, а при выходе из контакта достигает $P_{(z)\max}$, поэтому среднее его значение:

$$P_{(z)\text{cp}} = \frac{P_{(z)\max}}{2}. \quad (2)$$

Согласно (1), (2) определим количество зерен на площади контакта круга с деталью, при условии не превышения силы на одно зерно более $P_{(z)\max}$:

$$Z_x = \frac{2P_z}{P_{(z)\max}}$$

Количество зерен на рабочей поверхности инструмента при плоском шлифовании периферией круга, наружном круглом шлифовании и внутреннем шлифовании находим из уравнений [3]:

$$Z_{\text{пл}} = \frac{2\pi P_z}{P_{(z)\max}} \sqrt{\frac{D}{t}}; \quad Z_{\text{н}} = \frac{2\pi P_z}{P_{(z)\max}} \sqrt{\frac{D(D+d)}{dt}}; \quad (3)$$

$$Z_{\text{в}} = \frac{2\pi P_z}{P_{(z)\max}} \sqrt{\frac{D(d-D)}{dt}},$$

где D, d — диаметр круга и обрабатываемой детали; t — глубина шлифования.

Согласно [2], зерна на рабочей поверхности абразивного пространства располагаются рядами n с количеством m в каждом ряду. Общее количество зерен равно

$$Z = m(n+1), \quad (4)$$

а длина L и ширина B элемента абразивного пространства и расстояние между рядами зерен b :

$$L = ml; \quad B = nb + A; \quad b = A - \theta, \quad (5)$$

где θ, l — перекрытие зерен смежных рядов и их шаг в ряду; A — размер зерна, равный наибольшему размеру зерен основной фракции выбранной зернистости алмазного порошка.

Согласно (3) — (5) находим:

$$l = \frac{L(B-\theta)}{Z(A-\theta)}. \quad (6)$$

Вместо L подставляя значение периметров шлифовальных кругов и совместно решая (3), (6), получаем:

$$l_{\text{вн}} = \frac{\sqrt{D\theta} (B - \theta) P_{(z)\text{max}}}{2(A - \theta) P_z}; \quad (7)$$

$$l_{\text{вн}} = \frac{\sqrt{Dd\theta} (B - \theta) P_{(z)\text{max}}}{2\sqrt{D+d} (A - \theta) P_z}; \quad (8)$$

$$l_{\text{вн}} = \frac{\sqrt{Dd\theta} (B - \theta) P_{(z)\text{max}}}{2\sqrt{d-D} (A - \theta) P_z}. \quad (9)$$

В общем случае

$$l = \frac{L_k (B - \theta) P_{(z)\text{max}}}{2(A - \theta) P_z}, \quad (10)$$

где L_k — длина дуги контакта круга с деталью.

Зависимости (7)–(10) позволяют определить значения параметров программы расположения зерен (l, θ) на рабочей поверхности инструмента следующим образом.

Шаг l пропорционален минимальному значению относительного смещения смежных алмазных слоев в направлении рабочего движения c [2]:

$$l = \tau c. \quad (11)$$

Пользуясь уравнениями (10) и (11), определяем τ :

$$\tau = \frac{l}{c} = \frac{L_k (B - \theta) P_{(z)\text{max}}}{2P_z (A - \theta) c}.$$

По таблице выбираем ближайшее меньшее значение η , и уточняем значение c :

$$c' = \frac{L_k (B - \theta) P_{(z)\text{max}}}{2P_z (A - \theta) \eta}.$$

Выбранный вариант распределения зерен позволяет осуществить определенное Δ_{max} . Если значение Δ больше табличного значения Δ_{max} , выбираем соответствующий вариант программы, при том же значении Z , увеличив θ и l .

ЕрПП ия. К. Маркса

13. XI 1985

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Шатворян Р. Б. Усовершенствование технологического процесса изготовления абразивного инструмента.— Промышленность Армении, 1981, № 8, с. 24–28.
2. Шатворян Р. Б. Теоретические предпосылки создания инструмента с управляемым объемным распределением зерен.— Сверхтвердые материалы, 1984, № 3, с. 25–30.
3. Маслов Е. Н. Теория шлифования материалов.— М.: Машиностроение, 1974.—320 с.
4. Порошки, инструмент и пасты из синтетических алмазов: Каталог-справочник / Е. Б. Верник, В. Ф. Селех.— Киев: Наукова думка, 1981 — 143 с.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

Э. В. КАРСЛЯН, С. Е. ЧИМШКЯН

МЕТОД СИНТЕЗА КЛАССА АБСОЛЮТНО УСТОЙЧИВЫХ
 НЕЛИНЕЙНЫХ МНОГОМЕРНЫХ СИСТЕМ
 АВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ

Рассматривается часто встречающаяся на практике нелинейная многомерная система автоматического управления (МСАУ) (рис. 1) с диагональным блоком нелинейностей БН

$$u_i(t) = \Phi_i[e_i(t)], \quad i = 1, \dots, n, \quad (1)$$

ограниченных секторов (α, β)

$$0 < \alpha < \Phi_i[e_i(t)]/e_i(t) < \beta, \quad i = 1, \dots, n \quad (2)$$

и линейной частью системы с матричной передаточной функцией (МПФ), состоящей из линейного компенсатора с МПФ $K(s)$ и линейной части объекта с МПФ $G(s)$. Ставится задача синтеза компенсатора, обеспечивающего абсолютную устойчивость системы с заданной линейной частью объекта $G(s)$ на классе нелинейностей (1), (2).

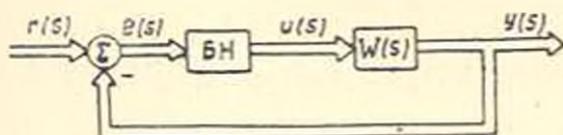


Рис. 1.

Частотные критерии абсолютной устойчивости системы рис. 1 с линейной частью общего вида обычно громоздки и малонаглядны. Немногие известные критерии, допускающие графическую трактовку [1, 2], малоприспособлены для синтеза, т. к. не позволяют по известным характеристикам $G(s)$ и $W(s)$ скомпенсированной системы аппроксимировать компенсатор. Однако для систем с нормальной линейной частью, т. е.

$$W(s)W^*(s) = W^*(s)W(s), \quad (3)$$

критерий заметно упрощается, а именно: для абсолютной устойчивости рис. 1 на классе нелинейностей (1), (2) достаточно, чтобы характеристические годографы $W_i(j\omega)$ не пересекали и не охваты-

вали окружность $C(-\alpha^{-1}, -\beta^{-1})$ с центром из вещественной оси, проходящую через точки $(-\alpha^{-1}, j0)$ и $(-\beta^{-1}, j0)$. Чтобы использовать этот критерий, к компенсатору предъявляется дополнительное требование: он должен обеспечивать нормальность (3) линейной части системы. Такой компенсатор назовем нормализующим. Для определения структуры нормализующего компенсатора используется понятие сингулярного разложения комплексной матрицы $A (n \times n)$:

$$A = U \operatorname{diag} \{ \sigma_i \} V^*, \quad 0 \leq \sigma_1 \leq \dots \leq \sigma_n; \quad (4)$$

$$VV^* = UU^* = I, \quad (5)$$

где σ_i — сингулярные числа A (вещественные); U и V — унитарные матрицы (5) левых и правых сингулярных векторов [3].

Для объекта, имеющего сингулярное разложение частотной МПФ линейной части:

$$G(j\omega) = U(j\omega) \operatorname{diag} \{ g_i(j\omega) \} V^*(j\omega), \quad (6)$$

$$g_i(j\omega) \geq 0, \quad i = 1, \dots, n,$$

нормализующий компенсатор должен иметь МПФ структуры

$$K(j\omega) = V(j\omega) \operatorname{diag} \{ k_i(j\omega) \} U^*(j\omega), \quad (7)$$

где $k_i(j\omega)$ — комплексные функции, а $U(j\omega)$ и $V(j\omega)$ соответствуют (6). Тогда $W(j\omega) = K(j\omega)G(j\omega)(G(j\omega)K(j\omega))$ нормальна, т. е. соответствует (3) при всех ω и имеет характеристические передаточные функции (ХПФ). $W_i(j\omega) = k_i(j\omega)g_i(j\omega)$, $k_i(j\omega)$ обеспечивают выполнение критерия абсолютной устойчивости и определяются по методике, подобной одномерному случаю.

Следует отметить, что (6) может быть представлено в виде

$$G(j\omega) = \tilde{U}(j\omega) \operatorname{diag} \{ \tilde{g}_i(j\omega) \} V^*(j\omega),$$

$$\tilde{g}_i(j\omega) = g_i(j\omega) e^{j\theta_i(j\omega)}, \quad i = 1, \dots, n, \quad (8)$$

$$\tilde{U}(j\omega) = U(j\omega) \operatorname{diag} \{ e^{-j\theta_i(j\omega)} \},$$

т. е. $\tilde{g}_i(j\omega)$ — комплексные функции, в отличие от (6).

Синтез нормализующего компенсатора значительно упрощается для так называемых одноклассных нелинейных МСАУ, у которых линейная часть объекта состоит из постоянной матрицы взаимных связей G и скалярного динамического звена $g(s)$. Тогда компенсатор будет иметь такую же простую структуру.

Пример. Проектируется следящая система, представляющая собой двумерную одноклассную нелинейную МСАУ с линейной частью:

$$G = \begin{bmatrix} \cos \alpha & \sin \alpha \\ -\sin \beta & \cos \beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ -\frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \sqrt{1 - \sin(\alpha - \beta)} & 0 \\ 0 & \sqrt{1 + \sin(\alpha + \beta)} \end{bmatrix} \times$$

$$\times \begin{bmatrix} \frac{\cos \alpha + \sin \beta}{\sqrt{2} - 2\sin(\alpha - \beta)} & \frac{\sin \alpha - \cos \beta}{\sqrt{2} - 2\sin(\alpha - \beta)} \\ \frac{\cos \alpha - \sin \beta}{\sqrt{2} + 2\sin(\alpha - \beta)} & \frac{\sin \alpha + \cos \beta}{\sqrt{2} + 2\sin(\alpha - \beta)} \end{bmatrix};$$

$$g(s) = \frac{K_{\text{зат}} K_{\text{ав}} K_{\Sigma}}{q s (T_{\text{ав}} s + 1) (T_{\text{зат}} s + 1) (T^2 s^2 + 2\xi T s + 1)};$$

$$K_{\text{зат}} = 4,237 \cdot 10^6; \quad K_{\text{зат}} = 0,364; \quad K_{\Sigma} = 17; \quad q = 2 \cdot 10^5;$$

$$T_{\text{ав}} = 0,03c; \quad T_{\text{зат}} = 0,003c; \quad T = 0,012c; \quad \xi = 0,1.$$

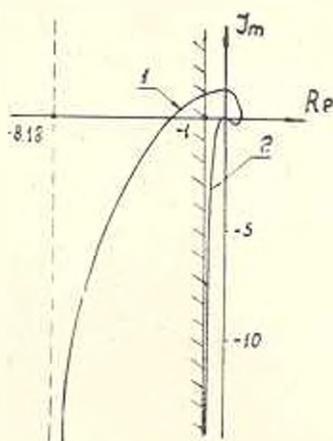


Рис. 2.

Рассматриваются нелинейности φ_1 типа насыщения, ограниченные сектором $(0, 1)$. Окружность $C(-\alpha^{-1}, -\beta^{-1})$ критерия абсолютной устойчивости вырождается в прямую, проведенную через $(-1, j0)$ параллельно мнимой оси (рис. 2). Матрица взаимных связей компенсатора имеет вид

$$K = \begin{bmatrix} \frac{\cos \alpha + \sin \beta}{\sqrt{2} - 2\sin(\alpha - \beta)} & \frac{\cos \alpha - \sin \beta}{\sqrt{2} + 2\sin(\alpha - \beta)} \\ \frac{\sin \alpha - \cos \beta}{\sqrt{2} + 2\sin(\alpha - \beta)} & \frac{\sin \alpha + \cos \beta}{\sqrt{2} + 2\sin(\alpha - \beta)} \end{bmatrix} \times$$

$$\times \begin{bmatrix} k_2 & 0 \\ 0 & k_2 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & -\frac{1}{\sqrt{2}} \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix}.$$

Максимальные усиления в обоих каналах получаются при $k_1 = 1/g_1$ и система при этом развязывается. Характеристические годографы совпадают, и при $k(s) = 1$ критерий не удовлетворяется (кривая 1 на рис. 2). Для корректировки годографа принимается $k_1 = 1/(8,18 g_1 + \delta)$ (кривая 2 на рис. 2), что снижает точность системы и не всегда допустимо. Введение динамического компенсатора $k(s)$ может быть оправдано только соображениями качества системы, ее грубостью в некотором диапазоне частот и т. д. Для реализации предлагаемого подхода разработаны пакеты прикладных программ, позволяющие автоматизировать процесс синтеза в диалоговом режиме.

ЕрПИ им. К. Маркса

20 VII. 1984

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Kouvaritakis B., Husbard R. Multivariable Circle Criteria: an Approach Based on Sector Conditions. — *Int. J. Control*, 1982, v. 35, № 2, p. 227—254.
2. Гаспарян О. Н. Метод характеристических передаточных функций в теории многоканального регулирования — В кн.: Современные системы автоматического управления и их элементы: Тез. докл. Республиканской научно-технической конференции, Ереван, 1981 с. 3—9.
3. Воеводин В. В. Линеинная алгебра. — М.: Наука, 1980. — 100 с.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

Г. Г. АВЕТИСЯН

МЕТОД ПОЛЯРИЗАЦИИ РЕНТГЕНОВСКОГО ИЗЛУЧЕНИЯ

В рентгенографических исследованиях для увеличения их разрешения и однозначной интерпретации полученных интерференционных картин часто возникает необходимость применять первичный поляризованный пучок, поэтому разработка новых, более эффективных методов поляризации рентгеновского излучения, применяемых в исследованиях, является актуальной задачей, имеющей важное научное и практическое значение.

Как известно, при рассеянии неполяризованного рентгеновского излучения фактор поляризации для σ компоненты равен единице, а для π компоненты — $\cos 2\theta$, где 2θ — угол рассеяния. Следовательно, π компонента исчезает при $2\theta = \pi/2$ и получается волная поляризация [1]. Однако этот способ поляризации при вульф-брэгговском отражении от атомных плоскостей неудобен тем, что угол Вульфа-Брэгга должен равняться 45° , а это достаточно сложно. Действительно, при $\theta = 45^\circ$ трудно подобрать семейство отражающих плоскостей (межплоскостное расстояние d) и рентгеновское излучение (длину волны λ) для удовлетворения условию Вульфа-Брэгга $2d \sin \theta = n\lambda$. А если это условие каким-то образом удовлетворено, этот угол рассеяния ($2\theta = 90^\circ$) очень большой и под этим углом рассеяния атомный фактор $f(2\theta)$ сильно падает, в связи с чем интенсивность отражения ничтожная.

Согласно эффекту Бормана, при котором интерференционное поглощение π компоненты гораздо больше, чем для σ компоненты, при отражении рентгеновских лучей по Лауэ от достаточно толстого кристалла π компонента исчезает и остается только σ компонента [2]. Легко можно убедиться в том, что светосила этого метода поляризации также мала. При прохождении $\text{Cu K}\alpha$ излучения через кристалл Ge толщиной 1 мм поглощение без дифракции дает затухание в $\exp(-38)$ раз [3]. При отражении по Лауэ (220) поглощение для четырех полей соответственно равно:

- поляризация, второе поле: $\exp(-1,9)$.
- поляризация, второе поле: $\exp(-12,5)$;
- поляризация, первое поле: $\exp(-7,4)$;
- поляризация, первое поле: $\exp(-63,5)$.

С помощью метода, описанного в данной статье, можно получить интенсивный пучок поляризованного рентгеновского излучения.

Это достигается следующим образом: рентгеновское излучение из точечного источника или кристалл-монокроматора падает на кристалл под углом Вульфа-Брэгга. Вращением монокроматора в пределах угловой области отражения в случае плоской волны или с помощью щелей (3—5 мкм) в случае сферической волны отражение ограничивают только в тех углах полного отражения σ поляризации, которые расположены вне угловой области полного отражения излучения π поляризации. Пользуясь тем, что угловая ширина полного брэгговского отражения для излучения σ поляризации больше, чем для π поляризации (рис. 1), можно естественное характеристическое излучение поляризовать.

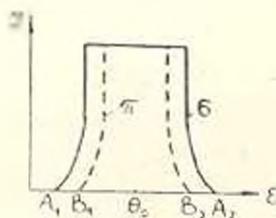


Рис. 1. Схемы угловых областей полных брэгговских отражений σ и π поляризаций.

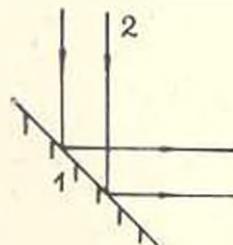


Рис. 2. Получение поляризованного рентгеновского излучения при плоской падающей волне.

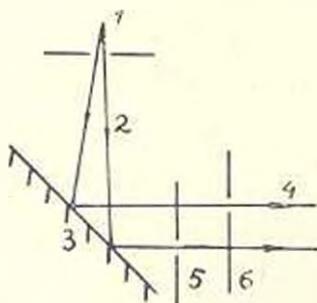


Рис. 3. Получение поляризованного рентгеновского излучения при сферической падающей волне.

На рис. 2 показан случай поляризации, когда на поляризатор 1 падает плоская волна 2. В рассматриваемом случае кристалл-поляризатор качается и со смещением отражения от точного угла Вульфа-Брэгга в пределах угловой области отражения край полного отражения перемещается или в области A, B , или в область B_2, A_2 (рис. 1). На рис. 3 показан случай поляризации, когда на поляризатор 3 с асимметричным отражением падает сферическая волна 2. С помощью одной из щелей 5 или 6, имеющих ширину 3—5 мкм, пропускают только одну из поляризованных частей широкого пучка, соответствующих угловым областям A, B , или B_2, A_2 .

Как видно из рис. 1, в угловых областях A, B , и B_2, A_2 полное отражение получается только для излучения σ поляризации — области от-

ражения линейно поляризованного излучения, а в области B_1, B_2 получается полное отражение как для σ поляризации, так и для π поляризации — область неполяризованного излучения.

Между угловыми ширинами полных отражений σ и π поляризаций существует следующее соотношение

$$B_1 B_2 = A_1 A_2 \cos 2\theta. \quad (1)$$

Как видно из (1), даже при средних углах Вульфа-Брэгга θ области отражения линейно поляризованного излучения A_1, B_1 и B_2, A_2 могут иметь заметные ширины и экспериментально можно реализовать получение линейно поляризованного излучения. При симметричных отражениях удовлетворяется соотношение

$$A_2 B_1 = B_2 A_1 \sin^2 \theta, \quad (2)$$

которое легко можно получить из (1). Из (2) видно, что угловые области отражения линейно поляризованного излучения тем больше, чем больше угловая ширина полного отражения и чем больше угол θ .

Экспериментальное исследование получения линейно поляризованного рентгеновского излучения большой интенсивности проведено для обоих случаев. В первом случае на вращающийся в пределах угловой области отражения кристалл падает плоская волна, а во втором случае на неподвижный кристалл-поляризатор падает сферическая волна и с помощью узких щелей ограничиваем поляризованное излучение отраженного от кристалла пучка. Чтобы проверить степень поляризации рентгеновского излучения, вышедшего из областей A_1, B_1 и B_2, A_2 , по ходу его распространения располагали рассеивающее вещество и с помощью счетчиков-регистраторов определяли интенсивность рассеянного излучения в двух взаимно перпендикулярных направлениях. Степень поляризации линейно поляризованного излучения определяем по формуле [4]

$$R = \frac{I_2 - I_1}{I_2 + I_1} \cdot 100\%.$$

где I_2 и I_1 — интенсивности рассеянных волн. При $I_1 = 0$ получается полная поляризация ($R = 100\%$). В условиях данного эксперимента степень поляризации достигала около 95%.

Этот метод, основанный на эффекте полного отражения, дает возможность получить достаточно интенсивное линейно поляризованное рентгеновское излучение в лабораторных условиях.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Джеймс Р. В. Оптические принципы дифракции рентгеновских лучей — М.: Извоздат, 1960. — 572 с.
2. Пинскер Э. Г. Динамическое рассеяние рентгеновских лучей в идеальном кристалле. — М.: Наука, 1974. — 368 с.
3. Каули Дж. Физика дифракции — М.: Мир, 1979. — 431 с.
4. X-Ray Diffraction L. V. Azaroff, R. K. Klapow, N. Kato and oth — New York: Mc Graw-Hill, Inc., 1974. — 664p.

Բ Ո Վ Ա Ն Գ Ա Կ Ո Ի Թ Յ Ո Ի Ն

ՇԻՆԱՐԱՐԱԿԱՆ ՄԵՆԱՆՈՒԿԱ

Ս. Ս. Գուրբիեյան, Ա. Ա. Լովսկիյան: <i>Մեյմսիկ ազգեցությունների տակ կառույցների հաշվարկի ըստ երկրաչափության սեյսմոգրամների և վելոսիգրամների</i>	3
է. Ս. Խաչիյան, Վ. Ա. Լամբուրձումյան, Հ. Գ. Սարգսյան: <i>Մեյմսիկ ազգեցությունների ժամանակ հիմնատակի և կառույցի փոխազդեցության հաշվառման մի պարզագույն մեթոդ</i>	9

ՇԻՆԱՐԱՐԱԿԱՆ ԿՈՆՍՏՐՈՒԿՑԻԱՆԵՐ

Ս. Գ. Խոնենիսյան, Հ. Հ. Գյուլգոսյան: <i>Բնական ծակոտիկն լցանյութերով բևտոններից խոտը ամրանավորված էլեմենտների նորմայ հատվածքների ամրությունը</i>	14
Տոս. Ս. Գասպարյան, Ա. Գ. Մուրադյան: <i>Ներքին առաջնական հենված միջադիրով ուղղուննային ճախակրախի ճաշնագիտական բնութագրերը</i>	20
Թ. Ս. Սյուսյուն: <i>Խոշորապանկ շենքերի արտաքին պատերի լարվածային և ղեկորմացիոն վիճակը</i>	25

Է Լ Ե Կ Տ Ր Ա Տ Ե Խ Ն Ի Կ Ա

Տ. Ա. Նալոյան, Տ. Մ. Նևենի, Ս. Ե. Լակոբյան: <i>Հզոր հիդրոդիներատորի ստատորի ջեյմային ղեկնակների հետազոտումը մաթեմատիկական մոդելավորման միջոցով</i>	30
--	----

Հ Ի Գ Ր Ա Վ Լ Ի Կ Ա

Ա. Մ. Ղսզարյան, Մ. Տոս. Կուզնեցով: <i>Խոնավափոխանակումը տերաքիայի և գրանտային ջրերի գոտում</i>	34
--	----

ԴԻՏԱԿԱՆ ՆՈՒԹԻՐ

Թ. Ք. Խոսովոյան: <i>Ալմաստային գործիքի մասորիցային մեջ հատիկների բաշխման ծրագրերը բնորոշումը</i>	40
է. Վ. Ղարսյան, Ս. Ս. Չիմիշկյան: <i>Բազմաչափ բացարձակ կայուն ոչ զմային ավտոմատ կառավարման համակարգերի մի դասի սինթեզի մասին</i>	43
Գ. Գ. Ավետիսյան: <i>Ինտեգրելյալ նուսագայինների բեկուցման մեթոդ</i>	47

СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

- С. С. Дарбинян, А. А. Овсепян.* К расчету сооружений на сейсмические воздействия по сейсмограммам и велосигграммам землетрясений 3
- Э. А. Хачиян, В. А. Амбарцумян, А. Г. Саркисян.* Упрощенный способ учета взаимодействия сооружения с основанием при сейсмических воздействиях 9

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

- С. Г. Ионнисян, А. А. Гюльзадян.* Прочность нормальных сечений смешанно армированных элементов из бетонов на естественных пористых заполнителях 14
- Ю. А. Гаспарян, А. Г. Манучарян.* Акустические характеристики резонансного звукопоглотителя с внутренней упруго опертой панелью 20
- Р. С. Минасян.* Напряженно-деформируемое состояние наружных стен крупнопанельного здания 25

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

- Г. А. Пасяян, Т. М. Нэмени, Р. Е. Акопян.* Анализ термических дефектов статора мощного гидрогенератора методом математического моделирования 30

ГИДРАВЛИКА

- С. М. Казарян, М. Я. Кузнецов.* Влагообмен в зоне аэрации и грунтовых вод 34

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

- Р. Б. Шатворян.* Выбор программы распределения зерен в матрице алмазного инструмента 40
- Э. В. Карсян, С. Е. Чимишкян.* Метод синтеза класса абсолютно устойчивых непрерывных многомерных систем автоматического управления 43
- Г. Г. Аветисян.* Метод поляризации рентгеновского излучения 47

