

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՀ
ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

Журнал издается с 1948 г.
Выходит 6 раз в год на русском языке

Կ Մ Ի Ա Չ Ր Ա Վ Ա Ն Գ Ո Ւ Ե Չ Ի Ա

Չառյան Բ. Վ. (պատ. խմբագիր), Աղսեց Հ. Տ. (պատ. խմբագրի տեղակալ),
Ալեքսեևսկի Վ. Վ., Ջաղոյան Մ. Ա., Հակոբյան Բ. Խ.,
Սարգսյան Յու. Լ., Ստեփանյան Մ. Գ., Տեր-Ազարե Ի. Ա.,
Փինաջյան Վ. Վ. (պատ. խմբագրի տեղակալ),
Պատասխանատու թղթագրի Սեփեյանց Զ. Կ.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Касьян М. В. (ответ. редактор), Авоиц Г. Т. (зам. ответ. редактора),
Алексеевский В. В., Аюбян Р. Е., Забоян М. А.,
Пинаджян В. В. (зам. ответ. редактора), Саркисян К. Л.,
Стихан М. Г., Тер-Азарьев И. А.
Ответственный секретарь Степанян З. К.

В. А. БАЛАЯН, Н. О. ГРИГОРЯН, Г. А. КАСАБЯН

ОПРЕДЕЛЕНИЕ МОЩНОСТИ, СООБЩАЕМОЙ ЗАГРУЗКЕ ПОМОЛЬНЫХ КАМЕР НАКЛОННЫХ ВИБРАЦИОННЫХ МЕЛЬНИЦ

Одним из основных параметров, характеризующих процесс вибрационного измельчения, является мощность, сообщаемая загрузке помольных камер N_3 . Теоретическое определение N_3 производится с большими допущениями и не учитывает влияние ряда факторов, поэтому целесообразным является экспериментальный путь изучения данного вопроса с использованием статистических методов планирования многофакторных экспериментов. На основании априорной информации и предварительных экспериментов установлено, что основными факторами, определяющими величину N_3 , являются: частота и амплитуда колебаний корпуса мельницы n и A ; угол наклона помольных камер α ; коэффициент заполнения помольных камер мелющими телами $\Sigma_{\text{м}}$; диаметр помольной камеры D_k ; масса загрузки помольных камер m_3 . Произведен также выбор первоначального вида искомой математической модели для определения величины N_3

$$N_3 = C \cdot m_3 \left(\frac{n}{1000} \right)^{\beta_1} A^{\beta_2} \Sigma_{\text{м}}^{\beta_3} D_k^{\beta_4} \exp(\beta_5 \alpha + \beta_6 \Sigma_{\text{м}} + \beta_7 D_k). \quad (1)$$

В дальнейшем масса загрузки была исключена из (1) и эксперименты проводились с определением мощности, сообщаемой единице массы загрузки, что позволило производить сравнение вибрационных мельниц, имеющих различные диаметры помольной камеры. Уравнение (1) после исключения m_3 , логарифмирования и выведения членов, учитывающих взаимодействия факторов α , $\Sigma_{\text{м}}$, D_k и квадратичных переменных, принимает вид:

$$\begin{aligned} \ln \Theta = \beta_0 + \beta_1 \ln \left(\frac{n}{1000} \right) + \beta_2 \ln A + \beta_3 \ln \Sigma_{\text{м}} + \beta_4 \ln D_k + \\ + \beta_5 \alpha + \beta_6 \Sigma_{\text{м}} + \beta_7 D_k + \beta_8 \alpha \Sigma_{\text{м}} + \beta_9 \alpha D_k + \beta_{10} \Sigma_{\text{м}} D_k + \\ + \beta_{11} \alpha \Sigma_{\text{м}} D_k + \beta_{12} \alpha^2 + \beta_{13} \Sigma_{\text{м}}^2 + \beta_{14} D_k^2, \end{aligned} \quad (2)$$

где $\Theta = \frac{N_3}{m_3}$ — мощность, сообщаемая единице массы загрузки; $\beta_0, \beta_1, \dots, \beta_{14}$ — коэффициенты уравнения регрессии. Был составлен композиционный план, который состоял из полного факторного эксперимента, позволяющего произвести оценку линейных членов и парных взаимодействий факторов, а также экспериментов, реализованных на вибрационной мельнице MBH2-1 [1], для оценки коэффициентов уравне-

ния регрессии при квадратах факторов и учета в модели изменения влияния факторов при переходе от лабораторных испытаний к промышленным. Выбор базовых значений и интервалов варьирования факторов производился с учетом режимов работы современных высокопроизводительных вибрационных мельниц непрерывного действия (таблица).

Таблица

Факторы	Кодовое обозначение	Базовый уровень	Интервал варьирования
Частота колебаний $\frac{n}{1000} \cdot \text{мин}^{-1}$	X_1	1,18	0,22
Амплитуда колебаний $A, \text{мм}$	X_2	5,5	1,5
Угол наклона помольных камер $\alpha, \text{град}$	X_3	0,52	0,26
Коэффициент заполнения помольных камер мелющими телами. $\epsilon_{\text{ш}}$	X_4	0,725	0,075
Диаметр помольных камер $D_{\text{к}}, \text{м}$	X_5	0,235	0,03

Каждая точка плана эксперимента дублировалась пять раз с рандомизацией во времени. Достаточность количества параллельных опытов в каждой точке плана экспериментов проверялась по t -критерию Стьюдента. Для оценки коэффициентов уравнения регрессии (2) применялся метод наименьших квадратов. Обработка результатов экспериментов и окончательный выбор вида математической модели производились на ЭВМ. При составлении программы учитывалась возможность ввода различных видов модели. Качество модели оценивалось величиной дисперсии.

На основании выполненных экспериментов получено уравнение, определяющее связь между мощностью, сообщаемой единице массы загрузки, и основными технологическими и конструктивными параметрами вибрационной мельницы

$$\begin{aligned} \Theta = 1,954 \left(\frac{n}{1000} \right)^{2,45} A^{1,31} \Sigma_{\text{ш}}^{1,12} D_{\text{к}}^{-0,26} \exp (1,44 \alpha - 1,08 \epsilon_{\text{ш}} - \\ - 1,44 \alpha \Sigma_{\text{ш}} - 3,43 \alpha D_{\text{к}} - 1,71 \Sigma_{\text{ш}} D_{\text{к}} + 4,94 \epsilon_{\text{ш}} D_{\text{к}} \alpha - 0,15 \alpha^2) \cdot \frac{Bm}{\kappa z}, \quad (3) \end{aligned}$$

Усложнение вида математической модели (3) не привело к уменьшению ошибки между предсказанным уравнением (3) и экспериментальными значениями мощности, сообщаемой единице массы загрузки.

Хорошее совпадение расчетных данных и экспериментальных результатов, что доказано адекватностью модели и оценкой абсолютной и относительной ошибкой несоответствия этих результатов [2, 3], свидетельствуют об отсутствии ларных взаимодействий частоты и амплитуды колебаний между собой и с другими факторами в исследуемой модели.

дованной области варьирования факторов. Учитывая, что мощность, сообщаемая всей нагрузке помольных камер, равна $N_3 = m_3 \mathcal{E}$ и подставляя вместо m_3 ее величину, выраженную через размеры и коэффициент заполнения помольных камер

$$m_3 = \frac{\pi D_k^2}{4} L_k c \Sigma_{\text{ш}} 0,6 \rho, \quad (4)$$

где $L_k = l D_k$ — длина секции помольной камеры, c — суммарное число секций в помольных камерах; ρ — плотность материала мелющих тел, получим следующее выражение для определения мощности, сообщаемой нагрузке помольных камер:

$$N_3 = 92,55 \cdot 10^{-2} l c \rho \left(\frac{n}{1000} \right)^{2,32} A^{1,51} \Sigma_{\text{ш}}^{2,12} D_k^{2,74} \exp(1,44 \alpha - 1,08 \Sigma_{\text{ш}} - 1,44 \alpha \Sigma_{\text{ш}} - 3,43 \alpha D_k - 1,71 \Sigma_{\text{ш}} D_k + 4,94 \Sigma_{\text{ш}} D_k \alpha - 0,15 \alpha^2), \text{ Вт}. \quad (5)$$

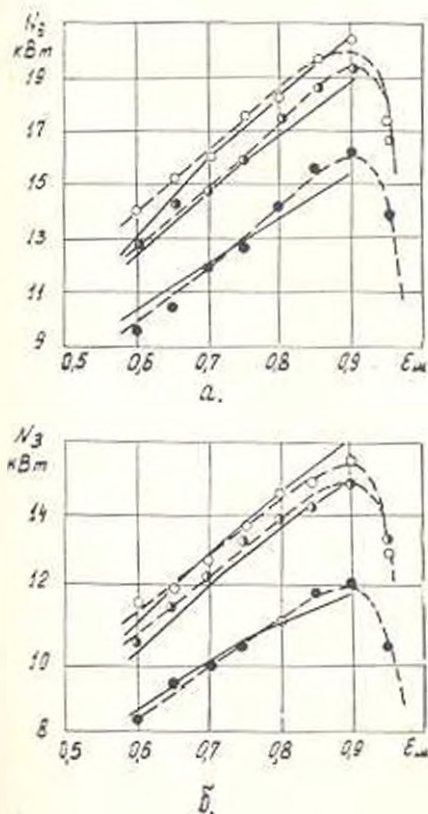


Рис. Зависимость мощности, сообщаемой нагрузке N_3 , от коэффициента заполнения $\varepsilon_{\text{ш}}$: а. — $A = 7,7 - 8,1 \text{ м.м.}$; б. — $A = 7,7 - 8,1 \text{ м.м.}$; ● — $\alpha = 0^\circ$, ○ — $\alpha = 45^\circ$, - - - - - эксперимент, ——— расчет.

Анализ уравнений (3) и (5) показал, что увеличение диаметра помольной камеры приводит к уменьшению величины мощности, сообщаемой единице массы загрузки, а следовательно и удельной производительности мельницы, хотя при этом мощность, сообщаемая загрузке и производительность мельницы возрастают за счет опережающего роста массы загрузки.

Экспериментальная проверка полученной математической модели, проведенная на лабораторной и промышленной вибрационных мельницах, показала, что она удовлетворительно описывает также и области варьирования факторов, не включенные в план эксперимента. На рисунке в качестве примера приведены зависимости мощности сообщаемой загрузке от коэффициента заполнения для промышленной мельницы с диаметром помольной камеры $D_c = 0,38$ м, что доказывает пригодность математической модели (5) для практических расчетов.

Кир. фал.
ЕрПИ

25 I. 1986

Վ. Ա. ԲԱՇԿԱՆ, Ն. Ի. ԳՐԻԳՈՐՅԱՆ, Գ. Ա. ՂԱՍԻՅԱՆ

ԹԵՔ ՔՐԹԻՌԱՅԻՆ ԱՂԱՑՆԵՐԻ ԱՂԱՑ ԽՅՈՐԻ ԲԵՐՆԱԿԱՅՔԻՆ ՀԱՂՈՐԴԱԾՎ ՀԶՈՐՈՒԹՅԱՆ ՈՐՈՇՈՒՄԸ

Ա Վ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Ստացված է երկրորդ կարգի ուղղանկյունի հավասարում, որը թույլ է տալիս ի հայտ բերել թեր աղման խցերով թրթրային աղացի իմնական կառուցվածքային և տեխնոլոգիական պարամետրերի աղդեցությունը մեքենայի բեռնվածքին հաղորդվող հզորության և նրա արտադրողականության վրա: Կատարված է ստացված մաթեմատիկական մոդելի փնտհագրական զննհատումը և նրա ստուգումը արդյունաշերտիան պայմաններում:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Теймурзян С. А. Вибрационные мельницы с изклонными помольными камерами// Реферативная информация. Промышленность нерудных и неметаллорудных материалов—ВНИИЭСМ—1977.—№ 3—С. 8—9.
2. Каиса П. Г. Статистические методы исследования режущего инструмента.—М.: Машиностроение, 1968—155 с.
3. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике.—М.: Наука, 1977.—831 с.

А. К. ПОГОСЯН, Н. Г. МЕЛИКСЕТЯН, Н. А. ЛАМБАРЯН

РАСЧЕТ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО ИЗНАШИВАНИЯ
ФРИКЦИОННЫХ НАКЛАДОК

При оценке долговечности фрикционных накладок тормозов рекомендуется пользоваться критерием энергетической интенсивности изнашивания, который выражается следующим соотношением [1]:

$$I = kA_s / LF, \quad (1)$$

где k — толщина изношенного слоя накладки; A_s — номинальная площадь контакта; L — путь трения; F — сила трения.

На стадии предварительного расчета износу тормозов k является неизвестным параметром и представляется необходимым разработать методику ее расчета, особенно в режиме интенсивного изнашивания накладок при сравнительно высоких нагрузках и температурах.

В работе [2] установлено, что наиболее полностью явление высоко-температурного разрушения накладок возможно объяснить, основываясь на концепции деляминационной теории разрушения поверхностей. В этой теории зависимость для расчета k выведена на основе анализа дислокационных процессов и напряженно-деформированного состояния поверхностных слоев, тогда как k для фрикционных накладок следует определить только на основе анализа напряженно-деформированного состояния поверхностных слоев, поскольку процесс их разрушения не сопровождается дислокационными процессами полимерного связующего.

Расчет высокотемпературного изнашивания фрикционных накладок сведется к разработке физической модели разрушения, выявления расчетной схемы на основе этой модели и вывод зависимости для расчета k с использованием соотношений теории деляминационного изнашивания, описывающих напряженно-деформированное состояние поверхностных слоев.

Физическая модель изнашивания накладок на основе результатов работы [2] представляется следующим образом (рис. 1).

В начальный период трения по адсорбированной на поверхности контактного пленке толщиной δ_0 происходит упруго-пластическая деформация поверхностных слоев накладок и в местах дискретного контактирования возникают источники тепла вследствие преобразования механической энергии (рис. 1 а). С повышением теплонагруженности фрикционного контакта за счет генерируемой тепловой энергии, в зоне контакта протекают механохимические, структурные и фазовые превращения, процессы фрикционного переноса и формируется рабочий слой, отличающийся по своим свойствам от основного материала (рис. 1 б). По мере

увеличения поверхностной температуры эти процессы и превращения интенсифицируются, изменяется динамика термического расширения поверхностных слоев и в итоге, под действием существующих напряжений в подповерхностном рабочем слое образуются поры и трещины (рис. 1, в). Температура между основным материалом и рабочим слоем постепенно увеличивается и когда достигает 200... 250°С, рабочий слой растрескивается. Образуются тонкие лепестковые продукты износа, которые далее экструдированы из зоны трения (рис. 1 г).

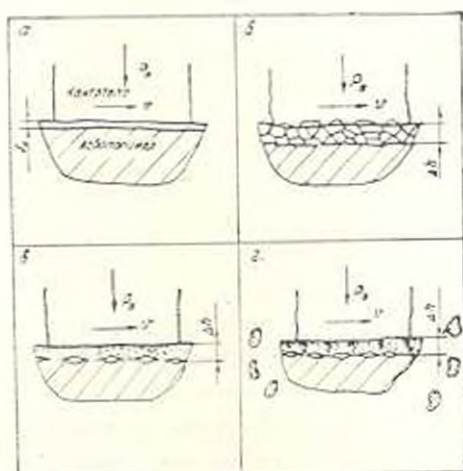


Рис. 1. Физическая модель изнашивания асбестополимера: а — трение по адсорбционной пленке; б — формирование рабочего слоя; в — образование подповерхностных пор и трещин; г — образование лепестковых продуктов износа.

Состояние поверхностных слоев накладок при высокотемпературном режиме изнашивания будет определяться наличием в рабочем слое подповерхностных трещин, у краев которых действуют нормальные σ и касательные τ напряжения, способствующие распространению трещин и сепарации рабочего слоя от основного материала накладки. В этих условиях наиболее полностью состояние рабочего слоя накладки имитируется по модели рис. 1 и, что и являлось основой для построения расчетной схемы (рис. 2 а).

Здесь рассматривается подповерхностная трещина длиной $2a$ на глубине Δh под углом β по отношению вектора нормального усилия P_n , принимая, что единичные выступы шероховатости поверхности контртела образуют автономные контактные зоны. Согласно деламационной теории напряжения σ и τ определяются соотношениями [3]:

$$\begin{cases} \sigma = - |2P_n \cos(\gamma - \beta) \cos^2 \beta| / \pi \Delta h \cos \gamma; \\ \tau = - |2P_n \cos(\gamma - \beta) \cos \beta \sin^2 \beta| / \pi \Delta h \cos \gamma, \end{cases} \quad (2)$$

где γ — угол трения; P_n — удельное давление.

Выразив $\cos \gamma$ и $\cos \beta$ через $\operatorname{tg} \gamma$ и $\operatorname{tg} \beta$, преобразуем (2) к виду:

$$\begin{cases} t_1 = -(1 + \operatorname{tg} \gamma \operatorname{tg} \beta) / (1 + \operatorname{tg}^2 \beta)^2; \\ t_2 = -(1 + \operatorname{tg} \gamma \operatorname{tg} \beta) \operatorname{tg} \beta / (1 + \operatorname{tg}^2 \beta)^2. \end{cases} \quad (3)$$

Здесь $\operatorname{tg} = x/y$ — характеристика относительного расстояния от контакта, $\operatorname{tg} \gamma$ — коэффициент трения, левая часть уравнений определяет напряженность фрикционного контакта в зависимости от глубины, начиная с поверхности трения, а правая часть — геометрию расположения поверхностной трещины, $t_1 = -\Delta h / 2Pa$ и $t_2 = -\Delta h / 2Pa$.

Исследование функций t_1 и t_2 проводилось на ЭВМ „Наирн-2“ при коэффициентах трения $\operatorname{tg} \gamma = 0,2, 0,3$ и $0,4$ в интервале $\operatorname{tg} \beta = -3 \dots 3$.

Законы распределения функций t_1 и t_2 (напряжений τ и σ), а также расположение трещин в рабочем слое фрикционных накладок для случая $\operatorname{tg} \gamma = 0,3$ показаны на рис. 26.

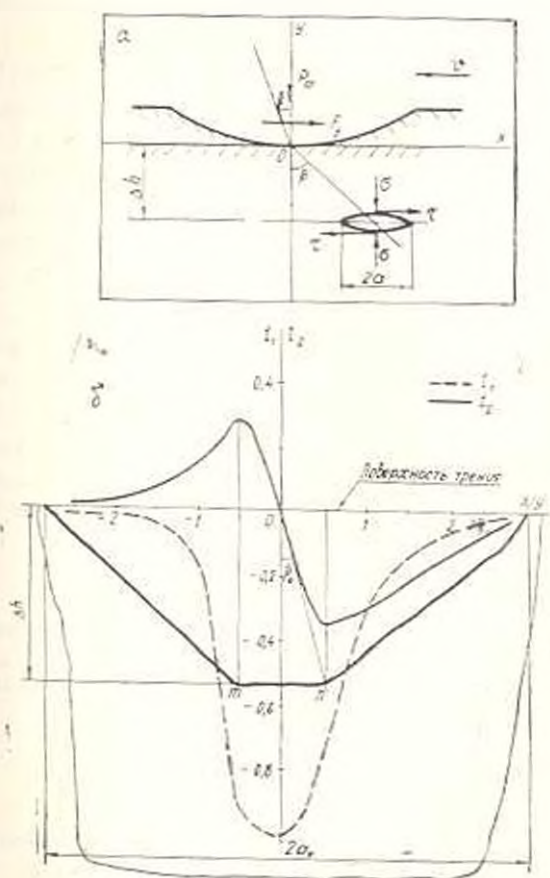


Рис. 2. А — расчетная схема; б — закон распределения напряжений в поверхностном слое

Функция t_1 принимает экстремальное значение при $\operatorname{tg} \beta = 0$, т. е. наибольшие значения напряжений σ действуют в точках, находящихся на

оси вектора P . Экстремальные значения напряжений τ получаются при $\operatorname{tg} \beta = [0.5]$, что соответствует значению $\beta_0 = 26^\circ$ для показанного случая. В точках m и n , которые соответствуют экстремальным значениям τ , происходит смыкание подповерхностных горизонтальных и вертикальных трещин, в результате которого образуются лепестковые продукты износа. Это предположение согласуется также с результатами, приведенными в работе [4], где, в частности, показано, что угол направления распространения трещины по отношению к вертикали изменяется в пределах от 0° до 20° и тенденция к пересечению вертикальной трещины с горизонтальной приводит к деламинационному разрушению материала поверхностного слоя.

Исходя из рис. 2б, величина Δh определится следующим образом:

$$\Delta h = mn \cdot 2 \operatorname{tg} \beta_0 \quad \text{или} \quad \Delta h = a_0 \cdot 6 \operatorname{tg} \beta_0, \quad (4)$$

где β_0 — угол расположения подповерхностной трещины, соответствующий максимальным значениям напряжений τ ; a_0 — половина длины подповерхностной трещины в зоне контакта и представляет половина длины лепестковых продуктов износа; $mn = a_0 \cdot 3$.

Величина Δh , рассчитанная по формуле (4), представляет толщину одного изношенного рабочего слоя на пути трения L_0 , необходимого для съема со всей поверхности фрикционной накладки одного рабочего слоя. Если в формулу (1) вместо параметра h подставить Δh и предположить, что на общем пути трения L (ресурс работы пары трения) всего изнашиваются k слоев, то в окончательном виде получим

$$L = k a_0 A_0 \cdot 6 L_f \operatorname{tg} \beta_0. \quad (5)$$

Величина k для каждой фрикционной композиции зависит от конкретных значений эксплуатационных параметров и размеров накладки. Предварительно k определяется из соотношения $K = L / \Delta h_{\text{ср}}$, где L — толщина накладки, $\Delta h_{\text{ср}}$ — средняя величина изношенного рабочего слоя, которая определяется экспериментально, на основе анализа размеров продуктов износа в результате испытаний по ГОСТ 23210—80.

ЕрІІІ им. К. Маркса

23.1.1987

Ա. Կ. ՊՈՂՈՍՅԱՆ, Ե. Դ. ՄԵԼԻՔՅԱՆ, Ե. Ս. ԼԱՄԻՐՅԱՆ

ՇՓԱԿԱՆ ՆԵՐԴՐՆԵՐԻ ԲԱՐՁՐ ԶԵՐԱՍՏԵՃԱՆԱՅԻՆ
ՄԱՇՎԱԾՈՒԹՅԱՆ ՀԱՇՎԱՐԿԸ

Ա մ փ ո փ ու լ մ

Աշխատանքում բերված է տարապրիմերային կոմպոզիտներից պատրաստված արգելակային ներդիրների բարձրընթացատիճանային մաշվածության խնդրի լուծումը: Բացահայտված է, որ ներդիրների մաշվածությունը որոշվում է նրանց մակերևույթների լարվածային-դեֆորմացիոն վիճակով և կլնկով մաշման դերամիկաների տեսության դրույթներին՝ զուրկ է բերված հաշվարկային բանաձև մաշվածությունը պնահատելու համար:

1. Крайдовский И. В. Трение и износ.—М.: Машиностроение, 1968—480 с.
2. Петросян А. К., Меликсетян Н. Г., Лажбарян Н. А. Высокотемпературное изнашивание фрикционных асбодополимерных материалов //Трение и износ.—1983—Т. 4, № 6—С. 1090—1098.
3. Suh N. P. The Delamination Theory of Wear //Wear. — 1973. — V. 25. — P. 111—124.
4. Hills D. A., Ashelby D. W. The Initiation of Wear cracks //Wear. — 1981. — V. 70, № 3. — P. 365—371.

Изв. АН АрмССР (сер. ТН), т. ХLI, № 1, 1988

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Г. Л. ПЕТРОСЯН

МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПРЕДЕЛЬНОГО ДАВЛЕНИЯ ПОРОШКОВЫХ ФИЛЬТРОВ

В работе [1] приведен расчет на прочность тонкостенных трубчатых титановых фильтров заданной пористости, нагруженных всесторонним давлением p_v и внутренним перепадом давления p . При этом была не использована методика расчета на прочность порошковых материалов и изделий [2]. Целью настоящей работы является развитие методики расчета на прочность порошковых материалов и анализ данных предельных давлений фильтров.

В основе нижеприведенного исследования лежит метод расчета на прочность [1, 2] с некоторым усовершенствованием методики определения величины предельного напряжения σ . В большинстве случаев материал порошковых фильтров работает на растяжение, но т. к. порошковые материалы, особенно высокой пористости, плохо работают на растяжение, то аналогичные испытания пористых образцов не позволяют точно определить механические характеристики материала. Поэтому предлагается новая методика определения предельного напряжения без испытания образцов на растяжение. При этом используется основной вид испытания пористых материалов—испытание на одностороннее сжатие, которому подвергались цилиндрические и призматические образцы, вырезанные из титановых фильтров. Увеличение степени сжатия осуществлялось ступенчатым нагружением. До нагружения образцов измерялись их начальные размеры (для цилиндрических— d_0 , h_0 , а для призматических— h_0 , a_0 , b_0) и массы G , а после каждой ступени нагружения текущие размеры образцов и определялась соответствующая сила их деформирования F . На основании опытов построены кривые $\sigma - \epsilon$ и диаграммы сжатия $\sigma - \epsilon$, где $\sigma = \frac{F}{A}$ —осевое напряжение, $\epsilon = \ln \frac{h}{h_0}$ —осевая пластическая деформация.

1. Крайдовский И. В. Трение и износ.—М.: Машиностроение, 1968—480 с.
2. Петросян А. К., Меликсетян Н. Г., Лажбарян Н. А. Высокотемпературное изнашивание фрикционных асбодополимерных материалов //Трение и износ.—1983—Т. 4, № 6—С. 1090—1098.
3. Suh N. P. The Delamination Theory of Wear //Wear. — 1973. — V. 25. — P. 111—124.
4. Hills D. A., Ashelby D. W. The Initiation of Wear cracks //Wear. — 1981. — V. 70, № 3. — P. 365—371.

Изв. АН АрмССР (сер. ТН), т. ХLI, № 1, 1988

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Г. Л. ПЕТРОСЯН

МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПРЕДЕЛЬНОГО ДАВЛЕНИЯ ПОРОШКОВЫХ ФИЛЬТРОВ

В работе [1] приведен расчет на прочность тонкостенных трубчатых титановых фильтров заданной пористости, нагруженных всесторонним давлением p_v и внутренним перепадом давления p . При этом была не использована методика расчета на прочность порошковых материалов и изделий [2]. Целью настоящей работы является развитие методики расчета на прочность порошковых материалов и анализ данных предельных давлений фильтров.

В основе нижеприведенного исследования лежит метод расчета на прочность [1, 2] с некоторым усовершенствованием методики определения величины предельного напряжения σ . В большинстве случаев материал порошковых фильтров работает на растяжение, но т. к. порошковые материалы, особенно высокой пористости, плохо работают на растяжение, то аналогичные испытания пористых образцов не позволяют точно определить механические характеристики материала. Поэтому предлагается новая методика определения предельного напряжения без испытания образцов на растяжение. При этом используется основной вид испытания пористых материалов—испытание на одностороннее сжатие, которому подвергались цилиндрические и призматические образцы, вырезанные из титановых фильтров. Увеличение степени сжатия осуществлялось ступенчатым нагружением. До нагружения образцов измерялись их начальные размеры (для цилиндрических— d_0 , h_0 , а для призматических— h_0 , a_0 , b_0) и массы G , а после каждой ступени нагружения текущие размеры образцов и определялась соответствующая сила их деформирования F . На основании опытов построены кривые $\sigma - \epsilon$ и диаграммы сжатия $\sigma - \epsilon$, где $\sigma = \frac{F}{A}$ —осевое напряжение, $\epsilon = \ln \frac{h}{h_0}$ —осевая пластическая деформация.

Результаты испытаний цилиндрических и призматических образцов, вырезанных из титанового фильтра наружным диаметром $D \approx 78$ мм, длиной $L = 33$ мм и начальной пористостью $v_0 \approx 0,44$, приведены на рис. 1 и 2. Экспериментальные кривые $\sigma - \epsilon$ и $\nu - \epsilon$ позволяют определить предельное напряжение материала титанового фильтра $\sigma_{\text{тр}}$. Установим следующий критерий предельного состояния материала: предельной является величина пластической деформации материала $\epsilon_{\text{тр}}$, когда в нем возникают первые трещины. При сжатии образцов их объем и пористость уменьшается до тех пор, пока в них не возникают трещины. При появлении первых трещин указанные параметры увеличиваются и деформация, соответствующая минимуму кривой $\nu - \epsilon$, является величиной $\epsilon_{\text{тр}}$.

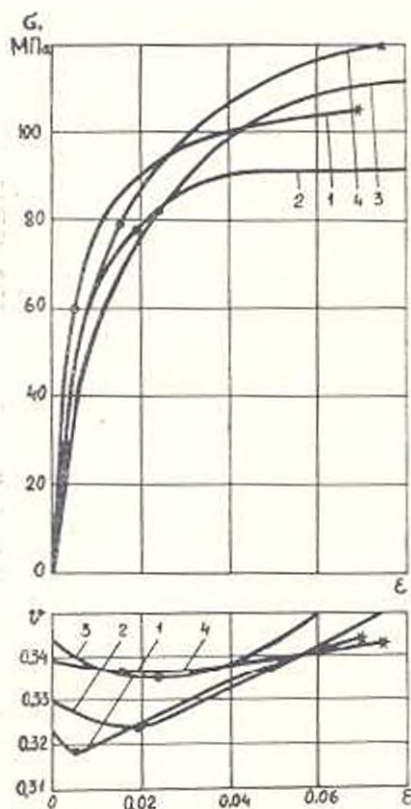


Рис. 1. Кривые $\sigma - \epsilon$ и $\nu - \epsilon$ цилиндрических образцов №1, 2, 3 и 4. Точки: $\bullet$ — минимума, $\ast$ — разрыва.

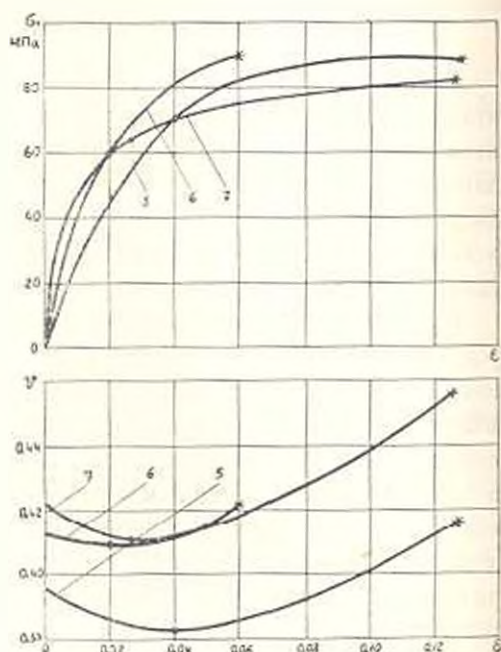


Рис. 2. Кривые $\sigma - \epsilon$ и $\nu - \epsilon$ призматических образцов № 5, 6, и 7. Обозначения аналогичны рис. 1

На рис. 1 и 2 кружочки на кривых $\nu - \epsilon$ соответствуют появлению трещин на образцах. Далее по величине $\epsilon_{\text{тр}}$ из кривой $\sigma - \epsilon$ легко установить $\sigma_{\text{тр}}$ — напряжение, когда в материале появляется первая трещина. Из рис. 1 и 2 следует, что $\sigma_{\text{тр ср}} = 67$ МПа. Эта величина используется в дальнейшем для определения предельного давления титанового фильтра.

Напряжение σ_{1p} является условным напряжением пористого материала заданной начальной пористости. Чтобы установить соответствующее предельное напряжение материала σ_s , необходимо использовать выражение эквивалентного напряжения [2]:

$$\sigma_{\text{экв}} = \frac{1}{\beta^{n+0.5}} \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] + \alpha^n (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)^2}, \quad (1)$$

где $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ — главные напряжения; α, β — функции пористости [3]:

$$\alpha = \frac{v}{2(1-v)}, \quad \beta = (1-v)^2. \quad (2)$$

Для одноосного сжатия цилиндрических образцов, принимая

$$\sigma_{\text{экв}} = \sigma_s, \quad \sigma_1 = \sigma_3 = 0, \quad \sigma_2 = -\sigma_{1p},$$

получаем:

$$\sigma_s = \frac{\sqrt{1+\alpha^n}}{\beta^{n+0.5}} \sigma_{1p}. \quad (3)$$

Как следует из уравнения (3), для материала с различными пористостями будут разными напряжения σ_{1p} и σ_s . Последние должны лежать на диаграмме деформирования материала.

Теперь приведем анализ данных расчета на прочность тонкостенного трубчатого фильтра, нагруженного внутренним давлением p , при отсутствии осевых напряжений. В этом случае меридиальные напряжения равны нулю, а окружные напряжения будут определяться по формуле Лапласа [1] и напряженное состояние в стенке фильтра с средним радиусом R , толщиной стенки δ получается линейным:

$$\sigma_1 = \sigma_3 = \frac{pR}{\delta}; \quad \sigma_2 = \sigma_4 = 0.$$

Из условия разрушения (уравнение (1) при $\sigma_{\text{экв}} = \sigma_s$) с учетом (3) получаем предельное давление

$$p_{\text{пр}} = \frac{\sigma_{s\text{пр}}}{R} \delta. \quad (4)$$

В уравнении (4) отсутствуют функции пористости α и β , т. е. влиянием напряженного состояния на величину предельного давления фильтра можно пренебречь, т. к. испытание образцов на сжатие и вышеуказанный случай нагружения фильтра вызывают одноосное напряженное состояние. На рис. 1 и 2 крестики соответствуют максимальным пластическим деформациям ϵ_{max} и напряжениям σ_{max} материалов, откуда находим: $\sigma_{\text{maxпр}} = 100,7 \text{ МПа}$.

Как следует из рисунков, появление первых трещин в материале при сжатии не исчерпывает его несущую способность. Материал продолжает пластически деформироваться при увеличивающихся напряже-

ниях. Что касается поведения пористого материала при растяжении, то появление первых же трещин приведет к разрушению материала. Учитывая также то обстоятельство, что имеются большие различия между величинами максимальных напряжений σ_{max} и напряжениями $\sigma_{тр}$, можно считать справедливым использование в расчетах на прочность напряжения $\sigma_{тр}$. О занижении прочностных характеристик порошковых материалов с учетом появления первых трещин указывается также в [4]. При определении p_{max} в уравнении (4) вместо σ_{max} необходимо подставить σ_{max} .

Различие данных, приведенных на рис. 1 и 2, объясняется некоторой анизотропией материала и приближенным определением начальной пористости образцов материала титанового фильтра, т. е. при вытачивании образцов в поверхностных слоях происходит уплотнение материала и, следовательно, уменьшение пористости.

Для титанового фильтра с средним радиусом $R=18,5$ мм, толщиной стенки $\delta=3$ мм, пористостью материала $v_0=0,4$, со средним напряжением появления первых трещин $\sigma_{тр} = 67$ МПа и максимальным средним напряжением $\sigma_{max} = 100,7$ МПа имеем:

$$p_{тр} = 10,8 \text{ МПа}, \quad p_{max} = 16,3 \text{ МПа}.$$

Для определения экспериментального значения предельного давления фильтра была изготовлена установка [5], позволяющая испытать фильтры под внутренним давлением, создающем только окружное напряжение σ_r . Было установлено, что $p_{ex} = 10$ МПа. Сопоставление полученных результатов показывает, что предельное давление фильтра, полученное по напряжениям появления первых трещин, хорошо согласуется с экспериментами.

Таким образом, приведен простой метод определения напряжений появления первых трещин в порошковых спеченных материалах, который используется для определения предельного давления титанового фильтра.

Инженер К. Мариса

12. II. 1987

Գ. Լ. ՊԵՏՐՈՍՅԱՆ

ՄԵՏԱԿԱԿԱՆ ՓՈՇՈՒՅ ՊԱՏՐԱՍՏՎԱՆ ՖԻԼՏՐՆԵՐԻ ՍԱՀՄԱՆԱՅԻՆ ԼՆՇՄԱՆ ՈՐՈՇՄԱՆ ՄԵԹՈԴԻԿԱ

Ա մ փ ո փ ո ւ մ

Ուսադարկված է մեթոդիկ, որի հիմքում ընկած են նմուշների տակ փորձարկմամբ ստացված «մակուտկենություն-պլաստիկ դեֆորմացիա» կորերը: Բերված է բազմակողմանի մեղմամբ և ներքին մեղման անկմամբ բեռնավորված բարակապատ խողովակաձև տիտանից պատրաստված ֆիլտրերի սահմանաչին մեղման տվյալների վերլուծումը:

1. Петричян Г. И., Анохин В. М., Симонян А. О. Расчет на прочность титановых трубчатых фильтров // Порошковая металлургия.—1984.—№ 7.—С. 57—60.
2. Петросян Г. Л. О критерии прочности пористых материалов // Докл. АН АрмССР — 1983.—Т. 77, № 2.—С. 73—76.
3. Тучинский Л. И., Скороход В. В. Условие пластичности пористых тел // Порошковая металлургия.—1978.—№ 11.—С. 83—87.
4. Балашин М. Ю. Научные основы порошковой металлургии и металлургии волокна.—М.: Металлургия, 1972.—535 с.
5. Расчеты на прочность в машиностроении/ С. Д. Пономарев, В. Л. Бидерман, К. К. Ляхарев и др.—М.: Машгиз, 1956.—881 с.

Изв. АН АрмССР (сер. ТН), т. ХLI, № 2, 1988

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

Р. О. СААКЯН, Э. С. САРКИСЯН

ИЗГИБНО-КРУТИЛЬНЫЕ КОЛЕБАНИЯ ЗДАНИЙ СТВольНОЙ КОНСТРУКТИВНОЙ СИСТЕМЫ ПРИ СЕЙСМИЧЕСКИХ ВОЗДЕЙСТВИЯХ

Настоящая работа посвящена разработке методики расчета многоэтажных зданий ствольной конструктивной системы (рис. 1) при сейсмических воздействиях с учетом изгибно-крутильных колебаний, когда основание совершает движение по заданной акселерограмме реальных землетрясений.

В расчетах принимается, что плиты перекрытий являются недеформируемыми, а масса здания равномерно распределена по высоте и по плану здания. Ядро жесткости принимается как цельный консольный бурс, жестко заделанный в основание. Контур сечения ядра считается недеформируемым. В расчетах сдвиговыми деформациями ядра жесткости и податливостью основания пренебрегают.

При составлении уравнений сейсмических колебаний системы принята гипотеза фойгта в ее эквивалентной форме, т. е. компоненты силы внутреннего трения, соответствующие поперечным и крутильным колебаниям, принимаются в виде:

$$F_{\text{тр } y}^{\text{изг.}} = -EI_x \frac{\gamma_{\text{изг.}}}{\omega} \frac{d^3 y}{dz^3 dt}; \quad (1)$$

$$F_{\text{тр}}^{\text{кр.}} = - (H \gamma_{\text{кр.}} \frac{d^3 \phi}{dz^3 dt}). \quad (2)$$

Проведенные вибрационные испытания натурных 9-, 12-, 16-этажных зданий ствольной конструктивной системы, возводимых методом подъема в г. Ереване [1], показали, что логарифмические декременты затуханий при малых изгибных и крутильных колебаниях практи-

чески имеют одинаковые значения, поэтому в дальнейшем в расчетах принимается, что

$$\gamma_{xy} = \gamma_{yx} = \gamma.$$

В работе рассматривается случай, когда эксцентриситет находится на одной из осей симметрии поперечного сечения. При этом принимается, что ось симметрии проходит через центры жесткости и масс (рис. 1). Дифференциальные уравнения совместных изгибно-крутильных колебаний ствольной конструктивной системы при сейсмических воздействиях будут иметь следующий вид:

$$\begin{cases} EI \frac{\partial^4 y}{\partial z^4} + EI \frac{\gamma}{\omega} \frac{\partial^4 \theta}{\partial z^2 \partial t} + m \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} - ma \frac{\partial^2 \theta}{\partial t^2} = -m \ddot{Y}_0 \\ GI \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} + GI \frac{\gamma}{\omega} \frac{\partial^4 y}{\partial z^2 \partial t} + ma \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} - mr^2 \frac{\partial^2 \theta}{\partial t^2} = -m \ddot{Y}_0 \end{cases} \quad (3)$$

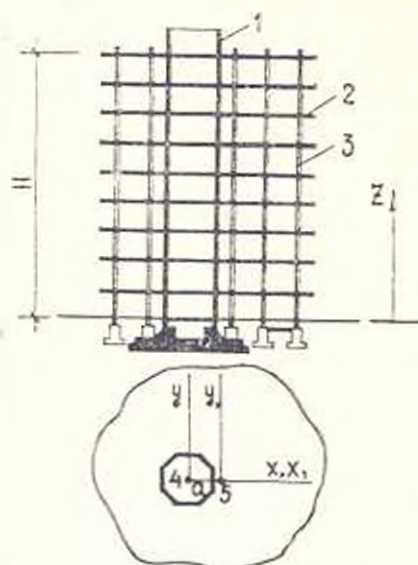


Рис. 1. Конструктивная схема многоэтажного здания ствольной системы: 1 — ядро жесткости; 2 — плита перекрытия; 3 — колонна; 4 — центр жесткости; 5 — центр масс.

где $I_{x,0}$, $I_{y,0}$ — соответственно моменты инерций плана здания относительно главных осей, проходящих через центр масс и параллельных осям ox и oy (рис. 1); F_n — площадь плана здания. Решение системы уравнений (3) представим в виде:

$$y(z, t) = \sum_{i=1}^{\infty} Y_i(z) T_i(t); \quad \theta(z, t) = \sum_{i=1}^{\infty} \theta_i(z) T_i(t). \quad (5)$$

где y — перемещение центра жесткости ядра в направлении оси oy ; θ — угол поворота сечений ядра жесткости; E , G — начальные модули упругости и сдвига материала ядра; I_x — момент инерции сечения ядра относительно оси ox (рис. 1); m — погонная масса здания; a — проекция радиуса-вектора, соединяющего центр жесткости и центр масс; ω — собственная круговая изгибно-крутильная частота системы; I_d — крутильный момент инерции системы; r — радиус инерции плана здания; $\ddot{Y}_0$ — ускорение поступательного движения основания здания.

Величина r определяется из выражения:

$$r^2 = \frac{I_{x,0} + I_{y,0}}{F_n} + a^2, \quad (4)$$

где $Y_k(z)$, $\theta_k(z)$ — ординаты форм k -го тона собственных изгибно-крутильных колебаний системы, определяемые из решений однородной части системы уравнений (3); $T_k(r)$ — нормальная координата k -го тона собственных колебаний, подлежащая определению.

Начальные условия задачи принимаются нулевыми:

$$y(z, 0) = \dot{y}(z, 0) = 0; \quad \theta(z, 0) = \dot{\theta}(z, 0) = 0. \quad (6)$$

Подставляя (5) в систему уравнений (3), получим:

$$\begin{cases} \sum_{k=1}^n \left(EI_x Y_k^{IV} T_k + EI_x \frac{1}{\omega_k^2} Y_k^{IV} T_k + m Y_k T_k - m a \theta_k T_k \right) = -m Y_0, \\ \sum_{k=1}^n \left(GI_d \theta_k T_k + GI_d \frac{1}{\omega_k^2} \theta_k T_k + m a Y_k T_k - m r^2 \theta_k T_k \right) = -m a Y_0. \end{cases} \quad (7)$$

Применяя метод разделения переменных и предполагая, что система совершает колебания одной из нормальных форм, из решения однородной части системы уравнений (3) для k -й формы собственных изгибно-крутильных колебаний получим:

$$\begin{cases} EI_x Y_k^{IV} - m \omega_k^2 (Y_k - a \theta_k) = 0, \\ GI_d \theta_k^{IV} - m \omega_k^2 (a Y_k - r^2 \theta_k) = 0. \end{cases} \quad (8)$$

С учетом значений Y_k^{IV} и θ_k^{IV} , полученных из (8), система уравнений (7) примет следующий вид:

$$\begin{cases} \sum_{k=1}^n (Y_k - a \theta_k) (T_k + \gamma \omega_k T_k + \omega_k^2 T_k) = -Y_0, \\ \sum_{k=1}^n (a Y_k - r^2 \theta_k) (T_k + \gamma \omega_k T_k + \omega_k^2 T_k) = -a Y_0. \end{cases} \quad (9)$$

Умножая первое уравнение системы (9) Y_0 , второе уравнение на θ_0 , а затем вычитая из первого уравнения второе, получим:

$$\begin{aligned} & \sum_{k=1}^n [Y_k Y_j - a (\theta_k Y_j - Y_k \theta_j) + r^2 \theta_k \theta_j] \times \\ & \times (T_k + \gamma \omega_k T_k + \omega_k^2 T_k) = - (Y_j - a \theta_j) Y_0. \end{aligned} \quad (10)$$

Интегрируя (10) от 0 до n по переменной z и используя условие ортогональности:

$$\begin{aligned} & \int_0^n [Y_k Y_j - a (\theta_k Y_j - Y_k \theta_j) + \\ & + r^2 \theta_k \theta_j] dz = \begin{cases} 0 & \text{при } k \neq j, \\ \int_0^n (Y_k^2 - 2a \theta_k Y_k + r^2 \theta_k^2) dz & \text{при } j = k, \end{cases} \end{aligned}$$

получим:

$$\ddot{T}_k + \gamma \omega_k \dot{T}_k + \omega_k^2 T_k = -D_k Y_0 \quad (k = 1, 2, 3, \dots), \quad (12)$$

где

$$D_k = \frac{\int_0^H (Y_k - \alpha \Theta_k) dz}{\int_0^H (Y_k^2 - 2\alpha \Theta_k Y_k + r^2 \Theta_k^2) dz}. \quad (13)$$

Выражения (12) представляют собой независимые дифференциальные уравнения для определения нормальных координат T_k . Не приводя выкладок, непосредственно запишем частные решения этих уравнений, удовлетворяющие нулевым начальным условиям:

$$T_k(t) = -\frac{D_k}{\omega_k} \int_0^t Y_0(\tau) e^{-\frac{\gamma}{2} \omega_k (t-\tau)} \sin \omega_k (t-\tau) d\tau \quad (k = 1, 2, 3, \dots). \quad (14)$$

Тогда, согласно (5), решение системы дифференциальных уравнений (3) будет иметь вид:

$$y(z, t) = -\sum_{k=1}^{\infty} Y_k(z) \frac{D_k}{\omega_k} \int_0^t Y_0(\tau) e^{-\frac{\gamma}{2} \omega_k (t-\tau)} \sin \omega_k (t-\tau) d\tau; \quad (15)$$

$$\theta(z, t) = -\sum_{k=1}^{\infty} \Theta_k(z) \frac{D_k}{\omega_k} \int_0^t Y_0(\tau) e^{-\frac{\gamma}{2} \omega_k (t-\tau)} \sin \omega_k (t-\tau) d\tau. \quad (16)$$

Выражения (15), (16) представляют собой решения задачи изгибно-крутильных колебаний многоэтажных зданий рассматриваемой конструкции при сейсмических воздействиях. Они полностью решают поставленную задачу, поскольку позволяют определить все кинематические и силовые факторы изгибно-крутильных колебаний многоэтажных зданий ствольной конструктивной системы.

По разработанной методике составлена программа расчета на ЭВМ ЕС 1022 и выполнены расчеты для 16-этажного здания с ядром жесткости, возводимого методом подъема, при различных акселерограммах реальных 7-балльных землетрясений.

Характеристики использованных акселерограмм землетрясений приведены в [2]. Для каждой акселерограммы землетрясений определялись прогибы ускорения, сейсмические силы, углы поворота сечений, изгибающие и крутящие моменты, перерезывающие силы и другие параметры по высоте ядра жесткости (рис. 2). Анализ полученных результатов показывает, что усилия в ядре жесткости суще-

ственно зависят от величины эксцентриситета. Причем, крутящие моменты по мере увеличения эксцентриситета резко возрастают, а изгибающие моменты, наоборот, несколько уменьшаются.

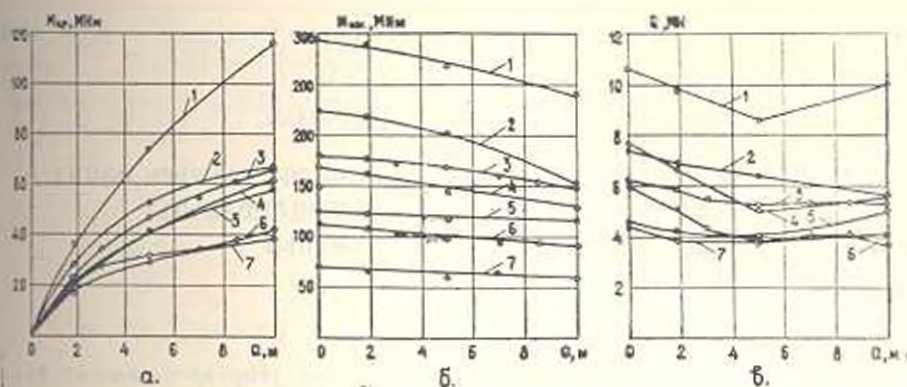


Рис. 2. Изменение крутящего (а), изгибающего (б) моментов и перерезывающей силы (в) в заделке ядра жесткости 16-этажного здания в зависимости от величины эксцентриситета: 1. Акс. № 28 — 7 — А; 2. Акс. № 9 — 7 — А; 3. Акс. № 36 — 7 — Я; 4. Акс. № 20 — 7 — Я; 5. Акс. № 25 — 7 — Я; 6. Акс. № 16 — 7 — А; 7. Акс. № 42 — 7 — А.

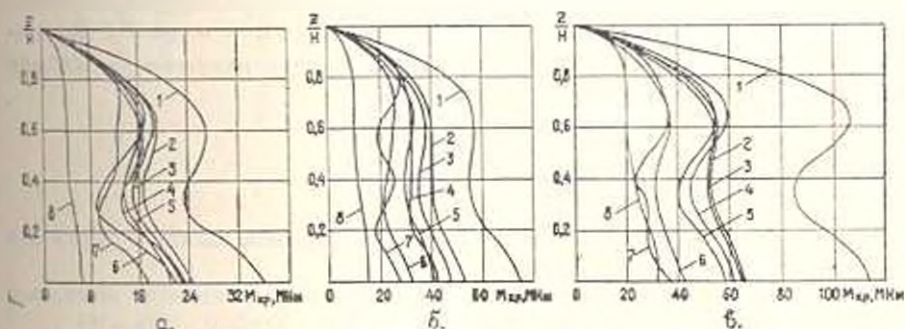


Рис. 3. Изменение крутящего момента по высоте ядра жесткости 16-этажного здания при различных значениях эксцентриситета: а — $e = 1,85$ м; б — $e = 5,4$ м; в — $e = 10$ м. 1. Акс. № 28 — 7 — А; 2. Акс. № 9 — 7 — А; 3. Акс. № 36 — 7 — Я; 4. Акс. № 20 — 7 — Я; 5. Акс. № 25 — 7 — Я; 6. Акс. № 16 — 7 — А; 7. Акс. № 42 — 7 — А; 8. По СНиП II-7-81.

Сопоставление приведенных на рис. 3 данных свидетельствует, что крутящие моменты в ядре жесткости, полученные из расчета здания с учетом изгибно-крутильных смещений в несколько раз превышают аналогичные результаты, вычисленные в соответствии с рекомендациями СНиП II-7-81.

Проведенное исследование показывает, что изменение эксцентриситета существенным образом влияет на параметры напряженно-деформированного состояния многоэтажных зданий с ядрами жесткости.

Использование разработанной методики позволяет выполнить расчеты многоэтажных зданий ствольной конструктивной системы на сейсмические воздействия с применением ЭВМ.

ВПЭКТН

7. IX. 1988

Թ. Ն. ՍԱՆՎԻՐՈՒՄ, Է. Ս. ՍԱՐԳՍՅԱՆ

ՀԻՄՆԱՆՑՔԱՅԻՆ ԿԱՌՈՒՅՎԱԾՔԱՅԻՆ ՀԱՄԱԿԱՐԳԻ ՇՆՆՔԵՐԻ ՍԻՄՎԱՆ
ԵՎ ՈՂՈՐՄԱՆ ՏԱՏԱՆՈՒՄՆԵՐԸ ԵՐԿՐԱՇԱՐԺԱԿԱՆ
ԱՁԴԵՑՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԴԵՊՔՈՒՄ

Ս. մ փ ո փ ա ռ մ

Բերվում է կոշտության միջուկով բարձրահարկ շենքերի համատեղ ծրման և ոլորման տատանումների հաշվարկային մեթոդ երկրաշարժական ազդեցությունների դեպքում: Կազմված և լուծված է շենքերի երկրաշարժական տատանումների դիֆերենցիալ հավասարումների համակարգը, որտեղ սերբին ուժերի շփումը հաշվի է առնված ըստ Ֆոյխտի հիպոթեզի: ԷՀՄ-ի վրա կատարված է 16 հարկանի շենքերի հաշվարկները բնորոշ երկրաշարժերի ակտիվություններով:

Հետազոտությունը ցույց է տալիս, որ դանդաղածների և կոշտության կենտրոնների համընկնելիության պայմանի խախտումը էապես ազդում է կոշտության միջուկով բարձրահարկ շենքերի դեֆորմացիոն-լարվածային վիճակի վրա:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Саакян А. О., Саакян Р. О., Шихназарян С. Х. Возведение зданий и сооружений методом подъема.—М.: Стройиздат, 1982.—551 с.
2. Назаров А. Г., Дарбинян С. С. Основы количественного определения интенсивности сильных землетрясений—Ереван: Изд-во АН АрмССР, 1974.—165 с.

Изв. АН АрмССР (сер. ТН), т. XI.1, № 2, 1988

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

В. М. ДОРОФЕЕВ, О. К. ПОГОСЯН

МЕТОДИКА ПОСТРОЕНИЯ РЕГИОНАЛЬНОЙ
СТАТИСТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ
СЕЙСМИЧЕСКОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ

Большое внимание в теории сейсмостойкости уделяется вопросам статистического метода расчета сооружений. В общем случае реальные сейсмические воздействия представляются в виде нестационарных случайных процессов $Z_k(t)$. В частности, для представления таких

сейсмических воздействий было предложено ускорение грунта $W(t)$ принимать в виде

$$W(t) = \sum_k A_k(t) Z_k(t), \quad (1)$$

где $A_k(t)$ — детерминированные функции времени, а $Z_k(t)$ — стационарные случайные функции [1]. Часто в исследованиях ограничиваются первым членом суммы (1) и записывают ускорение грунта в виде [2, 3]:

$$W(t) = A(t) Z(t). \quad (2)$$

Такое представление ускорения игнорирует изменение частотного состава колебаний почвы в процессе землетрясения. Выбор модулирующей функции $A(t)$ произвольный и для многих записей сейсмических воздействий выбирается в виде

$$A(t) = A_0 e^{-ct}, \quad A(t) = A_0 (e^{-c_1 t} - b e^{-c_2 t}),$$

где c, c_1, c_2, b, A_0 — постоянные коэффициенты для каждого землетрясения, которые в общем случае могут меняться в зависимости от параметров, определяющих конкретный вид сейсмического воздействия. В практических расчетах они могут быть определены соответствующим подбором.

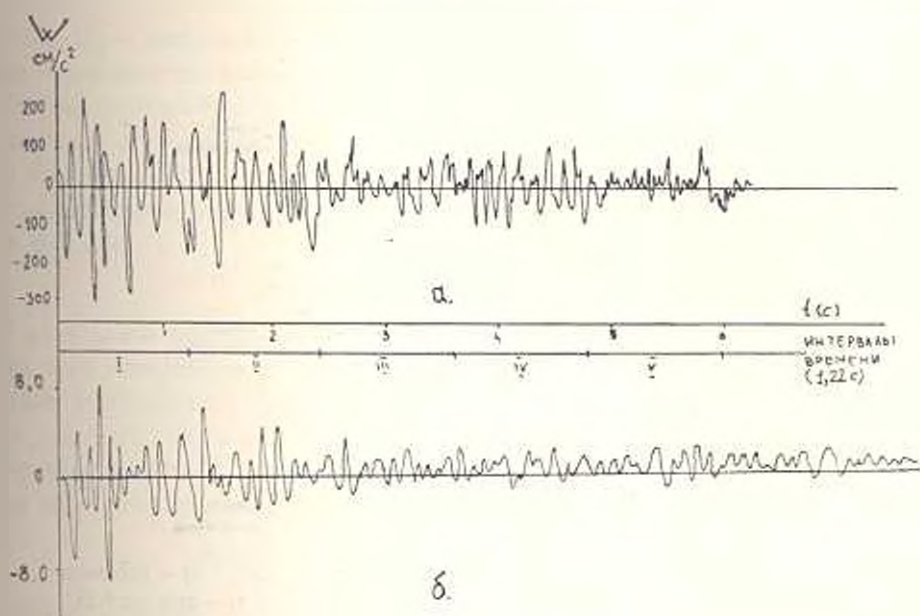


Рис 1. Акселерограммы землетрясений: а) — искусственная; б) — зарегистрированная на станции ИСС №2 г. Еревана 25.12.78 г.

Для случайного стационарного процесса определяются его среднее значение, дисперсия и автокорреляционная функция $K_{xx}(\tau)$, после чего определяется автокорреляционная функция $K_{xx}(t_1, t_2)$ нестационарного процесса, описываемого формулой (2):

$$K_{ww}(t_1, t_2) = A(t_1) A(t_2) K_{xx}(\tau), \quad \text{где } \tau = t_2 - t_1.$$

После того, как корреляционная функция ускорения грунта определена, вероятностные характеристики сейсмических колебаний системы могут быть установлены на основе теории случайных функций. В силу недостаточности информации о сейсмическом процессе $W(t)$ в расчетах, как правило, используются выражения для $W'(t)$, учитывающие некоторые общие соображения и ориентировочные данные для редких и различных сильных землетрясений.

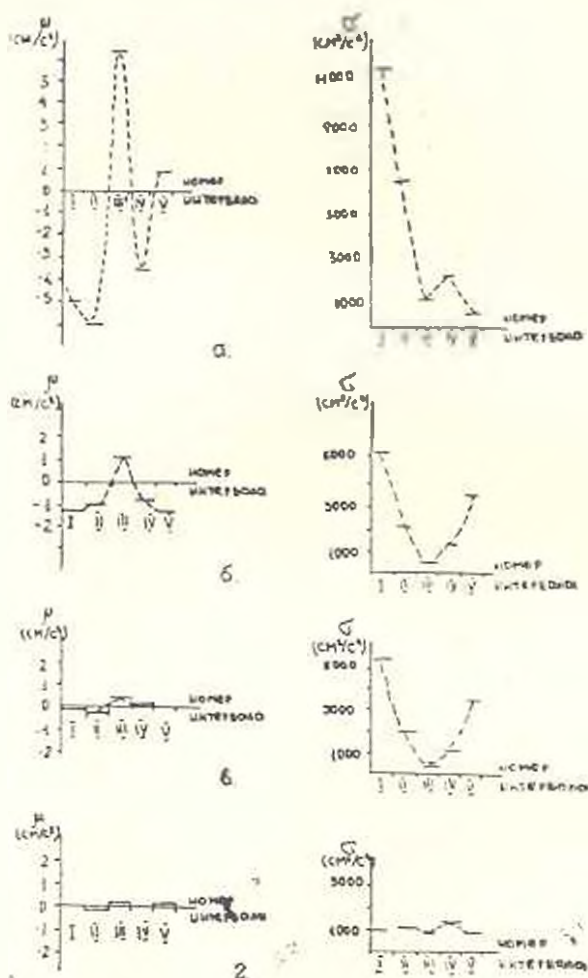


Рис. 2. Средние значения $\mu(t)$ и дисперсия $\sigma(t)$ для: а) — акселерограмм рис. 1; б) — процесса $Z_1(t)$; в) — процесса $Z_2(t)$; г) — процесса $Z(t)$.

В настоящей работе осуществляется построение на основе гипотезы эргодичности статистической модели сейсмического воздействия одной из эпицентральных зон для г. Еревана (зона (1) из [4]). Модель строится по искусственной акселерограмме сильного воздействия (рис. 1а), полученной по методике [5] (рис. 1б).

Параметры сейсмического процесса определяются следующим образом: исходная акселерограмма (рис. 1а), разбивается на ряд эре-

менных интервалов, в течение каждого из которых процесс считается стационарным. Для каждого интервала вычисляются выборочные средние значения μ и дисперсии σ [6]:

$$\mu = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N W_i; \quad \sigma = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (W_i - \mu)^2.$$

На основе полученных данных прослеживаем изменения μ и σ во времени. На рис. 2 изображены μ и σ для временных интервалов, равных 1,22 акселерограммы рис. 1 а. Затем подбирается такая детерминированная функция $A(t)$, для которой возможно представление (2). Поскольку, как видно из рис. 2 а, наблюдается нестационарность как по среднему значению, так и по дисперсии, построение детерминированной функции легче осуществить в несколько приемов. Вначале подбираем некоторую функцию $A_1(t)$, деление на которую приводит к процессу со средним значением, равным по модулю единице. Для анализируемой акселерограммы на основе метода наименьших квадратов подобрана функция: $A_1(t) = 0,4t^2 + 1,8t + 4$. Значения μ и σ для получаемого процесса представлены на рис. 2б.

Таким образом получаем промежуточный результат:

$$W(t) = A_1(t) Z_1(t),$$

где $Z_1(t)$ — нестационарный случайный процесс, для которого средние значения сигнала по рассматриваемым интервалам времени по модулю приблизительно равны единице. На следующем этапе подбираем такую детерминированную функцию $A_2(t)$, вычитание которой из процесса $Z_1(t)$ позволило бы получить новый процесс $Z_2(t)$ с нулевым средним значением. В рассматриваемом случае была подобрана функция

$$A_2(t) = -1,1 + 0,1t^{20}e^{-10t}.$$

В результате получен процесс $Z_2(t)$ со значением μ , близким к нулю для всех интервалов, и σ , представленными на рис. 2 в. На следующем этапе подбирается такая детерминированная функция $A_3(t)$, деление на которую приводило бы к процессу $Z(t)$ с постоянной для всех участков записи дисперсией. С помощью метода наименьших квадратов получено выражение

$$A_3(t) = 0,1 \sqrt{594t^2 - 2968t + 6979},$$

которое приводит к процессу со значениями μ и σ , представленными на рис. 2 г.

Таким образом, для акселерограммы $W(t)$ имеем представление

$$W(t) = A_1(t) [A_2(t) + A_3(t) Z(t)],$$

где случайный процесс $Z(t)$ имеет среднее значение, близкое к нулю, и дисперсию, близкую к $1000 \text{ см}^2/\text{с}^4$ для различных временных интервалов. Для того, чтобы достаточно надежно можно было процесс

$Z(t)$ считать стационарным, следует [6] сравнить для различных интервалов времени оценки плотности вероятности f_z по формуле

$$f_z(n\delta) = \frac{p_{(n)}}{\delta}, \quad n = 0, \pm 1, \dots, \pm N,$$

где $p_{(n)}$ — число наблюдений z из интервала

$$\left(n - \frac{1}{2}\right)\delta \leq Z \leq \left(n + \frac{1}{2}\right)\delta.$$

Здесь $2N$ — количество интервалов, на которое разбита разность значений $Z_{\max} - Z_{\min}$, а $\delta = \frac{Z_{\max} - Z_{\min}}{2N}$ — величина такого интервала.

Анализ рис. 2 позволяет сделать вывод, что выделенный случайный процесс $Z(t)$ можно считать стационарным. Для такого процесса можно получить оценку нормированной автокорреляционной функции

$$K_{zz}(\tau) = \frac{R_{zz}(\tau)}{R_{zz}(0)}, \quad \tau = t_1 - t_2,$$

где $R_{zz}(\tau)$ для дискретных значений $\tau = k\Delta$ (Δ — шаг цифровки) имеет вид:

$$R_{zz}(k) = \frac{1}{N} \sum_{i=0}^{N-k} (Z_i - \bar{z})(Z_{i+k} - \bar{z}), \quad k = 0, 1, \dots, N-1.$$

Функция $K_{zz}(\tau)$ достаточно хорошо аппроксимируется аналитическим выражением

$$K_{zz}(\tau) = e^{-10\tau} \cos 46\tau.$$

Таким образом, по искусственной акселерограмме сильного движения, построенной по экспериментальной записи для конкретной очаговой зоны, зарегистрированной на станции ИСС № 2 г. Еревана, расположенной на территории, характеризующей осредненные условия для города, построена пробная статистическая модель сейсмического воздействия в виде суммы некоторой детерминированной функции (рис. 3) и случайного процесса, представленного стационарным процессом, модулированным детерминированной функцией (рис. 4).

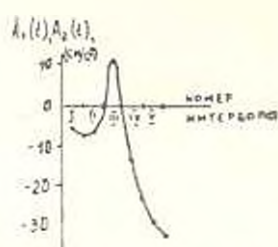


Рис. 3. Функция $A_1(t)A_2(t)$.

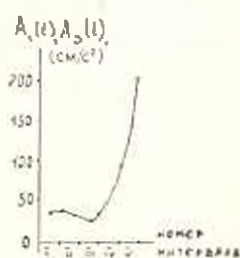


Рис. 4. Функция $A_1(t)A_2(t)$.

Изложенная методика позволяет приводить записи накапливаемого ансамбля исходных воздействий для конкретной очаговой зоны к одноволновому представлению. Изучение же изменения двух детерминированных функций разложения и плотности вероятности стационарного процесса в зависимости от воздействий изучаемого ансамбля могут позволить в дальнейшем получить обоснованную нестационарную модель сейсмического воздействия для изучаемого региона.

ЦНИИСК ЕроАЭП

23. II. 1986

Վ. Բ. ՄԱՐԳԱՐՅԱՆ, Է. Կ. ԳՈՂՈՍՅԱՆ

ԵՐԿՐԱՇԱՐԺԱԿԱՆ ԱՉԴԵՑՈՒԹՅԱՆ ՏԵՂԱԿԱՆ ՎԻՃԱԿԱԳՐԱԿԱՆ ՄՈԴԵԼԻ ԿԱՌՈՒՅՐՈՒՄԸ ԻՆՏԵՐՄԻԿԱՆ

Ա մ փ ո փ ու մ

Նրանք բաղաճի մի էություններն գոտու համար դիտարկված է երկրաշարժական ազդեցության վիճակագրական մոդելի կառուցումը՝ օգտագործելով արհեստական ակտիվություն, որը ստացված է նրանք բաղաճի ինժեներական երկրաշարժական ծառայության կալանում գրանցված երկրաշարժի տվյալներով:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Бодотин В. В. Статистические методы в строительной механике.—М.: Стройиздат, 1965.—201 с.
2. Айзенберг Я. М. Сооружения с выключающимися связями для сейсмических районов.—М.: Стройиздат, 1976.—229 с.
3. Рассказовский В. Т., Алиев Н. Х. Модель нестационарного сейсмического процесса//Строительство в особых условиях. Сейсмостойкое строительство: Науч.-тех. реф. сб.—М., 1981. Сер. 11. Вып. 4. С. 18—22.
4. Пирюзян С. А. Опыт детального сейсмического районирования территории большого Ереванского района.—Ереван: Айтастан, 1969.—92 с.
5. Раутиан Т. Г. Построение сейсмограмм сильных землетрясений по широкополосным записям слабых//Бюллетень по инженерной сейсмологии.—1975.—№. 9. С. 85—97.
6. Дженкинс Г., Ватс Д. Спектральный анализ и его приложения.—М.: Мир, 1972.—316 с.

Изв. АН АрмССР (сер. ТН), т. XLI, № 2, 1988

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

Ю. А. ГАСПАРЯН, С. А. МАРГАРЯН, Б. Ю. ГАСПАРЯН, А. Г. МАПУЧАРЯН

ИМПЕДАНСНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ОБЪЕМНЫХ ПОЛЫХ НИЗКОЧАСТОТНЫХ ЗВУКОПОГЛОТИТЕЛЕЙ

Многие виды современных объемных низкочастотных резонансных звукопоглотителей (ОНРЗП) состоят из полых объемных кон-

струкций с входным отверстием, ограниченных жесткой поверхностью. Звукопоглощающие свойства таких резонаторов характеризуются акустическим импедансом и коэффициентом звукопоглощения (КЗП). Определение КЗП основывается на решении теоретической задачи о рассеянии, поглощении и дифракции плоской звуковой волны на поллой твердой сфере с входным отверстием, соответствующем углу раскрытия 2θ , диаметр которого $2r_0$ мал по сравнению с диаметром сферы $2a$. Теоретические вопросы для мягких и твердых сфер исследованы в [1—4], но эти данные недостаточны для определения КЗП, т. к. в них не учтены коэффициенты трансформации, характеризующие акустические потери, в частности, линейные потери на теплопроводность при трении воздуха, обусловленные вязкостью, тепловой релаксацией, теплопроводностью, и нелинейные потери (завихрения, циркуляция), образуемые с введением различных элементов в резонирующую полость ОНРЗП. Согласно Ф. Морзу условный коэффициент звукопоглощения $\alpha_v(f) = \frac{Q_a}{S_{\text{псф}}}$ характеризует эффективное сечение поглощения объемного полого поглотителя Q_a к площади поверхности звукопоглощения поллой сферы $S_{\text{псф}}$ и представляется выражением:

$$\alpha_v(f) = 0.25 (ka)^2 \sum_{n=0}^{\infty} (2n+1)(1-|B_n|^2), \quad (1)$$

где

$$Q_a = \pi k \sum_{n=0}^{\infty} (2n+1)(1-|B_n|^2);$$

$$S_{\text{псф}} = 4\pi a^2(1 - 6/180) + 2\pi r_0^2.$$

Коэффициент отражения сферической волны порядка n равен:

$$B_n = \frac{\frac{Z}{\rho c} (ka D_n)^2 + \left| 1 + j \frac{Z}{\rho c} \frac{D_n'}{D_n} \cos(\delta_n - \delta_n') \right|}{\frac{Z}{\rho c} (ka D_n)^2 - \left| 1 + j \frac{Z}{\rho c} \frac{D_n'}{D_n} \cos(\delta_n - \delta_n') \right|} e^{-2j\delta_n}. \quad (2)$$

Здесь $D_n(ka)$, $D_n'(ka)$ — амплитуда и их производные сферических функций Бесселя, определяемые по формулам:

$$|D_n(ka)|^2 = |J_n(ka)|^2 + |N_n(ka)|^2; \quad |D_n'(ka)|^2 = |J_n'(ka)|^2 + |N_n'(ka)|^2,$$

где $J_n(ka)$, $J_n'(ka)$, $N_n(ka)$, $N_n'(ka)$, $\delta_n(ka)$, $\delta_n'(ka)$ — сферические функции Бесселя 1-го и 2-го рода, их производные, а также фазовые углы сферических функций Бесселя и их производные. При этом необходимо воспользоваться следующими приближенными выражениями производных фазовых функций:

$$ka \rightarrow \infty, \quad D_n = (ka)^{-1}; \quad \delta_n = ka - 0.5\pi; \quad \delta_n' = ka - 0.5\pi(n+1);$$

$$\delta_n''(ka) = -n(n+1)^{-1} \delta_n'(ka), \quad k \gg n, \quad ka \gg 1 \quad ka < 2n+1 \quad ka \gg 1,$$

где a , r , r_0 — наружный, внутренний радиусы, толщина стенки и радиус входного отверстия резонатора; $r_0 = a \sin \theta$; ka — параметр.

Оптимальные величины активных составляющих импеданса, при которых полностью поглощается звуковая волна порядка $n=0, 1, 2, 3, 4$. Импеданс колеблющейся массы сферического резонатора Z_r состоит из входного импеданса горла, который определяется как

$$Z_r = j \omega \rho_{эф} l_g \quad (3)$$

где l_g — длина горла входного импеданса;

$$\rho_{эф} = \rho \left[1 - \frac{2J_1(x) \overline{J_1(x)}}{x J_0(x) \overline{J_0(x)}} \right]$$

— эффективный модуль сжатия воздуха;

$$\chi = \left(\frac{\omega \rho}{\eta} \right)^{1/2}$$

Используя результаты Рэлея для распространения звуковой волны в малой цилиндрической трубе и упрощенные Н. Б. Крендаллом, при $\chi \ll 1$ можно судить о наличии ламинарности потока воздуха в резонаторе (низкие частоты), а при $\chi \gg 1$ — турбулентности в потоке (высокие частоты) и тогда: $\rho_{эф} = \rho \left(1 + 2 \frac{\chi^2}{x} \right)$. В соответствии с законом Пуаззеля и формулы (3) импеданс приобретает вид:

$$Z_r = \rho l_g r_0^{-1} (2\mu\omega)^{-1} + j\omega \rho l_g [1 + r_0^{-2} (2\chi\omega)^{-1}] \quad (4)$$

где $\mu = 1,88 \cdot 10^{-4}$ г/с·см, η — коэффициент вязкости и динамическая вязкость воздуха; $\rho = 1,29 \cdot 10^{-3}$ г·см⁻³ — невозмущенная плотность воздуха; J_0 , J_1 — цилиндрические функции Бесселя нулевого и первого порядка. Воздушная пробка в горле резонатора связана с двух сторон со звуковым полем колеблющимися массами окружающей среды и внутренней полости — объема резонатора и характеризуется импедансами $Z_{нар}$, $Z_{ин}$. Реальная часть импеданса относится к внешней стороне резонатора, т. е. из-за упругости внутреннего воздушного объема резонатора излучения не происходит. При отсутствии горла у резонатора для длинных волн в области низких частот и при $ka \ll 1$ импеданс входного отверстия сферического резонатора рассчитывается по формуле Ф. Морза:

$$\begin{aligned} Z(ka, \theta) = & (ka)^2 \sin^2 \frac{\theta}{2} + \\ & + 3j(ka)^{-1} \sin^2 \frac{\theta}{2} - jka \sin \frac{\theta}{2} \left| (\pi - \theta) \cos \frac{\theta}{2} - \sin \frac{\theta}{2} \right|. \end{aligned} \quad (5)$$

Реактивная составляющая импеданса резонатора, обусловленная реакцией эффективной массы воздуха и вязкого трения при движе-

нии через отверстие с учетом шарового излучателя, определяется по формуле:

$$y = y_m + y_{r_0} + y_6;$$

где

$$y_m = \frac{S_{\text{нф}}}{S_{\text{отв}}} \left\{ 3(ka)^{-1} \sin^2 \frac{\theta}{2} - ka \sin \frac{\theta}{2} \times \right. \\ \left. \times \left[(\pi - \theta) \cos \frac{\theta}{2} - \sin \frac{\theta}{2} \right] + \frac{\rho c (ka)^2}{1 + (ka)^2} \right\}; \\ y_6 = \left(1 - \frac{\rho_s \tau}{2ap} + \frac{ap}{6\rho_s \tau} \right) \cdot \left(\frac{\rho_s \tau}{ap} \right)^{1/2}. \quad (6)$$

При $r_0^2 f < 0.1$ и $r_0^2 f > 0.5$ реактансы для граничных случаев соответственно равны:

$$y_{r_1} = jck\rho_m \left(\frac{4}{3} \tau + \frac{16r_0}{3\pi} \right); \quad y_{r_2} = jck\rho_a \left[\tau + \frac{\tau}{r_0} \left(\frac{2\mu}{\omega\rho} \right)^{1/2} + \frac{16r_0}{3\pi} \right].$$

В реальной части (5) отсутствуют составляющие потерь, возникающих при трении воздуха, которые изменяют реальную составляющую импеданса $R = R_m + R_{r_1} + R_2$. Активная компонента импеданса R_m отверстия без учета вязкости и теплопроводности среды, вычисленная по методу Ф. Морза и с учетом коэффициента трансформации, равна:

$$R_m = \frac{S_{\text{нф}}}{S_{\text{отв}}} (ka)^2 \sin^2 \frac{\theta}{2}. \text{ Внутреннее активное сопротивление и его}$$

составляющие равны: $R_1 = R_1 + R_2 + R_3 + R_4$, при этом R_1 — удельное акустическое сопротивление пористого материала в отверстии резонатора или за ним. Вязкое сопротивление при обтекании острых кромок и неровностей заусенцев на входе и выходе отверстия резонатора вычисляется:

$$R_2 = S_{\text{отв}}^{-1} (2\rho\omega\rho)^{-1}; \quad R_3 = 0.5 (ka)^2 (\mu/\rho)^{1/2} \sin^2 (\theta_n - \theta'_n); \\ \sin (\theta_n - \theta'_n) = (ka)^{-2} (D_n D'_n)^{-1}.$$

Акустические потери во входном отверстии и в объеме резонирующей полости и сферического резонатора определяются следующим выражением:

$$R_4 + R_5 = \frac{j\omega\rho (\tau + 2\tau_1)}{F(k_{p_1} r_0)} + j \frac{2a\omega\rho}{F(k_{p_2} a)},$$

где

$$F(k_{p_2} r_0) = 1 - \frac{2I_1(k_{p_2} r_0)}{(k_{p_2} r_0) I_0(k_{p_2} r_0)}; \quad (7)$$

k_s, k_r — волновые числа вязкой волны Стокса в отверстии и полости резонатора. Эффективный комплексный модуль сжатия-упругости воздуха в полости резонатора с учетом модели Релея равен:

$$k_s = \rho c^2 \left(1 + 2 \sqrt{-\lambda_r} \frac{1-i}{BP} \right),$$

где $B = \left(\frac{\gamma \gamma}{\rho l} \right)^{1/2} \approx 1$ — для воздуха, а γ — постоянная распространения звуковой волны в отверстии и полости резонатора. Волновые числа вязких и потерь при теплопроводности:

$$k_p^2 = -j \omega \rho \mu^{-1}; \quad k_r^2 = -j \omega \gamma / \lambda_r; \quad \lambda_r = l \rho c; \quad \gamma = j \omega (\rho_s k_s)^{1/2},$$

где $\rho_s = 0,3 - 0,57 \text{ ккал кг}^\circ\text{С}$ — удельная теплоемкость для фанеры и полимерных материалов; $l = 0,04 - 0,65 \text{ Вт м}^\circ\text{К}$ — коэффициент теплопроводности.

Если размеры звукопоглотителя сравнимы или больше длины падающей звуковой волны, то возникает искажение свободного звукового поля, образуемого вокруг входного отверстия сферического резонатора. Поэтому вводится дифракционный коэффициент, который для сферического звукопоглотителя с углом раскрытия θ при $ka \ll 1$ на низких частотах равен:

$$R_d = |1 + 0,75 ka (1 - \cos \theta)^2|^{1/2}.$$

Частотная характеристика активной составляющей импеданса поверхности объемного резонатора, полученная расчетным и экспериментальным путями, показана на рис. 1.

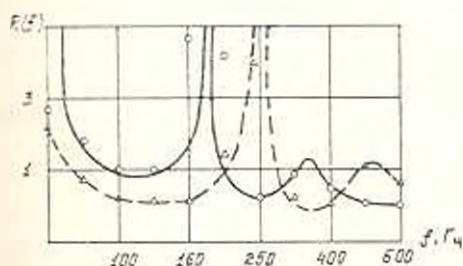


Рис. 1. Частотная характеристика активной составляющей импеданса поверхности объемного резонатора с внутренней дифракционной решеткой: $\circ-\circ-\circ$ — расчет, двухрядная дифракционная решетка; — — — эксперимент; $\Delta-\Delta-\Delta-\Delta$ — расчет, трехрядная дифракционная решетка; - - - - - эксперимент.

Расчет импедансных характеристик объемных низкочастотных резонаторов с подстановкой значений (2) — (7) в формулу (1) показал, что оптимальными диаметрами сферических звукопоглотителей, при которых происходит максимальное звукопоглощение в низкочастотном диапазоне (63—200 Гц), являются: $D=20 \text{ см}$ при $\theta=3-15^\circ$ и

$D=40$ см при $\theta=7-15^\circ$. Частотная характеристика инерционного импеданса в зависимости от угла раскрытия 2θ входного отверстия и D сечения сферического резонатора к длине падающей звуковой волны D/λ , показана на рис. 2.

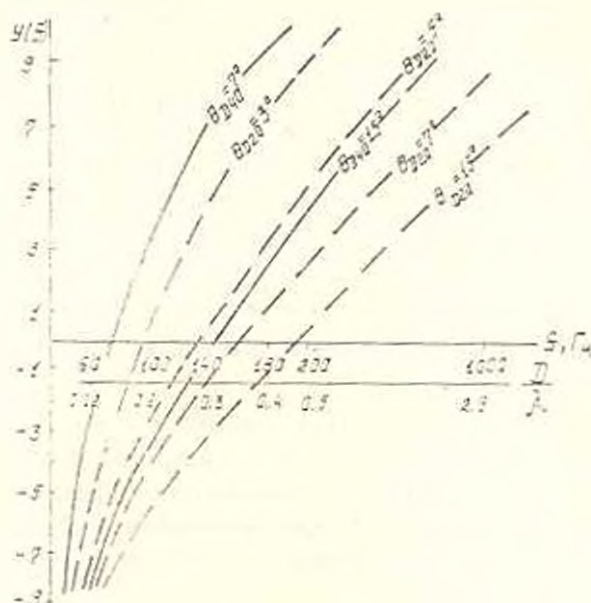


Рис. 2. Частотные зависимости инерционного импеданса сферического резонатора диаметром D с входным отверстием ϵ и углом раскрытия 2θ , рассчитанные при модах первого порядка: --- — $D=20$ см при $\theta=3 \div 15^\circ$; — — — — $D=40$ см, при $\theta=7 \div 1^\circ$.

ՅՈՒՆ. Ա. ԿՈՄՊՈԶԻՑԻԱ, Ս. Ա. ՄԱՐԳԱՐԻՅԱՆ, Բ. ՅՈՒՆ, ԿՈՄՊՈԶԻՑԻԱ, Ս. Գ. ԵՐԱՆՈՎՅԱՆՆԵՐ

ՄԱՎԱԼԱՅԻՆ ՄԱՐԵԶ ՑԱՄԻ ԶԱՆԱՆԱԿԱՆ ՉԱՅՆԱԿԱՆՈՒՆԵՐԻ ԻՄԳՆԻԿԱՆՈՒՄԱՅԻՆ ԲՆՈՒԹԱԳԻՐԵՐԸ

Ա մ փ ո փ ո լ մ

Դիտարկված են գեղատի ծավալային ռեզոնանսային ծավալային իմպեդանսային բնութագրերը, հաշվի առնելով ձայնադիտական կորուստները, որոնք ազդում են կառուցվածքի ամբողջական իմպեդանսի ակտիվ և ռեակտիվ բաղադրիչների վրա: Խոստում այդ կորուստները ունենում են նշանակալից ազդեցություն ռեզոնանսի ակտիվ դիմադրության և ձայնակլանման գործակցի վրա, հատկապես ցածր հաճախականության տիրույթում: Բերված են նպատակահարմար տրամաբանություններ, հաշվի առնելով ձայնակլանիչների մուտքային անցքերը, որոնց առկայությամբ ցածր հաճախականությամբ տիրույթում տեղի է ունենում առավելագույն ձայնակլանում:

1. Борисов Л. А., Велижанова К. А. Расчет коэффициента звукопоглощения объемного поглотителя в виде сферы // Акустический журнал. 1967. — Т. XIII, № 2 — с. 289—292.
2. Велижанова К. А., Воинова Е. А., Сапирова И. Д. Влияние потерь в объеме резонатора на его акустические характеристики // Акустический журнал — 1985. — Т. XXXI, № 3. — с. 386—387.
3. Melling T. H. The acoustic impedance of perforates at medium and high sound pressure levels // JASA. — 1973. — V. 29, № 1, — P. 1—65.

Изв. АН АрмССР (сер. ТН), т. XLII, № 2, 1988

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

В. Б. ПЕРСЕСЯН

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ СООТНОШЕНИЙ МАГНИТНОЙ ЦЕПИ ВИХРЕТОКОВОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ

Наиболее важной при разработке и конструировании измерительных преобразователей является задача определения их оптимальных параметров при данной измеряемой величине. Определим оптимальные параметры магнитной цепи вихрекового преобразователя, основываясь на условии передачи максимума мощности от измеряемого к измерительному узлу [1]. Воспользуемся дифференциальной конструкцией вихрекового преобразователя, рассмотренного в [2], где осуществлен расчет магнитной цепи и получены закономерности распределения магнитных потенциалов между стержнями магнитопровода и потока в этих участках. При нулевом значении координаты эти закономерности преобразуются в уравнения пассивного четырехполюсника [3]:

$$U_0 = AU_1 + B(\Phi_p - \Phi_n); \quad (1)$$

$$\Phi_0 = CU_1 + D(\Phi_p - \Phi_n). \quad (2)$$

где $A = D = \operatorname{ch} \sqrt{Z_g} l$, $B = \sqrt{\frac{Z_p}{Z_g}} \operatorname{sh} \sqrt{Z_g} l$, $C = \sqrt{\frac{Z_p}{Z_g}} \operatorname{sh} \sqrt{Z_g} l$ — комплексные постоянные четырехполюсника; Φ_0 и U_0 — входной магнитный поток и напряжение четырехполюсника; $\Phi_p - \Phi_n$ и U_1 — выходной магнитный поток и напряжение четырехполюсника; Z_p , Z_g — полное комплексное магнитное сопротивление между участками бокового стержня и полная проводимость рассеяния между ними на длине l .

Магнитная цепь представлена в виде пассивного четырехполюсника, на входных зажимах которого подключены E_s — м. д. с. обмотки

возбуждения и $Z_{\text{ин}}$ — полное комплексное магнитное сопротивление среднего стержня, а на выходных зажимах: $Z_{\text{ин}}$, R_0 и $Z_{\text{нн}}$ — полные комплексные магнитные сопротивления соответственно участка бокового стержня, воздушного зазора между торцами магнитопровода и контролируемого изделия (рис. 1), причем, четырехполюсником отмечен участок цепи / с потоком рассеяния.



Рис. 1. Схема замещения вихрекового преобразователя.

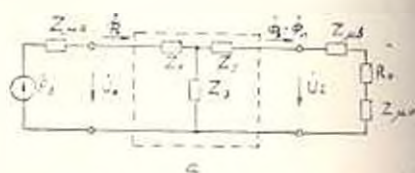


Рис. 2. Т-образная и П-образная эквивалентные схемы участка магнитной цепи представленной четырехполюсником.

Если воспользоваться известными соотношениями [1] между постоянными четырехполюсника и элементами схемы замещения, то представляется возможным получить для Т и П-образной схемы (рис. 2) расчетные уравнения, в которых комплексные магнитные сопротивления Z выражаются через параметры магнитной цепи Z_0 и g . Выражая эти параметры через $Z_{\text{нн}}$ с использованием условия согласованной нагрузки четырехполюсника обеспечивается решение поставленной задачи.

Параметры Т-образной схемы через коэффициенты A , B , C , D выражаются [1] (рис. 2 а):

$$Z_1 = Z_2 = \frac{A - 1}{C} = \frac{\text{ch} \sqrt{\frac{Z_{\text{нн}}}{g}} - 1}{\sqrt{\frac{g}{Z_{\text{нн}}} \text{sh} \sqrt{\frac{Z_{\text{нн}}}{g}}}}$$

$$Z_3 = \frac{1}{C} = \frac{1}{\sqrt{\frac{g}{Z_{\text{нн}}} \text{sh} \sqrt{\frac{Z_{\text{нн}}}{g}}}}$$

а параметры П-образной схемы (рис. 2 б) —

$$Z_1 = B = \sqrt{\frac{Z_{\text{нн}}}{g} \text{sh} \sqrt{\frac{Z_{\text{нн}}}{g}}}$$

$$Z_2 = Z_3 = \frac{B}{A - 1} = \frac{\sqrt{\frac{Z_{\text{нн}}}{g} \text{sh} \sqrt{\frac{Z_{\text{нн}}}{g}}}}{\text{ch} \sqrt{\frac{Z_{\text{нн}}}{g}} - 1}$$

Величины $Z_{\mu 0}$ и $Z_{\mu 1}$ по сравнению с величинами Z_1 и Z_2 намного малы, поэтому ими можно пренебречь и считать, что четырехполюсник нагружен на сопротивление $R_0 + Z_{\mu 1}$.

В этом случае условие согласованной нагрузки четырехполюсника будет

$$Z_c = \sqrt{\frac{A \cdot B}{C \cdot D}} = R_0 + Z_{\mu 1} \quad (3)$$

С учетом значения A , B , C , D выражение (3) перепишем:

$$Z_c = \sqrt{\frac{Z_{\mu 1}}{g}} \quad (4)$$

Обозначим: $Z_{\mu 1} = r_{\mu 1} + jx_{\mu 1}$ и $Z_{\mu 11} = r_{\mu 11} + jx_{\mu 11}$. Здесь $r_{\mu 1}$, $x_{\mu 1}$ — эквивалентные активное и индуктивное магнитные сопротивления участка цепи; $r_{\mu 11}$, $x_{\mu 11}$ — активное и индуктивное магнитные сопротивления контролируемого изделия. Величины $r_{\mu 11}$ и $x_{\mu 11}$ определяются [2] выражениями:

$$r_{\mu 11} = \omega \frac{x_{\mu 1}}{r_{\mu 1}^2 + x_{\mu 1}^2}; \quad x_{\mu 11} = \omega \frac{r_{\mu 1}}{r_{\mu 1}^2 + x_{\mu 1}^2} \quad (5)$$

где ω — угловая частота; $r_{\mu 1}$, $x_{\mu 1}$ — активное и индуктивное эквивалентные электрические сопротивления контролируемого проводящего изделия.

С учетом (5) выражение (4) можно переписать

$$R_0 + \omega \frac{x_{\mu 1}}{r_{\mu 1}^2 + x_{\mu 1}^2} + j\omega \frac{r_{\mu 1}}{r_{\mu 1}^2 + x_{\mu 1}^2} = \sqrt{\frac{Z_{\mu 1}}{g}} \quad (6)$$

и после преобразований получим

$$z_{\mu 0}^2 \cos \varphi_{\mu 0} + jz_{\mu 0}^2 \sin \varphi_{\mu 0} = (z_{\mu 1} + jx_{\mu 1}) \frac{1}{g}$$

откуда

$$r_{\mu 0} = z_{\mu 0}^2 g \cos \varphi_{\mu 0}, \quad x_{\mu 0} = z_{\mu 0}^2 g \sin \varphi_{\mu 0} \quad (7)$$

где

$$r_{\mu 0} = R_0 + \frac{x_{\mu 11}^2}{r_{\mu 1}^2 + x_{\mu 1}^2}, \quad z_{\mu 0} = \sqrt{\frac{r_{\mu 1}^2 + x_{\mu 1}^2}{r_{\mu 1}}}, \quad \varphi_{\mu 0} = \arctg \frac{x_{\mu 11}}{z_{\mu 0}}$$

Величины R_0 и g обычно задаются, исходя из производственных условий, а $z_{\mu 0}$ и $x_{\mu 0}$ определяются через $Z_{\mu 0}$ по выражению (7).

Эквивалентное комплексное магнитное сопротивление $Z_{\mu 11}$ и его активное $r_{\mu 11}$ и индуктивное $x_{\mu 11}$ части определяются экспериментальным путем. Для этой цели подготовили ряд образцов с идентичными проводимостями и с известными толщинами. С помощью измерительного моста типа Е7-8 измерялись вносимое активное электрическое

сопротивление и индуктивность со стороны обмотки возбуждения при различных толщинах изделия. Измерение было осуществлено для алюминиевых образцов. На основании этих измерений построены $r_{\text{вн}}(h)$ и $L_{\text{вн}}(h)$ для сим-сти (рис. 3).

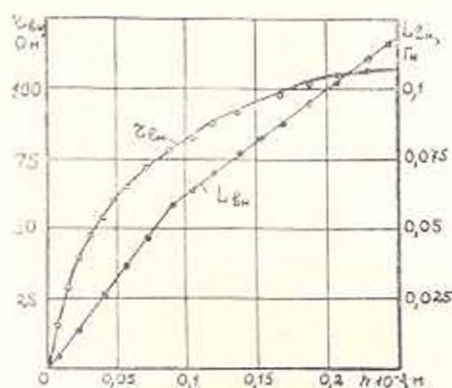


Рис. 3. Вносимые активное электрическое сопротивление и индуктивность при различных толщинах алюминиевой фольги.

Контура обмоток возбуждения и контролируемого изделия магнитосвязаны и для них зависимости $r_{\text{вн}}(h)$, $L_{\text{вн}}(h)$ выведены, пользуясь известными методами магнитосвязанных контуров [1]:

$$r_{\text{вн}} = \frac{\omega^2 M^2}{r_{\text{н}}^2 + x_{\text{н}}^2} r_{\text{н}}; \quad L_{\text{вн}} = \frac{\omega^2 M^2}{r_{\text{н}}^2 + x_{\text{н}}^2} L_{\text{н}} \quad (8)$$

где M — взаимная индуктивность между контурами обмотки возбуждения и контролируемого изделия. Если учесть, что магнитный поток $\Phi_{\text{в}} = \Phi_{\text{н}}$ пронизывает оба контура, то коэффициент связи $k = \frac{M}{\sqrt{L_{\text{вн}} \cdot L_{\text{н}}}} = 1$ и поэтому $M = \sqrt{L_{\text{вн}} \cdot L_{\text{н}}}$. Здесь $L_{\text{вн}}$ — индуктивность обмотки возбуждения, а $L_{\text{н}}$ — индуктивность контролируемого изделия.

Таким образом, если требуется рассчитать вихревой преобразователь с оптимальными параметрами, соответствующими данной измеряемой толщине, можно поступить следующим образом: для данной толщины h определяют $r_{\text{вн}}$ и $L_{\text{вн}}$ (рис. 3) и по (8) рассчитывают $r_{\text{н}}$ и $x_{\text{н}}$. На основании этих расчетов и по заданным значениям $R_{\text{н}}$ и g , выражением (7) определяются $r_{\text{д}}$ и $x_{\text{д}}$. Последние служат для определения некоторых оптимальных геометрических размеров по выбранному магнитному материалу [3].

ՄԻՐԿԱ-ՀԱՍԱՆՔԱՅԻՆ ՁԵՎԱՓՈԽԻՉԻ ՄԱԳՆԻՍԱԿԱՆ ՇՂԹԱՅԻ ՕՊՏԻՄԱԼ
ԱՌՆՉՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՈՐՈՇՈՒՄԸ

Ա մ փ օ փ օ ւ ռ

Դիտարկվում է մերկա-հոսանքային ձևափոխիչի մադնիսական շղթայի հաշվման մի քանի հարցեր՝ ելնելով քառարենոների տեսանկյունից: Բերված է փորձնական եղանակով ստացված ներմուծված ակտիվ էլեկտրական դիմադրության և ինդուկտիվության կապը հսկման ենթակա փայլաթիթեղի հաստությանից: Օգտագործելով այդ օրինաչափությունը՝ որոշվել է ձևափոխիչի մադնիսական շղթայի երկրաչափական պարամետրերի օպտիմալ կապը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Атабекян Г. Н. Теоретические основы электротехники.—М.: Энергия, 1978.—Ч. 1.—592 с.
2. Нерсисян В. Б. Расчет токовихревого преобразователя трансформаторного типа на основе теории цепей с распределенными параметрами//Изв. АН АрмССР. Сер. ТН.—1985.—Т. XXXVIII, № 1.—с. 30—36.
3. Буль Б. К. Основы теории и расчета магнитных цепей.—М.: Энергия, 1964.—161 с.

Изв. АН АрмССР (сер. ТН), т. XIII, № 2, 1988

ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

Р. Г. АЛМОЯН, Г. Г. МАРДЖАНЯН, А. Г. САФАРЯН, Г. А. МАРТИРОСЯН

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ПРИНЦИПА МАКСИМУМА
ПОНТРЯГИНА С МЕТОДОМ ГРАДИЕНТА ПРИ
ОПТИМИЗАЦИИ ПРОЦЕССА ПАРОФАЗНОГО
СИНТЕЗА АЛЛИЛАЦЕТАТА

Рассматривается процесс парофазного синтеза аллилацетата, который является квазистационарным и имеет следующую кинетическую модель (1):

$$\begin{aligned} \frac{dC_1(t, \tau)}{dt} &= \frac{P}{V} \cdot \frac{2K_1(T)K_2(T)f_1(C_1, C_2)f_2(C_1, C_2)}{2K_1(T)f_1(C_1, C_2) + K_2(T)f_2(C_1, C_2)}, \\ \frac{dC_2(t, \tau)}{dt} &= \frac{P}{V} \cdot \frac{2K_1(T)K_2(T)f_1(C_1, C_2)}{2K_1(T)f_1(C_1, C_2) + K_2(T)f_2(C_1, C_2)}, \\ \frac{\partial G(t, \tau)}{\partial t} &= -K_c(T)G; \quad G = \{0 \leq t \leq t_1; 0 \leq t \leq t_u\} \end{aligned} \quad (1)$$

с краевыми условиями:

$$C_1(0, t) = C_1^0(t) = 0; \quad C_2(0, t) = C_2^0(t) = 0; \quad \theta(l, 0) = \theta^0(t) = 1, \quad (2)$$

где

$$f_1(C_1, C_2) = C_{O_2}^0 - \frac{1}{2}(C_1 - C_1^0) - \frac{3}{2}(C_2 - C_2^0);$$

$$f_2(C_1, C_2) = C_{C_2H_4}^0 - (C_1 - C_1^0) - \frac{1}{3}(C_2 - C_2^0).$$

C_1, C_2 —соответственно молярные концентрации аллилацетата (полезного продукта) и двуокиси углерода (побочного продукта) в реакционных газах; $C_{O_2}^0$ и $C_{C_2H_4}^0$ —молярные концентрации кислорода и пропилена в исходной парогазовой смеси (ПГС); v —молярная подача ПГС, кмоль/м²ч; l —текущая длина аппарата, м; t —астрономическое время, ч; θ —коэффициент дезактивации каталитической системы; K_1, K_2, K_3 —константы скоростей отдельных стадий реакции; L —длина реактора, м; t_u —продолжительность одного цикла протекания реакции, ч. Для оптимизации исследуемого процесса в [1] был применен двухуровневый метод оптимизации. На верхнем уровне осуществлялся поиск управляющих переменных v и t_u с помощью метода наискорейшего спуска. На нижнем уровне для найденных значений v и t_u с помощью принципа максимума Понтрягина выбиралась оптимальная температурная последовательность $T^*(l, t)$, обеспечивающая максимум выхода полезного продукта через единицу площади трубки реактора за единицу времени:

$$I(T(l, t)) = \int_0^{t_u} \frac{v C_1(l, t)}{t_u + t_v + t_s} dt, \quad I(T) \longrightarrow \max_T \quad (3)$$

при наличии ограничения

$$T_{\min} \leq T \leq T_{\max} \quad (4)$$

Расчеты показали, что при решении двухуровневой задачи основная часть машинного времени расходуется на задачу (1)–(4) [2]. Подобный класс задач решается, как правило, принципом максимума либо методом градиента, поэтому появилась необходимость решить эту задачу методом градиента и провести сравнительный анализ между ними с целью выявления из них более быгросходящегося.

Переход от задачи (1)–(4) к задаче безусловной оптимизации осуществлялся заменой переменной следующим образом. Преобразуя неравенство (4), получаем:

$$0 \leq \frac{T - T_{\min}}{T_{\max} - T_{\min}} \leq 1. \quad (5)$$

Как известно:

$$-\frac{\pi}{2} < \arcsin x < \frac{\pi}{2}; \quad x \in]-\infty; +\infty[.$$

Аналогично можно записать:

$$0 < \frac{1}{\pi} \left(\arctg x + \frac{\pi}{2} \right) < 1. \quad (6)$$

В отличие от (5) неравенство (6) строгое. Незначительно расширив область допустимых значений управления T , вместо (4) получим:

$$T_{\min} < T < T_{\max}; \quad |T_{\min} - T_{\min}| \leq \epsilon_1; \quad |T_{\max} - T_{\max}| \leq \epsilon_2, \quad (7)$$

где ϵ_1 и ϵ_2 — малые положительные величины. В таком случае:

$$0 < \frac{T - T_{\min}}{T_{\max} - T_{\min}} < 1. \quad (8)$$

Из неравенств (6) и (8) следует

$$T(l, t) = T_{\min} + \frac{\Delta T}{\pi} \left(\arctg x(l, t) + \frac{\pi}{2} \right), \quad (9)$$

где

$$\Delta T = T_{\max} - T_{\min}.$$

Тем самым ограниченная переменная $T(l, t)$ заменяется неограниченной — $X(l, T)$, и ищем максимальное значение:

$$I(x(l, t)) \longrightarrow \max_x.$$

Значение производной критерия эффективности по варьируемой переменной определялось методом сопряженного процесса [3], согласно которому:

$$\begin{aligned} \frac{\partial I(x)}{\partial x} = \frac{\partial I(T)}{\partial T} \frac{dT}{dx} = \frac{\partial H}{\partial T} \frac{dT}{dx} = \frac{\theta}{T^2} \left\{ 2 \frac{PK_1 f_1}{\sqrt{(2K_1 f_1 + K_3 f_3)^2}} \right. & (13500 K_1 K_3 f_3 + \\ & + 4200 K_3^2 f_3^2) \psi_1 + (15000 K_1 K_4 f_1^2 + \\ & \left. + 4950 K_3 K_4 f_1 f_3) \psi_2 \right\} - 11250 K_c \psi_3 \left\} \frac{\Delta T}{\pi(1+x^2)}, \quad (10) \end{aligned}$$

где H — функция Понтрягина; $\psi_1 - \psi_3$ — сопряженные переменные, которые имеют вид:

$$H = \frac{P}{\nu} \theta \frac{2K_1 f_1}{2K_1 f_1 + K_3 f_3} [(K_3 f_3 \psi_1 + K_4 f_1 \psi_2) - K_c \theta \psi_3]; \quad (11)$$

$$\begin{aligned}
\frac{\partial \varphi_1(l, T)}{\partial l} &= \frac{P\theta}{v(2K_1 f_1 + K_3 f_3)^2} \{ (4K_1^2 K_3 f_1^2 + K_1 K_3^2 f_3^2) \varphi_1 + \\
&+ [4K_1^2 K_1 f_1 + 2K_1 K_3 K_1 f_2 - \\
&- 2K_1 K_4 (K_1 + K_3) f_1^2] \varphi_2 \}; \\
\frac{\partial \varphi_2(l, t)}{\partial l} &= \frac{P\theta}{v(2K_1 f_1 + K_3 f_3)^2} \left\{ \left(\frac{4}{3} K_1^2 K_3 f_1^2 + 3K_1 K_3^2 f_3^2 \right) \varphi_1 + \right. \\
&+ \left[12K_1^2 K_1 f_1 + 6K_1 K_3 K_1 f_2 - \right. \\
&\left. - \frac{2}{3} K_1 K_1 (K_1 + K_3) f_1^2 \right] \varphi_2 \}; \\
\frac{\partial \varphi_3(l, t)}{\partial l} &= K_4 \varphi_2 - \frac{P}{v(2K_1 f_1 + K_3 f_3)} (2K_1 K_3 f_1 f_3 \varphi_1 + 2K_1 K_1 f_1^2 \varphi_2)
\end{aligned} \quad (12)$$

с крайними условиями

$$\begin{aligned}
\varphi_1(l_n, t) &= \frac{\partial \Phi}{\partial C_1} = \frac{v}{t_c + t_p + t_n}; \\
\varphi_2(l_n, t) &= \frac{\partial \Phi}{\partial C_2} = 0; \quad \varphi_3(l, t_n) = \frac{\partial \Phi}{\partial \theta} = 0,
\end{aligned} \quad (13)$$

где Φ — подинтегральная функция критерия эффективности.

Алгоритм решения задачи методом градиента отличается от аналогичного решения принципом максимума Понтрягина [2] тем, что после прямого интегрирования системы (1) интегрируется система (12) в обратном направлении, полученные значения C_1 , C_2 , θ и φ_1 , φ_2 , φ_3 запоминаются, после чего рассчитывается значение производной критерия по формуле (10) и далее строится последующий профиль по рекуррентному выражению:

$$x_{k+1}(l, t) = x_k(l, t) + h_x^{(k)} \left(\frac{\partial I}{\partial x} \right) \Big|_{x_k(l, t)},$$

где $h_x^{(k)}$ — шаг градиентного метода для k -й итерации.

Поиск заканчивается при выполнении условия: $|x_{k+1}(l, t) - x_k(l, t)| < \varepsilon_x$, где ε_x — малая положительная величина, определяющая точность решения. Зная оптимальное значение $x^*(l, t)$, по формуле (9) находим искомое решение задачи (1) — (4) — $T^*(l, t)$.

Программы решения задачи (1) — (4) были составлены на языке программирования PL/I и реализованы на ЭВМ ЕС-1033 в операционной системе ОС ЕС версии 6.1. Расчеты производились по следующим значениям:

$$v = 8000 \text{ кмоль} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{ч}; \quad t_n = 960 \text{ ч}; \quad L = 6 \text{ м}; \quad \Delta l = 0,15 \text{ м}; \quad \Delta t = 18 \text{ ч},$$

где Δl и Δt —шаги интегрирования по длине и времени. При решении принципом максимума оптимальный температурный профиль был найден за 2 итерации (5 мин машинного времени), а критерий эффективности достиг значения $J \approx 25,87$. При решении задачи методом градиента были использованы различные варианты линейного поиска, описанные в [4]. Для наиболее удачного варианта решение получилось за 40 итераций (12 мин машинного времени), а значение критерия достигло величины $J \approx 25,84$. При попытках получать решение, более близкое к результату, полученному при применении принципа максимума, затраты машинного времени возрастали более чем в 10 раз. Поиск осуществлялся с той же начальной точки, что и при принципе максимума, следовательно, можно утверждать, что для решения класса задач, подобных задаче оптимизации (1)–(4), целесообразнее использовать принцип максимума Понтрягина.

ЕрПИ им. К. Маркса

25.1.1986

Ի. Գ. ԱՎԵՐԵԱՆ, Գ. Գ. ՄԱՐԺԱՆՅԱՆ, Ա. Գ. ՍԱՀԱԴՐԱՆ, Հ. Ա. ՄԱՐԿՈՅԱՆ

ՊԵՆՏԵԱԳԻՆԻ ԱՌԱՎԵԼԱԳՈՒՅՆԻ ՍԿՋԵՐՈՒՆՔԻ ԵՎ ԴՐԱԴԻՆՆՏԻ ՄԵԹՈԴԻ
ՀԱՅՏԵՄԱՏԱԿԱՆ ՎԵՐԼՈՒԹՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐ ԱՐԴԱՅԵՏԱՏԻ ԳԱՋԱՓՈՒՂԱՅԻՆ
ՀԱՄԱԴՐՈՒՄԸ ՊՐՈՑԵՍԻ ՕՊՏԻՄԻԶԱԿՈՒՄԱՆ ԺԱՄԱՆԱԿ

Ա մ փ ո փ ո լ մ

Դիտարկված էն արիլադեհատի համադրման պրոցեսի օպտիմալացման հարցերը:

Կատարված է դրադինտի մեթոդով և Պոնտրյագինի առավելագույնի սկզբունքով պրոցեսի օպտիմալացման արդյունքների համեմատական վերլուծությունը: Կեղծ ստատիկական պրոցեսի օպտիմալացման ժամանակ բացահայտված է նրանցից ամենատարագ զուգամիտողը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Кинетика реакции порофазного синтеза аллилацетата из пропилена и уксусной кислоты на палладийсодержащих катализаторах/Г. Г. Марджанян, С. С. Хачатрян, А. К. Аветисов и др. // Кинетика и катализ.—1980—Т. XXI, № 3.—С. 681—685.
2. Оптимизация процесса порофазного синтеза аллилацетата/С. С. Хачатрян, Г. Г. Марджанян, Р. Г. Алмош и др. // Изв. АН АрмССР—Сер. ТН—1982—Т. XXXV, № 6.—С. 41—46.
3. Островский Г. М., Волин Ю. М. Моделирование сложных химико-технологических схем.—М.: Химия, 1975.—311 с.
4. Васильев Ф. П. Численные методы решения экстремальных задач.—М.: Наука, 1980.—386 с.

А. С. МЕГРАБЯН, В. С. САРКИСЯН

СПАРЕННЫЕ ОТКАЧКИ И НАГНЕТАНИЯ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ФИЛЬТРАЦИОННЫХ СВОЙСТВ ВОДОНОСНЫХ ПЛАСТОВ

Составной частью изысканий в районах гидротехнического и мелиоративного строительства, а также при изысканиях с целью использования подземных вод для водоснабжения, орошения и обводнения является определение гидродинамических параметров водоносных горизонтов и грунтов зоны аэрации. Эти параметры необходимы для прогноза подпора грунтовых вод, потерь воды из водохранилищ и каналов, а в случае использования подземных вод эти параметры используются для определения производительности подземных водозаборов. Гидродинамические параметры—проводимость пласта, коэффициент проницаемости, водоотдача и активная пористость, как правило определяются в полевых условиях.

Настоящая работа посвящена определению фильтрационных свойств водоносных грунтов по данным групповой откачки, группового нагнетания воды в скважины, а также одновременной откачки и нагнетания воды.

Методы определения гидродинамических параметров изложены [1—3]. Однако вопросы определения гидродинамических параметров по данным групповых откачек отражены недостаточно. Такие откачки производятся для создания больших возмущений, позволяют охватить большой объем водоносного пласта и увеличить достоверность определяемых параметров. Как известно, движение подземных вод к совершенной скважине описывается дифференциальным уравнением:

$$\frac{\partial S}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial S}{\partial r} = \frac{1}{a} \frac{\partial S}{\partial t}; \quad S = H_0 - H. \quad (1)$$

При откачке воды с постоянным расходом уравнение (1) решается при следующих краевых условиях:

$$S(r; 0) = S(\infty; t) = 0; \quad 2\pi km \left. \frac{\partial S}{\partial r} \right|_{r=r_0} = -Q, \quad (2)$$

где S —понижение уровня в момент времени t на расстоянии r от скважины; H_0 —первоначальный напор подземных вод ($t=0$); H —напор в момент времени t ; a —проницаемость пласта; m —мощность; k —коэффициент фильтрации; r_0 —радиус скважины.

Решение (1)—(2) обычно представляют в виде [2]:

$$S = \frac{Q}{4\pi km} R; \quad R = -E_1\left(-\frac{r^2}{4at}\right) = \int_{\frac{r^2}{4at}}^{\infty} \frac{e^{-u}}{u} du. \quad (3)$$

Если учитывать несовершенство скважины, то:

$$S = \frac{Q}{4\pi km} (R + \varphi),$$

где $\varphi(l; m; m; r)$ определяется по таблицам и графикам [2].

Для системы из нагнетательной и откачной скважин, находящихся на расстоянии l друг от друга, изменение напора в любой точке прямой, соединяющей обе скважины, будет:

$$S = -\frac{Q_n}{4\pi Km} E_i\left(-\frac{x^2}{4at}\right) + \frac{Q_p}{4\pi km} E_i\left(-\frac{(b-x)^2}{4at}\right), \quad (4)$$

где Q_n и Q_p — дебиты нагнетательной и откачной скважин.

При $l/4at \leq 0,1$ интегральные экспоненциалы с точностью до 5% могут быть заменены логарифмами и тогда вместо (4) имеем:

$$S = \frac{Q_p}{4\pi km} \left[\ln \frac{|l-x|}{x} + (1-\alpha) \ln \frac{1,5\sqrt{at}}{|l-x|} \right], \quad \alpha = \frac{Q_p}{Q_n}. \quad (5)$$

Напор в нагнетательной скважине S_n определяется из (4) и (5), принимая $S = S_n$, $x = r_n$, т. е.

$$\begin{aligned} S_n &= \frac{Q_n}{4\pi km} \left[-E_i\left(-\frac{r_n^2}{4at}\right) + \alpha E_i\left(-\frac{l^2}{4at}\right) \right] \approx \\ &\approx \frac{Q_n}{4\pi km} \left[\ln \frac{l}{r_n} + (1-\alpha) \ln \frac{1,5\sqrt{at}}{l} \right]. \end{aligned} \quad (6)$$

Аналогично для откачной скважины величина S_p найдется из (4) и (5), если полагать, что $S = -S_p$, а $x = l - r_p$:

$$\begin{aligned} S_p &= \frac{Q_p}{4\pi km} \left[E_i\left(-\frac{l^2}{4at}\right) - \alpha E_i\left(-\frac{r_p^2}{4at}\right) \right] \approx \\ &\approx \frac{Q_p}{2\pi km} \left[\ln \frac{l}{r_p} - (1-\alpha) \ln \frac{1,5\sqrt{at}}{r_p} \right]. \end{aligned} \quad (7)$$

При рассмотрении вопросов подземного захоронения промышленных стоков, для системы из нагнетательной и откачной скважин в [2] доказано, что между скважинами напор во времени приобретает экстремальные значения. Дифференцируя (4) по l и приравнявая полученный результат нулю, найдем

$$l_m = 0,5 \frac{\left(0,5 - \frac{x}{l}\right)}{\ln \alpha} \cdot \frac{l}{\alpha}. \quad (8)$$

Из последнего соотношения видно, что в случае $\alpha < 1$ ($Q_p < Q_n$) $\ln \alpha < 0$ экстремальное значение S имеет место при $\frac{x}{l} > 0,5$.

В случае $\alpha < 1$ напор S при значении t_m по (8) имеет минимум. Для откачной скважины находим ($x = r_n \approx 0$):

$$t_m = -0,25 \frac{t^2}{\alpha} \cdot \frac{1}{\ln \alpha}, \quad \alpha < 1. \quad (9)$$

Из выражения (8) видно, что в случае $\alpha > 1$ ($Q_n > Q_n$) экстремальное значение S будет иметь место при $x l < 0,5$. В случае $\alpha > 1,0$ напор S при значении t по (8) имеет максимум. В нагнетательной скважине время t , соответствующее этому максимуму, определится по (8) при $x = r_n \approx 0$:

$$t_m = 0,25 \frac{t^2}{\alpha} \cdot \frac{1}{\ln \alpha}. \quad (10)$$

Таким образом, если при проведении опытно-фильтрационных исследований по графику $S(t)$ определить экстремальные значения S и соответствующее этому значению t^m , то по вышеприведенным формулам можно определить коэффициент пьезопроводности;

— по наблюдательной скважине, расположенной от нагнетательной на расстоянии x ($x l > 0,5$):

$$\alpha = 0,5 \frac{(0,5 - x l)}{\ln x} \cdot \frac{t^2}{t_m};$$

— по данным разгрузочной скважины ($x = 1$):

$$\alpha = -0,25 \frac{t^2}{t_m} \cdot \frac{1}{\ln \alpha}, \quad \alpha < 1;$$

— по данным нагнетательной скважины ($x = 0$):

$$\alpha = 0,25 \frac{t^2}{t_m} \cdot \frac{1}{\ln \alpha}, \quad \alpha > 1,$$

где α выражается по (5). При известном коэффициенте пьезопроводности из (5) — (7) можно определить проводимость пласта. Аналогично можно определить параметры при групповой откачке.

ИННВІІІГ

5 11. 1986

Ա. Ս. ՄԵԼԻՍԵԱՆ, Վ. Ս. ՍԱՐԳՍՅԱՆ

ՋՐԻ ԶՈՒԿԱԿՑՎԱԾ ՆԵՐՄՈՒՄԸ ՈՒ ԱՐՏԱՄՈՒՄԸ ԶՐԱՏԱՐ ՇԵՐՏԵՐԻ
ՆՍԱՆՑՄԱՆ ՀԱՏԱՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՈՐՈՇՄԱՆ ՀԱՄԱՐ

Ա մ փ ո փ ո ս մ

Հոգվածում դիտարկվում է ջրահագեցված բնահողերի ծծանցման հատկությունների որոշումը, երբ միաժամանակ կատարվում է ջրի ներմղում մի հորատանցքում և արտամղում՝ մյլ հորատանցքում:

1. Боровский Б. В., Самсонов Б. Г., Язвин Л. С. Методика определения параметров водоносных горизонтов по данным откачек.—М.: Недра, 1973.—304 с.
2. Гидродинамические и физико-химические свойства горных пород/Н. Н. Веригин, С. В. Васильев, В. С. Саркисян и др.—М.: Недра, 1977.—271 с.
3. Опытнo-фильтрационные работы/Под ред. В. М. Шестакова, Д. Н. Башкатова.—М.: Недра, 1974.—203 с.

Изв. АН АрмССР (сер. ТН), т. XIII, № 2, 1988

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

В. А. ВАГАРШАКЯН, В. Г. НИКОГОСЯН, Б. Б. АЙРАПЕТАН, А. Р. МАТЕВОСЯН

ДИАЛоговая СИСТЕМА АВТОМАТИЗИРОВАННОГО СБОРА И ОТОБРАЖЕНИЯ ТЕХНИЧЕСКОЙ ИНФОРМАЦИИ

В работе описывается автоматизированная диалоговая система поиска и отображения информации, в которой элементами поля экрана дисплейного терминала управляется методом матричной адсорбции с помощью сенсорной панели, имеющей 3 столбца и 5 строк.

Функциональная схема системы приведена на рис. 1.

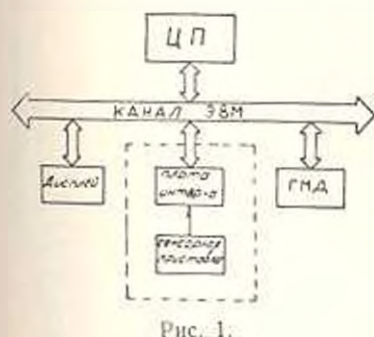


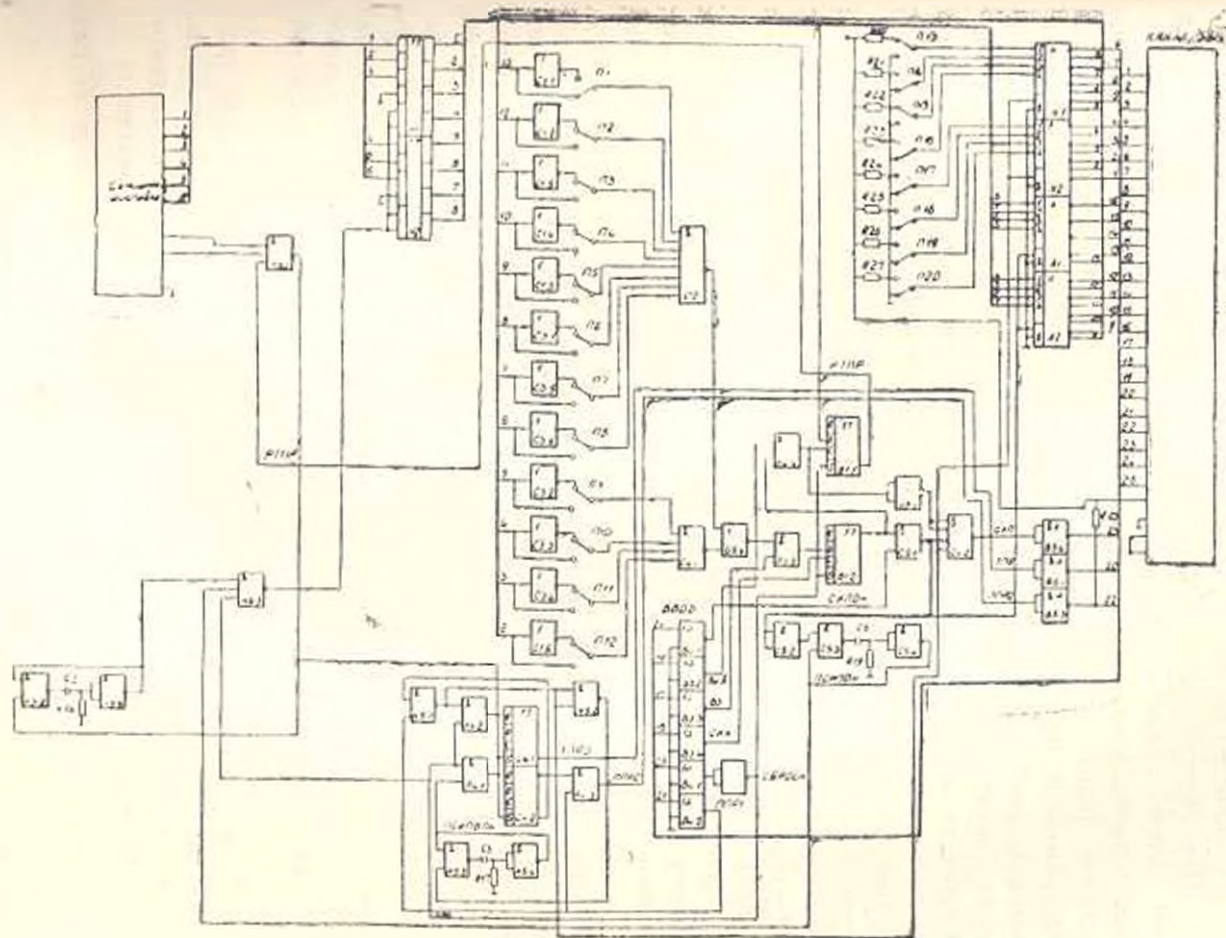
Рис. 1

Сенсорная панель, выполненная в виде приставки к экрану дисплея (2), обеспечивает ввод информации в микро-ЭВМ «Электроника 60» посредством прикосновения пальца к зоне экрана дисплея, в которой отображена вводимая информация. Известны подобные устройства, основанные на принципе прерывания пересекающихся световых лучей, либо на изменении емкости микроконденсаторов в соответствующих зонах экрана. Однако указанные устройства громоздки, сложны в изготовлении, неустойчивы к внешним помехам, что практически заметно сказывается на надежности этих устройств.

Предложенная сенсорная приставка избавлена от вышеуказанных недостатков, выполнена в виде параллельных гибких проводников, натянутых взаимно перпендикулярно. Прикосновение в точке пересечения приводит к формированию кодовых сигналов выбранной координаты.

При выборе количества столбцов 3 и строк 5 активная площадь экрана разделяется на 15 контактных зон. Практически количество зон можно увеличить до 64 при выборе количества строк и столбцов, равных 8.

Информация, отображенная на экране дисплея, жестко связана с координатной маской сенсорной приставки. Обмен сигналами между



Программное обеспечение вышеописанной автоматизированной диалоговой системы построено по принципу оптимизации процесса поиска систематизированной технической информации, записанной на гибких магнитных дисках. Алгоритм конкретной программы, реализующей автоматизированный диалоговый поиск технической информации, приведен на рис. 3.

При запуске программы, на экране дисплея высвечивается исходный список с названиями технических элементов систематизированных в таблицу из 15-и групп. После выбора конкретной группы (нажатием пальца в зоне выбранной группы) происходит прерывание программы и переход на другую—программу обслуживания, раскрывающую состав элементов выбранной группы. На экране высвечивается раскрытая таблица выбранной группы. При последующем нажатии эта процедура повторяется для следующего уровня. Как видно из алгоритма программы, поиск технической информации организован по трехуровневой системе:

I—исходный список поисковой информации;

II—список элементов отдельных групп, входящих в исходный список;

III—технические данные или параметры отдельных элементов из выбранной группы.

В случае необходимости увеличения глубины поиска область памяти, где записывается массив технической информации, соответственно увеличивается, а механизм поиска просто повторяется и при каждом уровне поиска осуществляется нижеописанная процедура.

После выбора определенной координаты на k -ом уровне поиска в регистре данных записывается код, который поочередно сравнивается с кодами 15-ти возможных информационных зон $(k+1)$ -ого уровня. При этом каждому коду соответствует определенный адрес массива данных и при распознавании этого адреса массив информации, записанный по этому адресу, выводится на экран дисплея. При продолжении поиска описанная процедура повторяется. После отображения конечной информации массива данных, нажатием на любой из контактных зон сенсорной приставки на экране высвечивается таблица исходной информации. Поиск окончен.

В описанной системе реализована трехуровневая поисковая программа, которая позволяет отобразить на экран дисплея практически основную техническую информацию, используемую в области станкостроения при проектировании сложных механических объектов.

ИИО «Армстанок»

25. VI. 1985.

ЛИТЕРАТУРА

- 1 Якубовский С. В. Аналоговые и цифровые интегральные микросхемы.—М.: Радио и связь, 1984.—432 с.
- 2 Валикова Л. И., Вигдорчик Г. В. Операционная система ОМ ЭВМ РАФОС.—М.: Финансы и статистика, 1984.—207 с.
- 3 Вигдорчик Г. В., Воробьев А. Ю., Праченко В. Д. Основы программирования на ассемблере для СМ ЭВМ.—М.: Финансы и статистика, 1983.—256 с.

Բ Ո Վ Ա Ն Կ Ա Կ Ո Ւ Թ Յ Ո Ւ Ն

էջ

Մ Ե Գ Ե Ն Ա Շ Ի Ն Ո Ւ Թ Յ Ո Ւ Ն

Վ. Ա. Բալայան, Ն. Ի. Գեիգորյան, Գ. Ա. Ղասաբյան: Թերթիթային ուղացների աղման խցերի բեռնվածքին հաղորդվող հզորությունը	3
Ա. Կ. Պողոսյան, Ն. Գ. Սելիֆանյան, Ն. Ի. Լմբարյան: Շիֆական ներդրների բարձր չեղման տիճանային մաշվածության հաշվանկը	7
Գ. Լ. Պետրոսյան: Մետաղական փողոց պատրաստված ֆիտրների սահմանային հնչման որոշման մեթոդիկա	11

ՇԻՆԱՐԱՐԱԿԱՆ ՄԵԽԱՆԻԿԱ, ՇԻՆԱՐԱՐԱԿԱՆ ԿԱՌՈՒՅՎԱԾՔՆԵՐ

Ռ. Հ. Սահակյան, Է. Ս. Սարգսյան: Հիմնանցքային կառուցվածքային համակարգի շենքերի ծռման և ոլորման տատանումները երկրաշարժական ազդեցությունների դեպքում	13
Վ. Մ. Դուբոս, Հ. Կ. Պողոսյան: Երկրաշարժական ազդեցության տեղական վիճակագրական մոդելի կառուցման մեթոդիկան	29
Յու. Ա. Կասպարյան, Ա. Ա. Մարգարյան, Բ. Յու. Դասպարյան, Ս. Գ. Մանուչարյան: Պալայային սնամեղ ցածր հանախական ձայնակայանիչների իմպուլսային ընդլայնումը	25

Է Լ Ե Կ Տ Ր Ա Տ Ն Խ Ն Ի Կ Ա

Վ. Ս. Ներսիսյան: Մորկա-հասանքային ձևափոխիչի մազնիսական շղթային ապտիմալ առնչությունների որոշումը	31
---	----

Հ Ա Շ Վ Ո Ղ Ա Կ Ա Ն Տ Ե Խ Ն Ի Կ Ա

Ռ. Գ. Սելիֆանյան, Գ. Գ. Մարգարյան, Ա. Գ. Սահակյան, Հ. Ա. Մարտիրոսյան: Պոնտրյակների առաջնությունի սկզբունքի և դրուդիենտի մեթոդի համեմատական վերլուծությունը ալիքային տատի զուգամիտային համադրման պրոցեսի օպտիմալացման ժամանակ	35
--	----

Հ Ի Դ Ր Ո Տ Ե Ն Խ Ն Ի Կ Ա

Ա. Ս. Սահակյան, Վ. Ս. Սարգսյան: Ջրի ղուգակցված ներմղումն ու արտամղումը ջրատար չիտերի ծծանցման հատկությունների որոշման համար	40
---	----

ԿԻՏԱԿԱՆ ՆՈՒԹՐ

Վ. Ա. Վաղարայկյան, Վ. Գ. Նիկողոսյան, Ա. Ռ. Մալոսյան, Բ. Բ. Հայրապետյան: Տնխնիկական ինֆորմացիայի փետրման և առտուրերման հարմային կորդինատային կցորդով կուգմանկերպված ալմատատ երկրոս համակարգ	43
--	----

МАШИНОСТРОЕНИЕ

В. А. Балаян, И. О. Григорян, Г. А. Касабян. Определение мощности, сообщаемой нагрузке помольных камер наклонных вибрационных мельниц	3
А. К. Погосян, Н. Г. Меликсетян, Н. А. Ламбарян. Расчет высокотемпературного изнашивания фракционных накладок	7
Г. Л. Петросян. Методика определения предельного давления порошковых фильтров	11

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА. СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

Р. О. Саакян, Э. С. Саркисян. Изгибно-крутильные колебания зданий стальной конструктивной системы при сейсмических воздействиях	15
В. М. Дорофеев, О. К. Погосян. Методика построения региональной статистической модели сейсмического воздействия	20
Ю. А. Гаспарян, С. А. Маргарян, Б. Ю. Гаспарян, А. Г. Минучарян. Импедансные характеристики объемных полых низкочастотных звукопоглотителей	25

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

В. Б. Нерсисян. Определение оптимальных соотношений магнитной цепи пикетного преобразователя	31
--	----

ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

Р. Г. Аджоян, Г. Г. Марджанян, А. Г. Сафарян, Г. А. Мартirosян. Сравнительный анализ принципа максимума Понтрягина с методом градиента при оптимизации процесса пирофорного синтеза диллицилата	35
---	----

ГИДРОТЕХНИКА

А. С. Меграбян, В. С. Саркисян. Сравнительные откочки и нагнетания для определения фильтрационных свойств водоносных пластов	40
--	----

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

В. А. Вагаршакян, В. Г. Никогосян, Б. Б. Айрапетян, А. Р. Матевосян. Диалоговая система автоматизированного сбора и отображения технической информации	43
--	----