

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՀ
ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ
ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ԿՐԹԱԳՐԱԿԱՆ ԿՈՆԵՐՆԱ

Արմեն Զ. Տ., Ալեհուհանյի Վ. Վ., Եղիազարյան Ի. Վ., Կասյան
Մ. Վ. (պատ. խմբագրի), Նազարով Ա. Գ., Սիմոնով Մ. Զ.,
Քրեալյան Վ. Վ. (պատ. խմբագրի տեղակալ)

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

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



Երևան, Անրիկ Տրապանովի Վ. Ի. Լենինի հուշարձանը,
Երևան, Լենինի հրապարակ, Պաмятник В. И. Ленину.

Ленин вошел в историю как признанный вождь мирового пролетариата, международного коммунистического движения. На основе обобщения опыта трех русских революций, борьбы международного рабочего класса он внес огромный вклад в разработку стратегии и тактики коммунистического движения. В. И. Ленин неутомимо боролся за укрепление единства пролетариата. В единстве рабочего класса он видел важнейшее условие продвижения вперед к намеченной цели.

Из постановления ЦК КПСС
«О подготовке к 100-летию со дня рождения
Владимира Ильича Ленина»

К 100-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ В. И. ЛЕНИНА

ЛЕНИНСКИЕ ИДЕИ О НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОМ ПРОГРЕССЕ

Величайший гений человечества — основатель первого в мире государства рабочих и крестьян, Владимир Ильич Ленин впервые практически связал воедино два понятия — социализм и наука. Еще при подготовке первой Программы нашей партии в 1902 году он подчеркивал, что социализм основывается на всем богатстве человеческих знаний, предполагает высокое развитие науки. Поэтому не случайно в первые же месяцы после победы Октября Ленин поставил задачу привлечения всех имеющихся в стране научных и технических сил для решения новых проблем, возникающих в ходе строительства социалистического общества.

Разрабатывая план строительства нового общества, В. И. Ленин неоднократно указывал, что основой основ социалистической экономики должно быть создание мощной индустрии.

В 1918 году в своей работе „Очередные задачи Советской власти“ он писал, что партия большевиков убедила Россию, ствоявала ее у богатых для бедных. „Это, — подчеркивал Ленин, — самая трудная задача, ибо дело идет об организации по-новому самых глубоких, экономических основ жизни десятков и десятков миллионов людей. И это — самая благородная задача, ибо лишь после ее решения (в главных и основных чертах) можно будет сказать, что Россия стала не только советской, но и социалистической республикой“.

В решении данной важнейшей задачи главным являлось создание тяжелой промышленности. Учение Ленина об индустриализации предусматривало повсеместную замену рутинных приемов ведения хозяйства высокомеханизированным производством, основанным на постоянно развивающейся новой технике. Исходя из ленинских идей о роли науки в строительстве социализма, Коммунистическая партия взяла курс на сближение науки с производством, использование достижений науки и техники в создании крупной машинной индустрии.

Важнейшим положением В. И. Ленина об индустриализации является переход производства на новую техническую основу — электрификацию всей страны, которая предусматривает самое широкое использование во всех областях народного хозяйства и в быту электроэнергии, вырабатываемой централизованно на мощных электростанциях,

объединенных высоковольтными сетями в энергосистемы. В электрификации всей страны Ленин видел не только техническую базу современного крупного машинного производства, но и средство для непрерывного увеличения производительности общественного труда — необходимого условия создания нового коммунистического общества.

По предложению В. И. Ленина сессия ВЦИК 2—7 февраля 1920 года приняла резолюцию, в которой подчеркивалось первенствующее значение электрификации для промышленности, земледелия и транспорта. Сессия поручила ВСНХ совместно с Наркомземом и Наркомпути разработать план строительства сети государственных электрических станций. В марте 1920 года Советом Народных Комиссаров была утверждена Государственная комиссия по электрификации России (ГОЭЛРО). Вся работа по составлению плана велась Комиссией по указаниям и под непосредственным руководством В. И. Ленина. План ГОЭЛРО был одобрен VIII Всероссийским съездом Советов. Выступая на VIII съезде Советов, оценивая план электрификации страны, 22 декабря 1920 года В. И. Ленин выдвинул известную историческую формулу: „Коммунизм — это есть Советская власть плюс электрификация всей страны“, ставшей и поныне являющейся путеводной звездой для энергетиков и энергостроителей.

С принятием плана ГОЭЛРО начала воплощаться в жизнь великая мысль В. И. Ленина, высказанная еще в первые месяцы после Октября, — „Обращение особого внимания на электрификацию промышленности и транспорта и применение электричества к земледелию“. Планом ГОЭЛРО закладывались основы советской энергетики, которые послужили истоком тех широких „электрических рек“, что текут ныне по всей нашей стране от края до края.

1-го ноября 1918 году о переходе к тяжелой индустрии, В. И. Ленин особое внимание уделил химической промышленности. При образовании ВСНХ в его составе был создан Химический отдел. 13 апреля 1918 года В. И. Ленин подписал декрет о передаче в собственность молодой республики химических и химико-фармацевтических предприятий, обслуживающих армию. В феврале 1919 года была национализирована вся основная химическая промышленность, что позволило государству приступить к ее восстановлению и реорганизации на новых технических основах. В. И. Ленин как председатель СНК неоднократно обсуждал вопросы финансирования химического производства, встречался с выдающимися учеными-химиками, принимал участие в решении неотложных задач развития химической промышленности и получения сырья для нее. Большое значение для развития химической промышленности имел план ГОЭЛРО.

Технический прогресс, интенсификация и эффективность производства неразрывно связаны со специализацией, концентрацией, кооперированием и комбинированием предприятий, с полным обобществлением всего производственного процесса. Решение этой проблемы В. И. Ленин видел в создании единого государственного плана разви-

тия народного хозяйства, выполнение которого есть неперемное условие успехов социализма. Недаром он писал: „Все планы отдельных отраслей производства должны быть строго координированы, связаны и вместе составлять тот единый хозяйственный план, в котором мы так нуждаемся“.

За годы Советской власти много сделано в направлении образования единого общественного производственного процесса, основанного на широком использовании специализации и кооперирования. Однако современная научно-техническая революция открывает совершенно невиданные ранее перспективы в этом отношении. Образование общегосударственной системы вычислительных центров, применяющих быстродействующие электронные устройства, создание единой системы научно-технической информации, действенные меры по передаче достижений науки и техники — всё это необходимые условия превращения общественного производства в высокоорганизованный механизм, действующий по единому государственному плану, о котором говорил В. И. Ленин на заре Советской власти.

В. И. Ленин в первый же год Советской власти выдвинул как одну из очередных задач — учиться работать. В статье „Очередные задачи Советской власти он писал: „...эту задачу Советская власть должна поставить перед народом во всем объеме“. Здесь же Ильич указал на необходимость использовать все ценное, что уже получено наукой и техникой капитализма в деле научной организации труда.

Призыв В. И. Ленина вызвал в двадцатых годах массовое движение за научную организацию труда. Работы, выполненные в области НОТ, позволили значительно усовершенствовать организацию труда как на промышленных предприятиях и транспорте, так и в системе управления.

Современная стадия развития общественного производства требует использования сверхвысоких и сверхнизких температур и давлений, огромнейших концентраций энергий, больших скоростей и сложных технических систем. Высокие темпы производства немыслимы без расширения научных исследований, без быстрого использования их результатов на практике. Поэтому сейчас, в условиях современной научно-технической революции, как еще никогда в истории нашей страны, приобретают колоссальное значение ленинские мысли о роли техники и строжайшей дисциплине труда. Именно там, где труд людей связан с использованием высочайшей техники, основанной на автоматизации, вычислительной технике, атомной энергетике, необходимы научная организация труда, строжайшая трудовая дисциплина.

Советский Союз является одним из самых мощных государств, обладающих высоким научным потенциалом. Коммунистическая партия высоко ценит труд деятелей науки и техники. Партия принимает все меры к тому, чтобы осуществить завет Ильича о том, „... чтобы наука действительно входила в плоть и кровь, превращалась в составной элемент быта вполне и настоящим образом“.

Современная научно-техническая революция открывает невиданные в истории человечества возможности в познании природы, общества и человека. Мы являемся свидетелями осуществления гениальных предначертаний В. И. Ленина, который в начале XX века писал, что «ум человеческий открыл много диковинного в природе и откроет еще больше, увеличивая тем свою власть над ней...».

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Г. Б. БАГДАСАРЯН

ИЗУЧЕНИЕ ВИБРОУСТОЙЧИВОСТИ СТРОГАЛЬНОГО
 СТАНКА ТИПА 7М36

Виброустойчивость системы станок-приспособление — инструмент-деталь (СПИД) зависит от жесткости системы и устойчивости движения инструмента и заготовки, что возможно при отсутствии возмущений и, в частности, вибраций. Вибрационное состояние системы приводит к искажению размеров и формы деталей, а также к скачкообразному перемещению узлов станка, которое отрицательно отражается на качестве выпускаемой продукции.

1. При расчете принимается, что собственные колебания станка имеют незначительную величину и упругие силы системы зависят от массы и габаритных размеров станка. Предполагая, что собственные колебания станка затухают под воздействием сил, пропорциональных скорости (частоты) колебаний, приходим к рассмотрению следующей системы уравнений

$$\begin{aligned} \ddot{Z} + \lambda \dot{Z} + \frac{G}{L} \sin Z &= 0; \\ \ddot{Y} + \lambda \dot{Y} + \frac{G}{H} \sin Y &= 0. \end{aligned} \tag{1}$$

Разлагая $\sin Z$ и $\sin Y$ в ряд и ограничиваясь двумя членами разложения, получим:

$$\begin{aligned} \ddot{Z} + \lambda \dot{Z} + \frac{G}{L} \left(Z - \frac{Z^3}{6} \right) &= 0; \\ \ddot{Y} + \lambda \dot{Y} + \frac{G}{H} \left(Y - \frac{Y^3}{6} \right) &= 0. \end{aligned} \tag{2}$$

Следуя [1], решение (1) ищем в виде:

$$\begin{aligned} Z + a \cos \theta; \quad Y &= a_1 \cos \theta_1; \quad \theta = \omega t + \varphi_1; \\ Z &= -a \omega \sin \theta; \quad \dot{Y} = -a_1 \omega_1 \sin \theta_1; \quad \theta_1 = \omega_1 t = \varphi_2; \\ Z &= -a \omega^2 \sin \theta - \varphi_1 a \omega \cos \theta - a \omega^2 \cos \theta; \\ \dot{Y} &= -a_1 \omega_1 \sin \theta_1 - \varphi_2 a_1 \omega_1 \cos \theta_1 - a_1 \omega_1^2 \cos \theta_1. \end{aligned} \tag{3}$$

В силу (2) и (3) находим:

$$a = A e^{-\delta t}; \quad \theta = \omega \left| t + \frac{A^2}{32 \delta} (e^{-2\delta t} - 1) + \varphi_1 \right|; \quad (4)$$

$$a_1 = A_1 e^{-\delta_1 t}; \quad \theta_1 = \omega_1 \left| t + \frac{A_1^2}{32 \delta_1} (e^{-2\delta_1 t} - 1) + \varphi_2 \right|.$$

Пользуясь экспериментальными данными, на основании (3) и (4) можно записать уравнения перемещений свободных колебаний хобота, стола и станины станка. Ниже приводятся значения перемещений в двух направлениях только для хобота

$$Z = 6 e^{-14,5t} \cos \left\{ 945 \left| t + \frac{64}{32 \cdot 94,5} (e^{-189t} - 1) \right| + \varphi_1 \right\} \text{ мм}; \quad (5)$$

$$Y = 8 e^{-12t} \cos \left\{ 420 \left| t + \frac{36}{32 \cdot 42} (e^{-94t} - 1) \right| + \varphi_2 \right\} \text{ мм}.$$

Аналогичным путем можно получить выражения перемещений для стола и станины.

2. Широкое применение гидropередач в современных металлорежущих станках приводит к необходимости изучения: от каких факторов зависит динамическая устойчивость гидropередач и как должны быть выбраны их параметры, чтобы в процессе работы не возникали колебания рабочих органов, вредно отражающиеся на качестве обрабатываемого изделия. Колебание, возникающее при гидравлической передаче, представляется в виде суммы двух движений: $Z = Z_1 + S$, где Z_1 — основное движение жесткой системы; S — дополнительное движение, связанное с упругостью системы.

Учитывая, что гидродинамическая подъемная сила вызывает колебания с малыми амплитудами, приходим к линейному дифференциальному уравнению вида:

$$mZ + R_2 - R_1 + F_{1p} = 0, \quad (7)$$

где $R_1 = P_1 F_1$ и $R_2 = P_2 F_2$ — силы, соответственно действующие на напорной и сливной полостях; m — приведенная масса системы „хобот-рабочая жидкость“.

Допустим, что $F_{1p} = fZ$, а упругая сила $R_2 - R_1 = R$ пропорциональна давлению рабочего органа, т. е. $R = kZ$. Тогда уравнение (7) принимает вид:

$$mZ + fZ + kZ = 0. \quad (8)$$

Общее решение быстро-затухающих колебаний будет:

$$Z = C e^{-\alpha t} \cos (\omega_0 t + \beta_0). \quad (9)$$

Аналогично движение жесткой системы

$$Z_1 = C_1 e^{-\alpha_1 t} \cos (\omega_1 t + \beta_1). \quad (10)$$

Согласно (6)

$$S = Z - Z_0 = Ae^{-\delta t} \cos(\omega t + \varphi).$$

Для определения постоянных интегрирования A и φ , а также коэффициента затухания δ , следуя [2], имеем:

$$A = \frac{R_2 - R_1}{m\omega^2}; \quad \operatorname{tg} \varphi = \frac{\sin\left(\varphi + \frac{\delta}{\omega}\right)}{\cos \varphi}; \quad \omega^2 = \frac{C}{m}; \quad C = C_1 + C_2, \quad (11)$$

где C_1 — жесткость напорной полости гидросистем; C_2 — жесткость сливной полости гидросистем.

На основании (11) получаем:

$$S = 0,05 e^{-57t} \cos(300 \pi t + \varphi). \quad (12)$$

Исходные величины A , ω , δ и φ также определялись экспериментальным путем. В табл. 1 расчетные величины, вычисленные по формуле (12), сопоставлены с экспериментальными данными.

Таблица 1

| Величины | | Скорость перемещения хобота, м/мин | | | | | | | |
|----------------------|-------------------|------------------------------------|------|------|------|------|------|------|------|
| | | 3 | 8 | 12,5 | 16,5 | 20 | 24 | 36 | 47 |
| A, мм | Расчетные | 65,5 | 64,1 | 63,8 | 63,3 | 62,9 | 62,3 | 61,7 | 60,4 |
| | Экспериментальные | 65,9 | 64,1 | 63,7 | 63,0 | 62,7 | 62,0 | 61,0 | 59,0 |
| ω, сек ⁻¹ | Экспериментальные | 880 | 945 | 955 | 971 | 980 | 991 | 1005 | 1080 |
| | Расчетные | 845 | 914 | 916 | 926 | 934 | 936 | 937 | 940 |

3. Вибрация при резании в основном зависит от скорости резания, толщины среза, ширины среза и физико-механических свойств обрабатываемого материала. Регистрация смещений Z и Y при изменении скорости резания показывает, что в направлении z смещение в 2 раза больше, чем в направлении y . Следовательно, при изменении скорости резания больше вибрирует резец, чем стол станка. Эта неустойчивость проявляется в циклических изменениях угла сдвига β при некоторых значениях скорости резания. В первый момент, когда угол β имеет свое максимальное значение, нормальное напряжение σ увеличивается, а касательное напряжение τ уменьшается, вследствие чего меняется зона сдвига по отношению к силе резания на передней поверхности резца. В этом случае металл переходит в пластическое состояние только под действием σ , но такое состояние очень непродолжительное, хотя нормальное напряжение образует большую пластическую область перед резцом. Это состояние заканчивается после того, как начинают увеличиваться касательные напряжения. Напряжения в резце становятся максимальными, когда нормальные напряжения достигают предела текучести (σ_T) и $\tau = \sigma_T / \sqrt{3}$. Такое явление соответствует циклическому образованию стружки. Колебания при изменении режи-

мов резания характеризуются образованием циклических стружек, вследствие чего возникает вибрация системы. Это особенно наглядно, когда исследуются вибрации при изменении скорости резания (рис. 1).

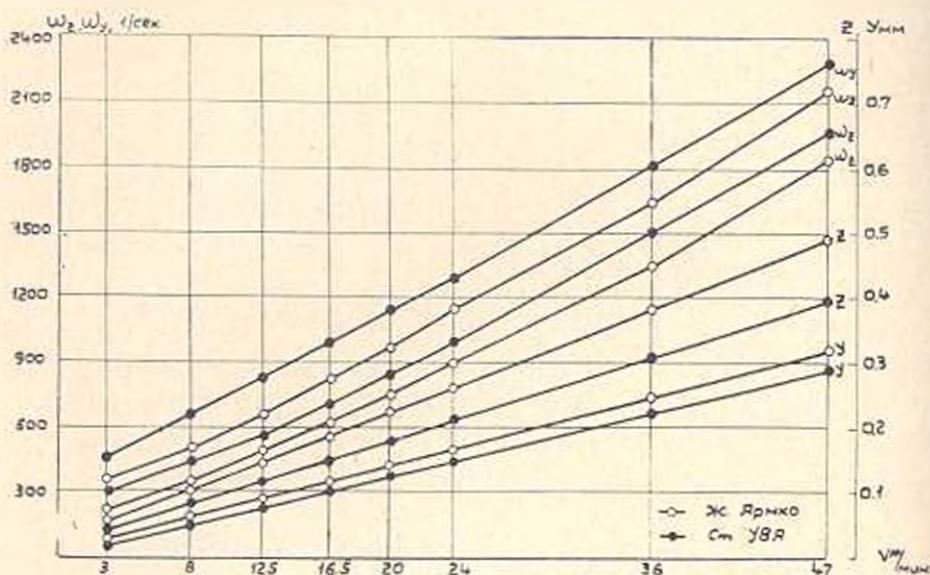


Рис. 1. Влияние скорости резания на колебания системы.

Кроме того, вибрация исследована также с помощью амплитудно-фазово-частотной характеристики (АФЧХ) системы при допущении, что смещение вершины реза определяется эллипсом жесткости упругой системы. Последний аналогичен эллипсу инерции сечения реза при его косом изгибе.

Составляя расчетную схему и решая полученные при этом линеаризованные дифференциальные уравнения данной системы, получим значения передаточных функций в следующем окончательном виде:

$$W_y = Re_y - im_1; \quad W_z = Re_z - im_2.$$

Значения Re_y , Im_y , Re_z , Im_z определяются отдельными уравнениями, вычисление которых произведено на ЭЦВМ. По результатам вычислений составлен график АФЧХ системы для наиболее неустойчивого случая (рис. 2).

Анализ АФЧХ упругой системы станка показывает, что вследствие близости левой ветви этой характеристики по отношению к отрицательной вещественной оси координат, запас устойчивости системы невелик. Ввиду этого, любой случайный толчок или изменение неучтенных параметров может сдвинуть эту часть характеристики по направлению к указанной оси и тем самым сделать систему неустойчивой.

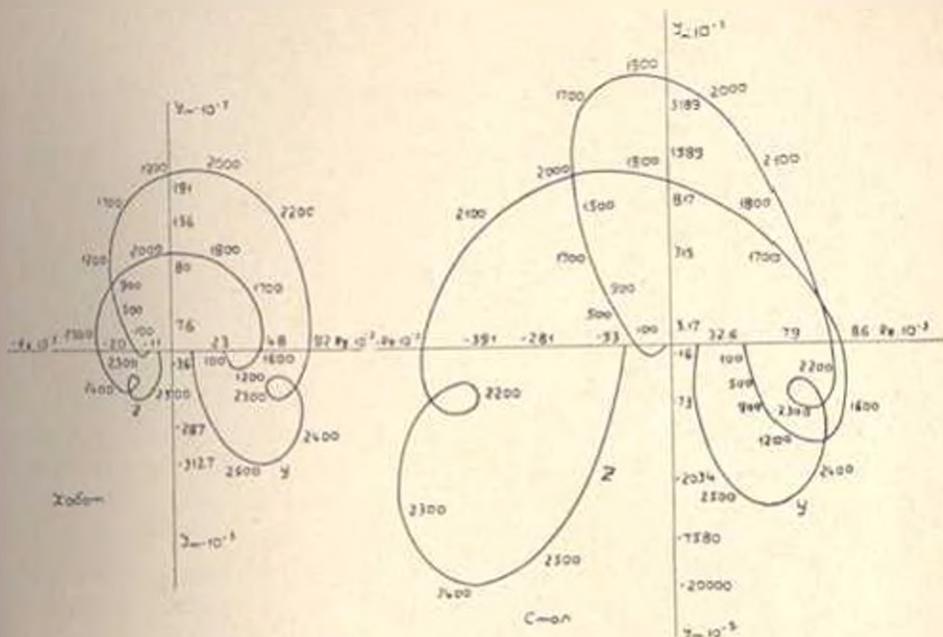


Рис. 2. АФЧХ системы станка при резании.

Резюмируя, отметим, что:

а. Смещение системы станка при строгании обусловлено пластическим течением материала и циклическим изменением угла сдвига.

б. Смещение вершины реза можно определить с помощью эллипса жесткости упругой системы, который аналогичен эллипсу инерции сечения среза при косом изгибе последнего.

Бюроавиаская оптико-механическая лаборатория
АН АрмССР

Поступило 15.X.1969.

Հ. Ք. ԽԱՂՆԱՍՏՅԱՆ

**ԴՄՅԵ ՏԻՓԻ ԻՆՎԵՌՄԸՆ ԶԱՍՏՈՅԻ ԹՐԹՈՒԿԱՅՈՒՆՈՒԹՅԱՆ
ՈՒՍՈՒՐԱԿԱՆԻՐՈՒԹՅՈՒՆԸ**

Ա Վ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Քառասնամյակից Վ. ԴՄՅԵ տիպի ունեղման հաստոցի թրթուկայունությունը սեփական տատանումներից, հիդրավիկ շարժարներից և կտրման սրբանից անարտադրյալ թրթուկների ժամանակ: Երևելով հաստոցի աշխատանքի իրական պայմաններից, արտածված են թրթուցման հետևանքով նրա տատանի նանդույցների տեղափոխումների հաջատարումները, որոնք համազգային են փորձարարական եղանակով ստացված արդյունքների հետ: Կտրման վեպը համար կազմված է սովորուողա-հաճախություն-փուլ բնութագրիր, որի միջոցով որոշվել են հաստոցի տատանման անկայունության դեպքերը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Боголюбов Н. Н., Метропольский Ю. А. Аналитические методы в теории нелинейных колебаний. Физматгиз, 1963.
2. Каменицкий Г. И. Продольные колебания при гидравлическом приводе станка. Журн. «Станки и инструмент», № 9, 1956.

К. А. МНДЖОЯН

О ПРАКТИЧЕСКОМ ПРИМЕНЕНИИ КРИВЫХ ПОЛЗУЧЕСТИ СЕРОГО ЧУГУНА

Некоторые марки серого чугуна применяются для отливки корпусных деталей различных машин и станков. По причине неравномерного охлаждения, а также фазовых и структурных превращений при остывании, в литых деталях возникают остаточные (литейные) напряжения, которые с течением времени самопроизвольно уменьшаются (явление релаксации) и приводят к короблению корпусных деталей и потере первоначальной точности машины. Интенсивность и продолжительность коробления зависит: от марки чугуна, формы и размеров детали, величины и степени неравномерности распределения остаточных напряжений, характера действий внешних нагрузок.

Явления, происходящие в чугунных деталях при их короблении, имеют много общего с ползучестью. Поэтому экспериментальное изучение ползучести серых чугунов представляет практический интерес. Эксперименты были проведены над гладкими цилиндрическими образцами диаметром 20 мм и длиной 450 мм, которые подвергались изги-

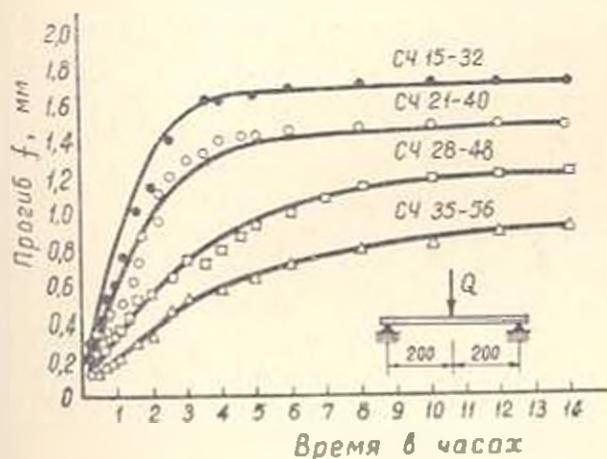


Рис. 1. Кривые ползучести для различных марок серого чугуна.

бу постоянной сосредоточенной силой $Q = 114 \text{ кг}$ при схеме нагружения, приведенной на рис. 1. При этом дополнительное напряжение изгиба составляло $\sigma_{\text{днп}} = 14,5 \text{ кг/мм}^2$. Разгрузку образцов прово-

дилось через 14 часов. Прогибы образцов измерялись посредние пролета микронным индикатором. Всего было испытано 48 образцов.

Некоторые результаты экспериментального изучения ползучести образцов из различных марок серого чугуна приведены в табл. 1 и на рис. 1. Причем, величины остаточных (литейных) напряжений $\sigma_{ост}$ определены по методу Бауера и Сипа [1] на усадочных решетках.

Таблица 1

Напряжения и прогибы при изгибе образцов из различных марок серого чугуна

| Марка чугуна | Пределы прочности | | | Прогибы в мм | | |
|--------------|--|--|---|-----------------|-------------------------|-----------------------------|
| | при растяжении, $\sigma_{\text{ст}}, \text{кг/мм}^2$ | при изгибе $\sigma_{\text{огг}}, \text{кг/мм}^2$ | Остаточные напряжения $\sigma_{\text{ост}}, \text{кг/мм}^2$ | начальные f_0 | через 14 часов f_{14} | остаточные $f_{\text{ост}}$ |
| СЧ 15-32 | 16,0 | 31,7 | 6,73 | 2,15 | 2,32 | 0,45 |
| СЧ 21-40 | 21,8 | 41,7 | 8,93 | 1,88 | 2,04 | 0,32 |
| СЧ 28-48 | 28,3 | 49,6 | 11,35 | 1,55 | 1,68 | 0,26 |
| СЧ 31-56 | 34,5 | 57,1 | — | 1,32 | 1,42 | 0,22 |

* Данные являются средними для 3-6 испытанных образцов.

Анализ результатов экспериментального исследования позволяет отметить следующие основные особенности ползучести чугунов:

1. После нагружения в начальный период прогибы образцов интенсивно возрастают, а затем стабилизируются. При этом с увеличением прочностных показателей чугуна кривая ползучести смещается вниз, а стабилизация наступает позже (рис. 1). Так, например, если для чугуна СЧ 15-32 стабилизация начинается через 4 часа при прогибе 0,17 мм, то для чугуна СЧ 21-40 — через 6 часов при прогибе 0,14 мм, для чугуна СЧ 28-48 — через 10 часов при прогибе 0,12 мм и т. д.

2. С повышением прочностных показателей чугуна (σ_0 и $\sigma_{огг}$) величины начального (f_0) и конечного (f_{14}) прогибов соответственно уменьшаются, а остаточные напряжения — возрастают.

3. Остаточный прогиб, характеризующий величину пластических деформаций при изгибе образцов, составляет значительную часть общего прогиба и уменьшается при повышении прочностных показателей. Это явление можно объяснить характерной особенностью серого чугуна — наличием в его структуре, наряду с металлической основой, низкопрочного графита пластинчатой формы. Величина и интенсивность пластических деформаций, возникающих в сером чугуне, предопределяются количеством и размерами графитовых частиц: чем меньше количество и размеры частиц графита, равномернее их распределение по объему, тем выше прочность чугуна. Возможно, что при этом сказывается также влияние масштабного фактора — повышение прочности частиц при уменьшении их размеров.

Принимая во внимание вышесказанное, резкое возрастание прогибов в начальный период действия нагрузки можно объяснить интенсивной деформацией металлической основы и графитовых частиц, а смещение кривой ползучести вверх и увеличение времени стабилизации прогибов при уменьшении прочности чугуна — увеличением количества и размеров графитовых частиц, приводящем к большей деформативности чугуна. Уменьшение прогибов f_0 , f_{11} и $f_{уст}$ при повышении прочности чугуна происходит как по причине возрастания остаточных напряжений, препятствующих действию внешней нагрузки, так и уменьшения количества и размеров графитовых частиц.

Возможные случаи практического применения кривых ползучести серого чугуна:

а) Целесообразность замены одной марки чугуна другой при отливке корпусных деталей точных машин, наряду с другими факторами, предопределяется также способностью чугуна подвергаться старению (естественному или искусственному). Последнее приводит к предотвращению коробления детали благодаря частичному снятию внутренних (литейных) напряжений и их стабилизации. Постановка экспериментов на натуральных образцах из различных чугунов с применением того или иного способа старения с целью определения периодов стабилизации коробления (напряжений) не всегда возможна, связана с большими техническими затруднениями и требует значительных средств и времени. Для сравнительной оценки чугунов по их склонности к старению можно пользоваться кривыми ползучести цилиндрических образ-

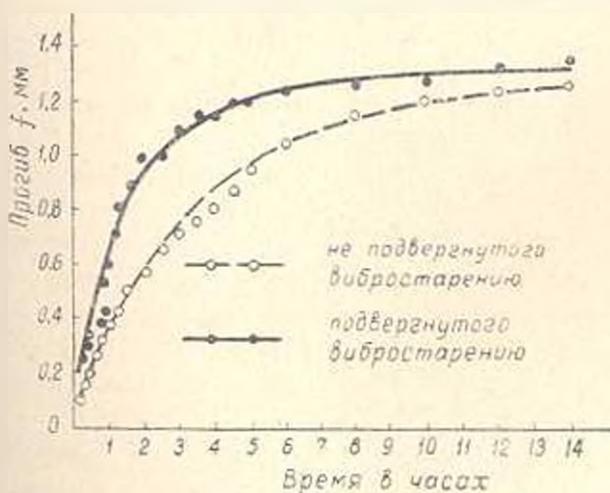


Рис. 2. Кривые ползучести для чугуна марки СЧ 28—48, подвергнутого и не подвергнутого вибростарению.

цов, сопоставляя величины периодов стабилизации их прогибов. Так, например, согласно данным рис. 1 периоды стабилизации прогибов составляют: 6 часов для чугуна СЧ 21—40 и 10 часов для чугуна СЧ 28—48.

Результаты экспериментального исследования процесса естественного старения натуральных корпусных деталей токарно-винторезного станка марки 1Б61 [2] показали приемлемость такого предположения: период стабилизации коробления (напряжений) у образцов из чугуна СЧ 21—40 был почти в два раза меньше, чем у образцов из чугуна СЧ 28—48.

б) Кривыми ползучести цилиндрических образцов можно оценить также эффективность различных методов старения. С этой целью были испытаны две партии цилиндрических образцов из чугуна СЧ 28—48, одна из которых была подвергнута вибростарению. Сопоставление кривых ползучести, приведенных на рис. 2, показывает, что в результате вибростарения стабилизация прогибов наступает значительно раньше. В данном случае это следует объяснить тем, что при вибростарении уменьшаются внутренние напряжения и происходит их выравнивание по объему, в результате чего стабилизация прогибов наступает раньше, чем у образцов, не подвергнутых вибростарению [3].

Закавказский филиал ЭНИМС

Поступило 24.VI.1969.

Կ. Ա. ՄԻԺՅՈՅԱՆ

ԳՈՐԵ ԲՈՒՋԵՐԻ ԽՈՎՐԻ ԿՈՐԵՐԻ ԳՈՐԴՆԱԿԱ, ԿԵՐԱՅԻՄԱՆ, ՎԵՐԱԲԵՐՅԱԼ

Ա Վ Փ Ի Ս Փ Ի Ն Վ

Հարգանքով բերված են տարբեր ամրության գործ թուջերի սողրի փորձարարական կորերը և տվյալներ, որոնք բնութագրում են թուջերի ամրության զուգանիշները, մեղադրագրի լարումների և նկատմաների կապը դանակ նմուշների ծաման դեպքում:

Փորձարարական տվյալների վերլուծության նիման վրա հանձնարարվում է սողրի կորերի օգնությամբ դնակատեղ դանական գործ թուջերի հնացման էնթարկվելու բնագանակությունը և բացահայտել հնացման տարբեր եղանակների արդյունավետությունը:

Լ Ի Ե Ր Ա Տ Ր Ա

1. Энциклопедический справочник „Машиностроение“, т. III, 1948.
2. *Վարտանյան Ա. Յ.* Вибростарение чугунных корпусных деталей на станкостроительных заводах Армении. Сб. „Вибрации в машиностроении и сельском хозяйстве“ пої технике. По материалам первой республиканской научно-технической конференции, Ереван, 1966.
3. *Միձյոյան Կ. Ա., Վարտանյան Ա. Յ.* Некоторые вопросы вибростарения чугунов. Сб. „К вопросу производительности, качества и надежности станков“. Изд. „Արմաստան“, Ереван, 1966.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

Т. А. ГОРОЯН

О ЧИСЛЕ ФОРМ КОЛЕБАНИЙ, ПОДЛЕЖАЩИХ УЧЕТУ
ПРИ ОПРЕДЕЛЕНИИ РАСЧЕТНЫХ СЕЙСМИЧЕСКИХ
УСИЛИЙ В ЭЛЕМЕНТАХ КАРКАСНЫХ ЗДАНИЙ

При определении расчетных сейсмических сил с учетом влияния высших форм колебаний часто возникает вопрос — сколько форм следует учитывать. Число форм колебаний, необходимых для учета, определяется расчетно-конструктивной схемой сооружения, плотностью спектра его собственных частот и, не в меньшей степени, спектральным составом сейсмического возмущения. Влияние высших форм колебания в зависимости от расположения поэтажных масс и жесткостей с достаточной точностью можно учесть, пользуясь методами строительной механики. Что касается влияния высших форм в зависимости от спектрального состава землетрясения, то, ввиду отсутствия анализа сейсмических усилий с учетом наложения нескольких форм нормальных колебаний, возникающих в зданиях с различными конструктивными схемами, предлагаемое разными авторами число учитываемых форм подчас носит интуитивный характер. Так, согласно действующим нормам [1], здания и сооружения, имеющие период основного тона больше 0,5 сек, следует рассчитывать на сейсмическое воздействие с учетом первых трех форм колебаний. К тому же, расчет каркасных зданий, жесткость и масса которых изменяются по высоте незначительно, допускается вести с учетом только одного тона колебаний — по наиболее опасной форме. Однако, по нашему мнению, в этом вопросе подход СНиП несколько априорен: равенство, или незначительное отличие величин поэтажных масс и жесткостей не может послужить аргументацией для игнорирования наложения сейсмических нагрузок по формам колебаний. Учет одного, пусть и наиболее опасного, тона колебаний может привести к существенным погрешностям при определении расчетных сейсмических усилий. В подтверждение этого в статье приводятся результаты анализа реакций¹ 10-этажного железобетонного каркасного здания, имеющего постоянную жесткость по всем этажам и постоянство поэтажных масс, на сейсмические воздействия при учете различных тонов его собственных колебаний.

¹ Под «реакцией» подразумевается «реагирование» сооружения на заданные внешние воздействия.

Анализ реакций произведен с использованием акселерограмм четырех калифорнийских землетрясений интенсивностью в 7–8 баллов. С этой целью разработана программа вычислений и соответствующая блок-схема для ЭЦВМ. Основные характеристики землетрясений и их акселерограммы, заимствованные у С. В. Медведева [2], приведены в табл. 1 и на рис. 1.

Таблица 1

Характеристики землетрясений

| Номера акселерограмм | Балльность | Дата землетрясения | Станции | Расстояние от эпицентра, км | Период, сек | Ускорение, доли g | Составляющая |
|----------------------|------------|--------------------|-----------|-----------------------------|-------------|-------------------|--------------|
| 1 | 7 | 3.X 1941 | Ferndale | 24 | 0,38 | 0,078 | Г–60 |
| 2 | 8 | 9.III 1949 | Hollister | 22 | 0,32 | 0,120 | Г–21 |
| 3 | 8 | 21.XII 1965 | Eureka | 7 | 0,40 | 0,225 | Г–10 |
| 4 | 7 | 12.I 1954 | Taft | 42 | 0,20 | 0,097 | Г–70 |

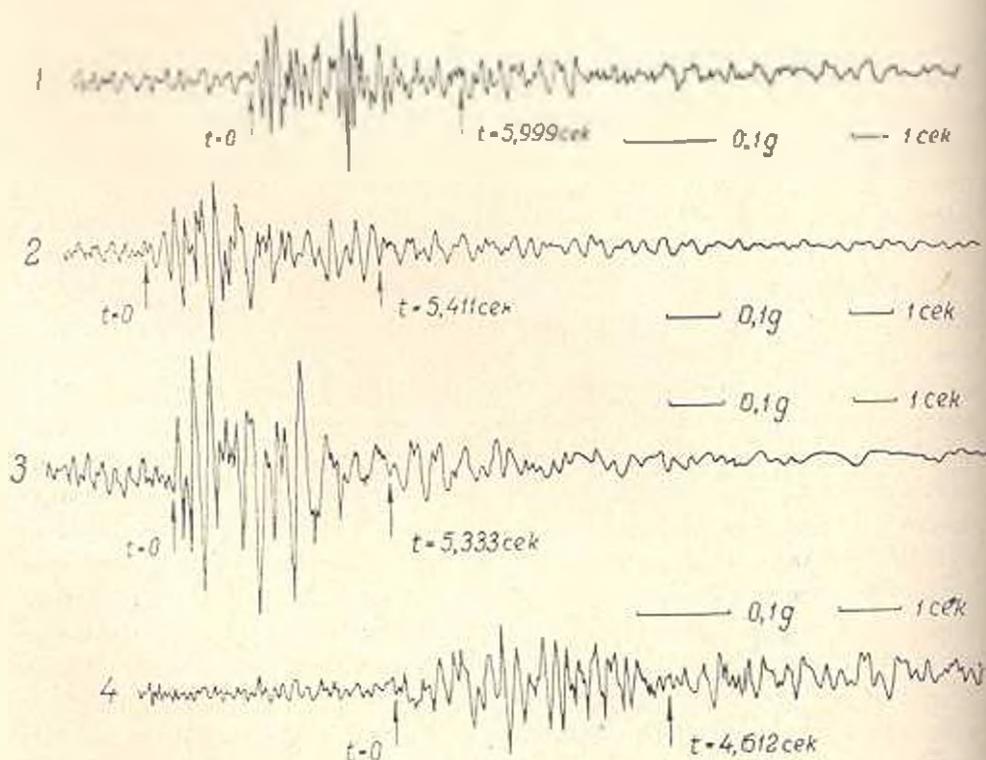


Рис. 1. Акселерограммы землетрясений.

Сейсмическая нагрузка, развиваемая массой m_k по всем формам нормальных колебаний, представляется в виде ряда:

$$S_k = m_k \sum_{i=1}^n \ddot{y}_{ki}(T_{ki}, \gamma_i, t). \quad (1)$$

Здесь $\ddot{z}_r(T_r, \gamma, t)$ — приведенное сейсмическое ускорение, определяемое выражением [3]:

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

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

Поскольку отдельные слагаемые ряда (1), будучи зависимыми от закона колебания почвы, жесткостей и масс сооружения, а также от характеристик затухания, достигают своих максимальных значений в различные моменты времени, то программой вычислений было предусмотрено:

а. Численное интегрирование выражения (2) при фиксированных значениях T_r и γ и таблично заданной акселерограмме с целью определения величин $\ddot{z}_r(T_r, \gamma, t)$ по времени (пределы интегрирования показаны на рис. 1).

б. Определение величин поэтажных сейсмических нагрузок и перерезывающих сил по отдельным формам колебаний.

в. Определение величин поэтажных сейсмических нагрузок с учетом наложения первых нескольких форм колебаний и отбор их максимальных значений.

г. Определение величин поэтажных перерезывающих сил с учетом наложения первых нескольких форм колебаний и отбор их максимальных значений, т. е. отыскание

$$\max |Q_k| = \max \left| \sum_{r=1}^q \sum_{r=1}^n S_{kr} \right|, \quad k = 1, 2, \dots, n \quad (3)$$

где q — число учитываемых форм; n — число степеней свободы системы.

Конструктивная схема рассматриваемого 10-этажного здания приведена в [4]. Поэтажные массы имеют величины: $m_1 = m_2 = \dots = m_9 = 520$ кн. сек²/см и $m_{10} = 627$ кн. сек²/см.

В предположении абсолютной горизонтальной жесткости перекрытий, расчетная схема здания представляется в виде невесомого консольного бруса, несущего сосредоточенные массы. При этом жесткость этажа $a = 1104$ Т/см. Периоды первых пяти тонов собственных колебаний здания, определенные по способу, данному в [4, 5], имеют следующие значения: $T_1 = 0,910$ сек; $T_2 = 0,307$ сек; $T_3 = 0,187$ сек; $T_4 = 0,136$ сек; $T_5 = 0,109$ сек. Поэтажные значения коэффициентов форм колебаний γ_{kr} , вычисленные согласно [4], приведены в табл. 2.

На основании приведенной выше исходной данности вычислены максимальные значения поэтажных сейсмических нагрузок и перерезывающих сил как по отдельным формам нормальных колебаний, так и с учетом наложения первых трех и пяти форм. При этом, учитывая, что пока отсутствуют реальные данные о затуханиях колебаний высотных

Таблица 2

Значения коэффициента форм колебаний

| Этаж | Для I тона | Для II тона | Для III тона | Для IV тона | Для V тона |
|------|------------|-------------|--------------|-------------|------------|
| 1 | 0,189 | 0,181 | 0,165 | 0,143 | 0,116 |
| 2 | 0,375 | 0,326 | 0,243 | 0,143 | 0,052 |
| 3 | 0,552 | 0,407 | 0,190 | 0 | -0,093 |
| 4 | 0,716 | 0,407 | 0,036 | -0,143 | -0,093 |
| 5 | 0,865 | 0,326 | -0,137 | -0,143 | 0,052 |
| 6 | 0,994 | 0,181 | -0,237 | 0 | 0,116 |
| 7 | 1,101 | 0 | -0,211 | 0,143 | 0 |
| 8 | 1,183 | -0,181 | -0,071 | 0,143 | -0,116 |
| 9 | 1,239 | -0,326 | 0,106 | 0 | -0,052 |
| 10 | 1,267 | -0,407 | 0,227 | -0,143 | 0,093 |

зданий, для всех форм величина коэффициента внутреннего трения предположительно принята $\gamma = 0,12$. Максимальные значения ускорения $\ddot{z}(T, \gamma, t)$ по каждой форме колебаний приведены в табл. 3 и, как видно, эти максимумы имеют место в разные моменты времени. В те же моменты достигнут своего максимума поэтажные сейсмические нагрузки и перерезывающие силы соответственных форм колебаний.

Таблица 3

Максимальные значения ускорения $\ddot{z}(T, \gamma, t)$, в см/сек²

| Форма колебания | По акселерограмме № 1 | | По акселерограмме № 2 | | По акселерограмме № 3 | | По акселерограмме № 4 | |
|-----------------|-----------------------|------------------------|-----------------------|------------------------|-----------------------|------------------------|-----------------------|------------------------|
| | γ | момент достижения, сек |
| I | 32 | 3,307 | 126 | 2,329 | 174 | 2,867 | 45 | 1,886 |
| II | -203 | 2,747 | -428 | 1,741 | -710 | 1,089 | 138 | 2,098 |
| III | 258 | 2,960 | 254 | 1,353 | 521 | 0,533 | -177 | 1,886 |
| IV | 165 | 2,907 | 255 | 1,529 | -385 | 2,089 | -144 | 1,854 |
| V | -139 | 2,667 | 196 | 0,541 | -361 | 2,067 | 98 | 2,683 |

Результаты вычислений приведены в табл. 4. Причем, максимальные значения поэтажных сейсмических нагрузок S_k и перерезывающих сил Q_k по одному тону колебаний даны для наипасной формы, отмеченной рядом. Как видно из таблицы, максимальные значения S_k большей частью соответствуют II форме колебаний, в то время, как максимумы Q_k имеют место, в основном, при I форме колебаний, лишь в отдельных случаях — при II форме, и то на верхних этажах. Поскольку при расчете сооружений на сейсмические воздействия наипасной формой колебаний является форма, вызывающая максимум внутренних усилий, то при сопоставлении реакций с учетом одного и нескольких форм колебаний будем оперировать величинами перерезывающих сил.

Данные табл. 4 показывают, что максимальные значения перерезывающих сил по одному — наипасному — тону колебаний получаются значительно меньшими, чем при учете наложения первых трех тонов. Для их сопоставления рассмотрим отношение

Таблица 4

Максимальные значения попятных сейсмических нагрузок S_2 и перерезывающих сил O_2 (в тоннах)

| | Этаж | По акселерограмме № 1 | | | По акселерограмме № 2 | | | По акселерограмме № 3 | | | По акселерограмме № 4 | | |
|-----------------------|------|-----------------------|---------------|---------------|-----------------------|---------------|---------------|-----------------------|---------------|---------------|-----------------------|---------------|---------------|
| | | по одному тону* | по трем тонам | по пяти тонам | по одному тону* | по трем тонам | по пяти тонам | по одному тону* | по трем тонам | по пяти тонам | по одному тону* | по трем тонам | по пяти тонам |
| Сейсмическая нагрузка | X | 52 (II) | -75 | -79 | 110 (II) | 155 | 154 | 181 (II) | 262 | 252 | 36 (I) | 74 | 74 |
| | IX | 34 (II) | -46 | -49 | 81 (I) | 119 | 121 | 120 (II) | 176 | -178 | 30 (I) | 48 | 47 |
| | VIII | 20 (I) | -34 | -34 | 78 (I) | 101 | 108 | 108 (I) | -145 | -150 | 28 (I) | 38 | 11 |
| | VII | 28 (III) | -40 | -40 | 72 (I) | 75 | 78 | 100 (I) | 132 | 118 | 26 (I) | 46 | 40 |
| | VI | 32 (III) | -45 | -45 | 65 (I) | -75 | -72 | 90 (I) | 133 | 122 | 24 (I) | 46 | 42 |
| | V | 34 (III) | -41 | -41 | 73 (II) | -88 | -81 | -120 (II) | 140 | 138 | 23 (II) | 43 | 49 |
| | IV | 43 (II) | -39 | -45 | -91 (II) | 103 | 95 | -150 (II) | 169 | 146 | 29 (II) | 12 | 47 |
| | III | 43 (II) | -47 | -50 | 91 (II) | 104 | 102 | -150 (II) | 193 | 182 | 29 (II) | 42 | 43 |
| | II | 34 (II) | -51 | -55 | 73 (II) | 92 | 105 | -120 (II) | 172 | 196 | 23 (II) | 36 | 41 |
| | I | 22 (III) | -32 | -38 | 40 (II) | 55 | 71 | -67 (II) | 102 | 132 | 15 (III) | 22 | 28 |
| Перерезывающая сила | X | 52 (II) | -75 | -79 | 110 (II) | 155 | 154 | 181 (II) | 262 | 252 | 36 (I) | 74 | 74 |
| | IX | 86 (II) | -120 | -128 | 182 (II) | 274 | 272 | 301 (II) | 457 | 427 | 66 (I) | 122 | 121 |
| | VIII | 105 (II) | -143 | -149 | 259 (I) | 375 | 377 | 369 (II) | 542 | -547 | 94 (I) | 149 | 148 |
| | VII | 105 (II) | -146 | -149 | 331 (I) | 450 | 454 | 459 (I) | -639 | -639 | 120 (I) | 163 | 165 |
| | VI | 101 (I) | -146 | -145 | 396 (I) | 495 | 495 | 549 (I) | -678 | -665 | 144 (I) | 178 | 178 |
| | V | 116 (I) | -145 | -145 | 453 (I) | 510 | 508 | 628 (I) | 652 | 644 | 165 (I) | 196 | 194 |
| | IV | 128 (I) | -139 | -150 | 500 (I) | 511 | 513 | 693 (I) | 726 | 781 | 182 (I) | 203 | 211 |
| | III | 137 (I) | -149 | -157 | 536 (I) | 509 | 520 | 743 (I) | 762 | 767 | 195 (I) | 198 | 212 |
| | II | 143 (I) | -165 | -167 | 560 (I) | 528 | 528 | 777 (I) | -789 | -789 | 204 (I) | 225 | 226 |
| | I | 146 (I) | -185 | -185 | 573 (I) | 547 | 549 | 794 (I) | -838 | -839 | 208 (I) | 244 | 244 |

* В скобках отмечена форма колебаний, которой соответствует данное значение.

$$\gamma_k^{(1)} = Q_k^{(1)} / Q_k^{(5)},$$

где $Q_k^{(1)}$ и $Q_k^{(5)}$ — соответственно максимальные значения поэтажных перерезывающих сил по одному и по первым трем тонам колебаний. По данным табл. 4 вычислены значения $\gamma_k^{(1)}$ и на рис. 2 приведены

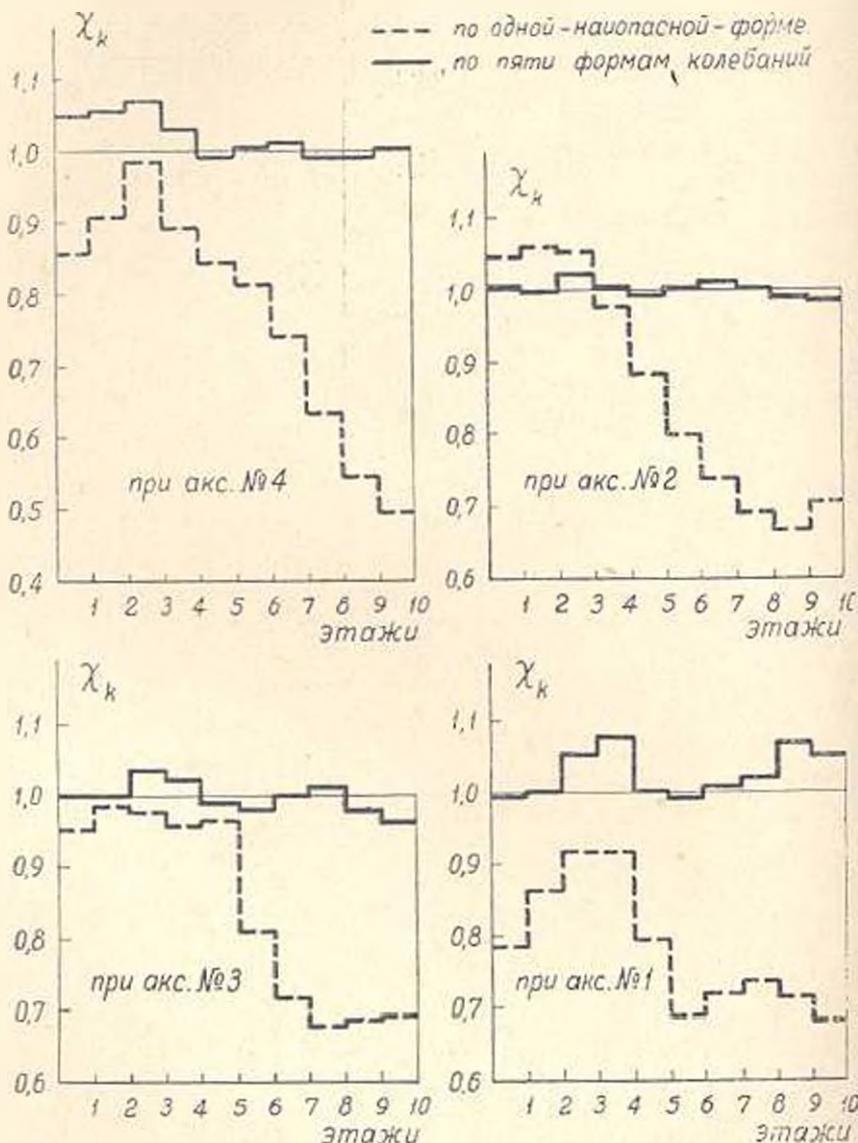


Рис. 2. Графики изменения γ_k по высоте здания.

графики изменения $\gamma_k^{(1)}$ по высоте здания. Как видно из этих графиков, учет только одного тона колебаний приводит к значительным погрешностям при определении сейсмических усилий, особенно в верхней половине здания, где их значения, в зависимости от спектрального состава землетрясения, получают с недостатком на 25—50%. Это ука-

ЛИТЕРАТУРА

1. Строительные нормы и правила. Строительство в сейсмических районах. СНиП II—А. 12—62. Госстройиздат, 1963.
2. Медведки С. В. Инженерная сейсмология. Госстройиздат, 1962.
3. Налпроев А. Г. Метод надежного анализа сейсмических сил. Изд. АН АрмССР, Ереван, 1959.
4. Горюхи Т. А., Хачикян Э. Б. К изучению сейсмостойкости железобетонных каркасных зданий повышенной этажности. Доклады Всесоюзного совещания по сейсмостойкому строительству в Алма-Ате. Ереван, 1967.
5. Горюхи Т. А. О влиянии неравенства поставших масс на периоды и формы свободных колебаний многоярусных зданий. „Известия АН АрмССР (серия Т. Н)“, т. XXII, № 1, 1969.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

Р. С. АВЕТИСЯН, А. А. ВАРТАПЕТЯН

К ВОПРОСУ ОПРЕДЕЛЕНИЯ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ
 ВНЕЦЕНТРЕННО СЖАТЫХ КОРОТКИХ КОЛОНН
 ИЗ ЛЕГКОГО ЖЕЛЕЗОБЕТОНА

Общий метод определения несущей способности сечений железобетонных элементов при различных силовых воздействиях предложен И. А. Пастернаком [1, 2]. При прямоугольной эпюре напряжений в бетоне сжатой зоны общий метод приводит к унифицированным расчетным формулам, принятым в действующих нормах [3]. Поскольку легкий бетон является более упругим материалом, чем тяжелый, то принятие прямоугольной эпюры напряжений в сжатой части сечения элементов из легкого железобетона, с целью более или менее точной оценки их несущей способности при внецентренном сжатии, представляется спорным. Строгое решение этой задачи основывается на действительной зависимости между напряжениями и деформациями бетона и арматуры.

Многообразие механических характеристик материалов и сложная закономерность изменения напряжений в сечении элемента ограничивает возможность решения задачи в общем виде. Следуя Г. А. Гениеву [4], в статье предложен метод определения несущей способности коротких колонн при внецентренном сжатии в предположении, что работа бетона и арматуры соответствует диаграмме Прандтля. Для упрощения задачи принята идеализированная диаграмма $\sigma - \epsilon$, аппроксимирующая действительную (рис. 1), и гипотеза плоских сечений в сечении с трещиной. Приемлемость предлагаемого метода определения несущей способности проверена экспериментально на образцах коротких колонн из легкого железобетона.

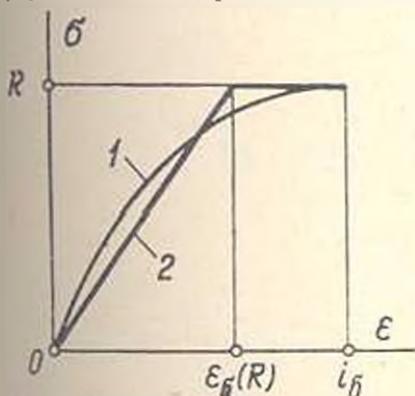


Рис. 1. Диаграммы «напряжение-деформация» при сжатии: 1 — действительная, 2 — аппроксимированная.

Рассматриваются колонны прямоугольного сечения при больших (случай 1) и малых (случай 2) эксцентриситетах приложения нагрузки.

1. Внецентренное сжатие с большими эксцентриситетами приложения нагрузки (случай 1). Распределение усилий в сечении элемента с трещиной в предельном состоянии приложено на рис. 2, а.

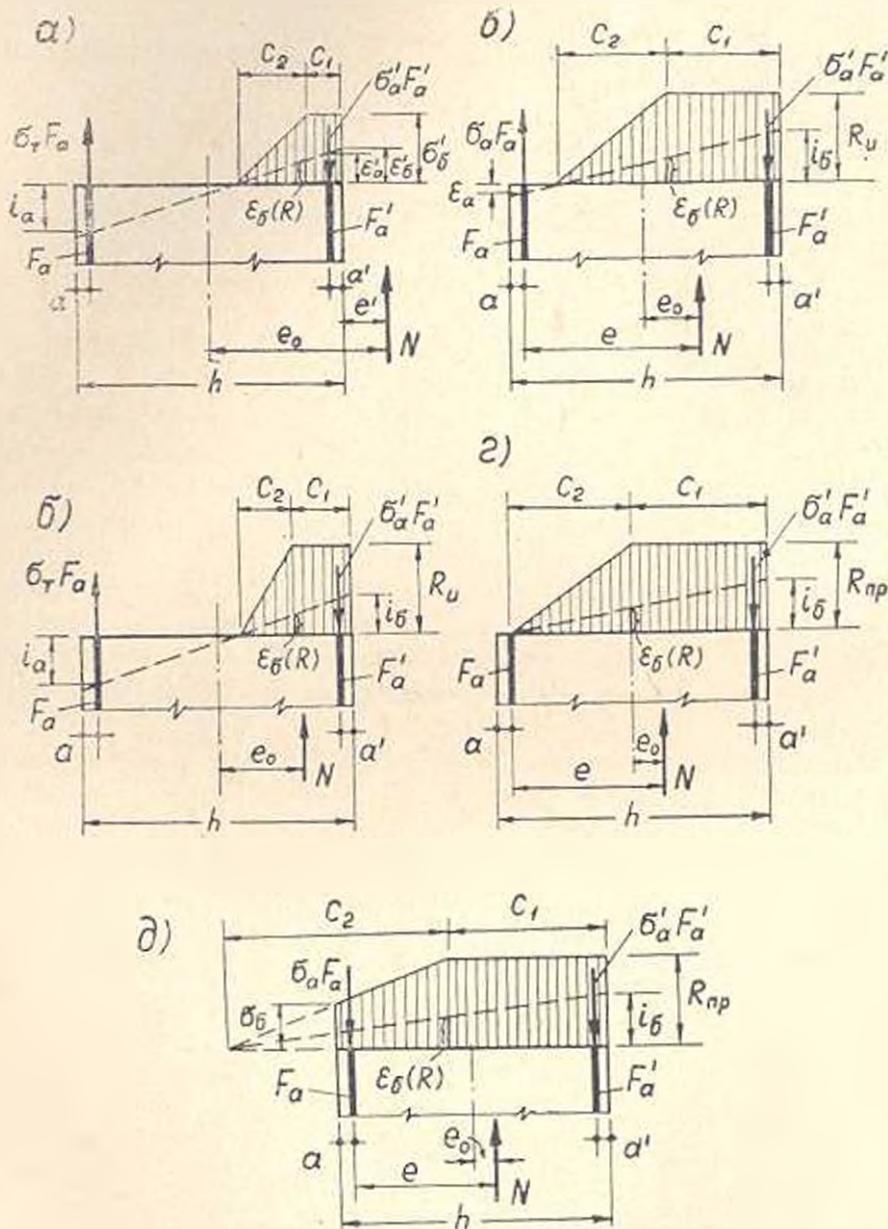


Рис. 2. Схемы распределения усилий и сечении железобетонного элемента.

Расчетные уравнения имеют вид:

$$N = \sigma_2 c_2 b + 0,5 \sigma_0 c_2 b - \sigma_2 F_a - \sigma_0 F_a; \quad (1)$$

$$N e' - 0,5 \sigma_0 c_2 b + 0,5 \sigma_0 c_2 b \left(c_2 - \frac{c_2}{3} \right) - \sigma_2 F_a h_0 + \sigma_2 F_a a'; \quad (2)$$

$$\frac{c_1 + c_2}{c_2} = \frac{\varepsilon_s}{\varepsilon_0(R)}; \quad (3)$$

$$\frac{c_1 + c_2}{h_0 - (c_1 + c_2)} = \frac{\varepsilon_s}{i_a}. \quad (4)$$

Здесь N — внешнее усилие; c_1 — длина пластической части эпюры напряжений сжатой зоны бетона; c_2 — длина ее упругой части; b — ширина сечения; i_a — деформация арматуры, соответствующая пределу текучести стали; $\varepsilon_s(R)$ — упруго-пластическая деформация бетона.

2. Граница между первым и вторым случаями внецентренного сжатия (рис. 2, б). Расчетные уравнения принимают вид:

$$N = R_a c_1 b + 0,5 R_{ac_2} b - \sigma_c F_a + \sigma_s F_a'; \quad (5)$$

$$N(0,5h - e_0) = 0,5 R_a c_1^2 b + 0,5 R_{ac_2} b \left(c_1 + \frac{c_2}{3} \right) - \sigma_c F_a h_0 + \sigma_s F_a' a'; \quad (6)$$

$$\frac{c_1 + c_2}{c_2} = \frac{i_b}{\varepsilon_0(R)}; \quad (7)$$

$$\frac{c_1 + c_2}{h_0 - (c_1 + c_2)} = \frac{i_b}{i_a}. \quad (8)$$

Здесь i_b — предельная деформация бетона при сжатии.

3. Внецентренное сжатие с малыми эксцентриситетами приложения нагрузки (случай 2). В рассматриваемом случае наиболее напряженное сечение может быть сжато частично или полностью.

а) Частично сжатое сечение (рис. 2, в). Исходя из условий равновесия и принятых предпосылок, расчетные уравнения принимают вид:

$$N = R_a c_1 b + 0,5 R_{ac_2} b - \sigma_c F_a + \sigma_s F_a'; \quad (9)$$

$$Ne = R_a b (h_0 - 0,5 c_1) + 0,5 R_{ac_2} b \left(h_0 - c_1 - \frac{c_2}{3} \right) + \sigma_c F_a (h_0 - a'); \quad (10)$$

$$\frac{c_1 + c_2}{c_2} = \frac{i_b}{\varepsilon_0(R)}; \quad (11)$$

$$\frac{c_1 + c_2}{h_0 - (c_1 + c_2)} = \frac{i_b}{i_a}. \quad (12)$$

Здесь σ_s и ε_s — соответственно напряжения и деформации растянутой арматуры при разрушении; σ_c — напряжения в сжатой арматуре.

б) Полностью сжатое сечение (рис. 2, г). Расчетные уравнения представляются в виде:

$$N = R_{np} c_1 b + 0,5 (\sigma_c + R_{np})(h - c_1) b + \sigma_c F_c - \sigma_s F_s; \quad (13)$$

$$Ne = 0,5 R_{np} b h^2 + \sigma_c F_c (h_0 - a'); \quad (14)$$

$$\frac{c_1 + c_2}{c_2} = \frac{i_b}{\varepsilon_0(R)}; \quad (15)$$

$$\frac{c_1 + c_2}{c_1 + c_2 - h} = \frac{i_0}{\varepsilon_0} \quad (16)$$

Следуя [3], в уравнении (14) принято

$$M_0 = R_{np} S_0 = 0,5 R_{np} b h^2 = \text{const.}$$

и) *Граничный случай.* Характерным является то, что в предельном состоянии напряжение в арматуре, наиболее удаленной от точки приложения продольной силы, равно нулю (рис. 2, а), т. е. $c_1 + c_2 = h_0$. Расчетные уравнения принимают вид:

$$N = R_{np} c_1 b + 0,5 R_{np} c_2 b + z_1 F_a \sigma_s \quad (17)$$

$$Ne = R_{np} b c_1 (h_0 - 0,5 c_1) + 0,5 R_{np} b c_2 \left(h_0 - c_1 - \frac{c_2}{3} \right) + z_1 F_a (h_0 - a'); \quad (18)$$

$$\frac{c_1 + c_2}{c_2} = \frac{i_0}{i_0(R)} \quad (19)$$

4. *Сопоставление расчетных уравнений с экспериментальными данными.* Результаты расчета по приведенным формулам при $F_0 = F_1$ были сопоставлены с экспериментальными данными для коротких колонн из легкого бетона на литоидной немзе. Методика испытаний приведена в [5]. Физико-механические свойства бетонов экспериментальных образцов следующие: для серий III и V — $R = 280 \text{ кг/см}^2$, $E_0 = 166000 \text{ кг/см}^2$, коэффициент упругости $\nu = 0,8$; для серий IV и VI — $R = 415 \text{ кг/см}^2$, $E_0 = 183000 \text{ кг/см}^2$, $\nu = 0,9$. Величины R_0 определялись интерполяцией по СНиП [3]. Начальный эксцентриситет принимался для образцов серий III и IV равным $e_0/h = 0,167$, а для образцов серий V и VI — $e_0/h = 0,5$. Значения N_3 , i_0 и i_1 при偏心 сжатии с малыми эксцентриситетами приложения нагрузки определялись прямыми измерениями при испытании образцов, а по формулам (3), (4), (11) и (12) определялись величины упругой и пластической зон сжатого бетона. Предельные расчетные нагрузки N определялись по формулам (1) и (9). Усилие N^0 вычислялось по СНиП [3]. Сопоставление расчетных и экспериментальных значений предельных нагрузок приведено в табл. 1.

Опытные значения предельной силы N при малых эксцентриситетах приложения нагрузки в среднем на 15--20% превышают расчетные, вычисленные по формуле (1). Это, в основном, результат несоответствия между принятой по расчету и фактической площадью анкеры напряжений, а также перехода сжатой арматуры в зону упрочнения вследствие повышенной предельной сжимаемости легкого бетона. Так, например, отношение N_3/N для образцов серии IV (случай 2) больше, чем для образцов серии III. Явление перехода сжатой арматуры в зону упрочнения оказывает существенное влияние на несущую способность колонны. Поэтому определение теоретической несущей способности колонны N при малых эксцентриситетах приложения нагруз-

Таблица 1

Составление расчетных и экспериментально полученных предельных усилий для образцов внецентренно сжатых коротких колонн

| Номера образцов | $\tau_1, \text{кг/см}^2$ | $\tau_{\text{н}}, \text{кг/см}^2$ | $F_n = F'_n, \text{см}$ | $t_0 \cdot 10^{-5}$ | $\epsilon_n \cdot 10^{-5}$ | $\tau_0 \cdot 10^{-5}$ | Предельные нагрузки, в тоннах | | | $\frac{N_s}{N}$ | $\frac{N_s}{N^*}$ |
|---|--------------------------|-----------------------------------|-------------------------|---------------------|----------------------------|------------------------|-------------------------------|---------------------------------------|-----------------------------|-----------------|-------------------|
| | | | | | | | экспериментальные N_s | расчетные по предлагаемому методу N | расчетные по СНиП [3] N^* | | |
| Большие эксцентриситеты, $e_0/h = 0,5$ (случай 1) | | | | | | | | | | | |
| V-5 | 3550 | 5430 | 2,38 | — | — | 250 | 25,4 | 26,8 | 29,6 | 0,95 | 0,86 |
| V-6 | 3550 | 5430 | 2,38 | — | — | 260 | 26,0 | 25,7 | 29,1 | 1,01 | 0,89 |
| VI-5 | 3240 | 5130 | 2,36 | — | — | 194 | 27,3 | 28,5 | 34,1 | 0,96 | 0,80 |
| VI-6 | 3240 | 5130 | 2,36 | — | — | 215 | 27,3 | 27,0 | 34,3 | 1,01 | 0,79 |
| VI-7 | 3320 | 5670 | 5,40 | — | — | 270 | 41,0 | 42,9 | 53,0 | 0,96 | 0,77 |
| VI-8 | 3320 | 5670 | 5,40 | — | — | 272 | 41,0 | 43,2 | 52,1 | 0,95 | 0,78 |
| Малые эксцентриситеты, $e_0/h = 0,167$ (случай 2) | | | | | | | | | | | |
| III-4 | 3000 | 4320 | 1,06 | 310 | 50 | — | 56,5 | 50,5 | 54,1 | 1,12 | 1,04 |
| III-5 | 3420 | 5210 | 2,36 | 311 | 34 | — | 63,1 | 60,1 | 61,5 | 1,05 | 1,03 |
| III-6 | 3420 | 5210 | 2,36 | 312 | 37 | — | 58,5 | 61,0 | 61,7 | 0,98 | 0,95 |
| III-7 | 3370 | 5710 | 5,40 | 387 | 35 | — | 69,6 | 67,8 | 74,4 | 1,00 | 0,93 |
| III-8 | 3370 | 5710 | 5,40 | 430 | 32 | — | 70,2 | 72,0 | 75,5 | 0,98 | 0,93 |
| IV-3 | 3000 | 4320 | 1,06 | 440 | 38 | — | 98,0 | 84,8 | 73,4 | 1,15 | 1,34 |
| IV-4 | 3000 | 4320 | 1,06 | 431 | 35 | — | 97,5 | 83,3 | 80,0 | 1,18 | 1,22 |
| IV-6 | 3520 | 5440 | 2,36 | 388 | 22 | — | 104,0 | 90,8 | 86,6 | 1,14 | 1,20 |
| IV-7 | 3310 | 5660 | 5,38 | 398 | 10 | — | 123,0 | 111,0 | 99,0 | 1,10 | 1,24 |
| IV-8 | 3310 | 5660 | 5,38 | 481 | 21 | — | 109,0 | 115,0 | 99,2 | 0,95 | 1,10 |

ки производилось с учетом упрочнения арматуры. Сопоставление опытных и теоретических значений предельных усилий как при малых, так и при больших эксцентриситетах приложения нагрузки показало удовлетворительную сходимость (не более 18% в сторону запаса).

Анализ данных табл. 1 показал, что расчетные формулы СНиП [3] для сжатых колонн с большими эксцентриситетами приложения нагрузки дают явно завышенные результаты. Как видно из приведенных сопоставлений, несущая способность колонн при больших эксцентриситетах приложения нагрузки может быть достаточно точно определена предлагаемыми формулами.

Выводы. Дан метод определения несущей способности внецентренно сжатых коротких колонн с учетом предельных деформаций бетона и арматуры. При этом, теоретическая несущая способность по предлагаемым формулам дает лучшую сходимость с результатами экспериментов, чем несущая способность, определенная по формулам СНиП II—В. 1—62. На основании предлагаемых формул может быть определена и граница между первым и вторым случаями внецентренного сжатия.

Армянский НИИ стройматериалов
и сооружений

Поступило 29.1.1970.

Ռ. Ս. ԱՎԵՏԻՍՅԱՆ, Ա. Ա. ՎԱՐԴԳԵՅՅԱՆ

ԹԻՔԵԿ ԵՐԿԱՔՐԵՏՈՆԵՆ ԱՐՏԱԿԵՆՏՐԱՆ ՍԵՂՈՎԱՆ ԿԱՐՃ ՍՅՈՒՆՆԵՐԻ
ԿՐՈՂՈՒՆԱԿՈՒԹՅԱՆ ՈՐՈՇՈՒՄԱՆ ՀՍՐՑԻ ՇՈՒՐՋԸ

Ա մ փ ո փ ու լ մ

Առաջարկվում է արտակենտրոն սեղմման զեղբում կարճ սյուների հաշվարկի մեթոդ ներկայացնել, որ բնտանի ու ամրանի աշխատանքը համապատասխանում է Պրանդլոփի դիպրամին: Մտադրված են անալիտիկ արտահայտություններ, որոնք համապատասխանում են մեծ և փոքր արտակենտրոնություններով սեղմելիս հնարավոր լարվածային դիճակներին:

Կատարված է թվային երկաթբետոնե սյուների կրողունակությունների էքսպերիմենտալ և հաշվարկային մեծությունների համադրում, որը ցույց է տվել լարվածային զուգամիտություն:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Пастернак П. А. Замечания к проекту новых норм проектирования железобетонных конструкций. «Строительная промышленность», № 7, 1944.
2. Пастернак П. А. Комплексные конструкции. Стройвоенинформат, 1948.
3. Строительные нормы и правила. Бетонные и железобетонные конструкции. СНиП II—В. 1—62. Госстройиздат, 1962.
4. Гениев Г. А. Исследовалио несущей способности внецентренно сжатых гибких железобетонных и армокаменннх колонн. Труды ЦНИПС «Исследования по строительной механике», М., 1962.
5. Виртапетян А. А. Экспериментальное исследование несущей способности коротких сжатых элементов из легкого железобетона. Научные сообщения АИСМ. вып. 8, Ереван, 1966.

Л. С. ШАКАРЯН, Б. А. ОГАНЕСЯН

О МЕТОДИКЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ ПРОЧНОСТИ СЦЕПЛЕНИЯ АРМАТУРЫ С БЕТОНОМ*

Методика лабораторных исследований прочности сцепления арматуры с бетоном путем вытягивания стержней из бетонных призм, предложенная НИИЖБ [1], предусматривает опирание загруженного торца бетонной призмы на жесткую металлическую плиту. Однако, в этом случае, в результате трения торца призмы о металл возникают силы обжатия бетона, которые существенно влияют на результаты эксперимента. Для предотвращения обжатия бетона некоторые исследователи принимают особые образцы, в которых стержни вытягиваются из ненапряженной зоны бетона или призм, опирающихся на заплечики. Однако, применение таких образцов значительно увеличивает трудоемкость проведения эксперимента, так как при варьировании прочности бетона, диаметра арматуры, глубины ее заделки в бетон и т. д. требуется каждый раз заново установить соответствующие размеры образцов. В связи с этим авторами были проведены испытания по вытягиванию стержней из бетонных призм, в которых между опорным торцом бетонной призмы и металлической опорной плитой устанавливались податливые прокладки. Цель эксперимента состояла в определении влияния прокладки на анкерующую способность заделки. В экспериментах применялись прокладки: свицовые, пропарафинированные картонные, резиновые из полихлоропрена и пласткожи. Исследование проводилось на призмах размером $10 \times 10 \times 30$ см, изготовленных из легкого бетона марки 500. В качестве арматуры использовались горячекатаные стержни периодического профиля класса А—III и гладкие стержни класса А—I диаметром 12 мм. Испытания производились на гидравлическом прессе типа ГРМ—1 при помощи специального приспособления. При испытании измерялись смещения стержня относительно бетона на загруженном и свободном торцах, а также продольные и поперечные деформации бетона. Результаты испытаний представлены в табл. 1, анализ данных которой показывает, что для образцов, армированных гладкими стержнями, влияние прокладки на прочность сцепления арматуры с бетоном не обнаруживается. Некоторое расхождение в экспериментальных данных (до 6%) следует припи-

* Научный руководитель проф. В. В. Пинаджян.

Таблица 1

| Прочность бетона на сжатие, кг/см^2 | Вид прокладки | Вид арматуры | Напряжение в загруженном конце стержня, кг/см^2 | | $\frac{\sigma_{\text{ар}}}{\sigma_{\text{бр}}}$ % |
|--|---|------------------------------|--|----------------|--|
| | | | в начале сдвига | при разрушении | |
| 292 | Без прокладки (эталон) | периодич. профильная гладкая | 4470 | 7250 | 100 |
| | | | 1960 | 2120 | 100 |
| | Свиццовая | периодич. профильная гладкая | 4240 | 6400 | 88 |
| | | | 2080 | 2240 | 106 |
| 308 | Резиновая из полихлоропрена | периодич. профильная гладкая | 3580 | 4340 | 60 |
| | | | — | — | — |
| 308 | Резиновая из пластмассы без обмотки парафином | периодич. профильная гладкая | 3840 | 4520 | 62 |
| | | | 1920 | 1990 | 94 |
| | Та же с обмоткой парафином | периодич. профильная гладкая | 3840 | 4580 | 63 |
| | | | — | — | — |
| Картонная, пропитанная парафином | периодич. профильная гладкая | 3740 | 4720 | 65 | |
| | | 2060 | 2100 | 105 | |

Примечание: $\sigma_{\text{ар}}$ — напряжение в загруженном конце стержня эталонного образца.

сать естественному разбросу. Иная картина наблюдается для образцов, армированных стержнями периодического профиля. Принимая за 100% данные, полученные для эталонных образцов, испытанных по методике НИИЖБ (с опиранием бетонных призм непосредственно на стальную опорную плиту), замечаем, что для случая со свиццовой прокладкой разница составляет 12% в сторону уменьшения, а для случая с картонной и резиновыми прокладками — до 40%. Это явление может быть объяснено следующим образом. При вытягивании арматуры из бетонных призм расклинивающий эффект периодического профиля вызывает поперечное расширение бетона. Податливая прокладка, воспринимая сжимающие усилия при передаче напряжений с арматуры на бетон, уменьшает силы трения, возникающие на контактной поверхности, тем самым создается возможность более интенсивного роста поперечных деформаций бетона. Измерение продольных и поперечных деформаций бетона показало, что наибольшие растягивающие и сжимающие напряжения возникают вблизи загруженного торца бетонных призм. При достижении в бетоне напряжений, равных пределу прочности бетона на растяжение, в последнем возникают трещины, которые, благодаря податливости прокладки, быстро возрастают и происходит разрыв бетона. При непосредственном опирании призм на металлическую опорную плиту силы трения, возникающие на контактной поверхности в зоне максимальных напряжений, препятствуют свободному поперечному расширению бетона, возникает обжатие бетона, которое противодействует раннему появлению и развитию трещин. При этом зона действия максимальных растягивающих напряжений переме-

щается вверх в сторону незагруженного торца призм — в область затухания сил обжатия. В этом случае разрушение заделки происходит либо в результате разрыва бетона от продольных трещин, возникающих вблизи свободного торца, либо в результате скольжения арматуры внутри заделки. Для образцов, армированных гладкими стержнями, роль механического зацепления из-за шероховатостей и неровностей поверхности незначительна, поэтому и деформации бетона весьма малы и составляют 1/20 от поперечных деформаций бетона образцов, армированных стержнями периодического профиля, что, в свою очередь, приводит к резкому уменьшению сил обжатия. Для иллюстрации на рис. 1 приводятся кривые смещений нагруженных и свободных

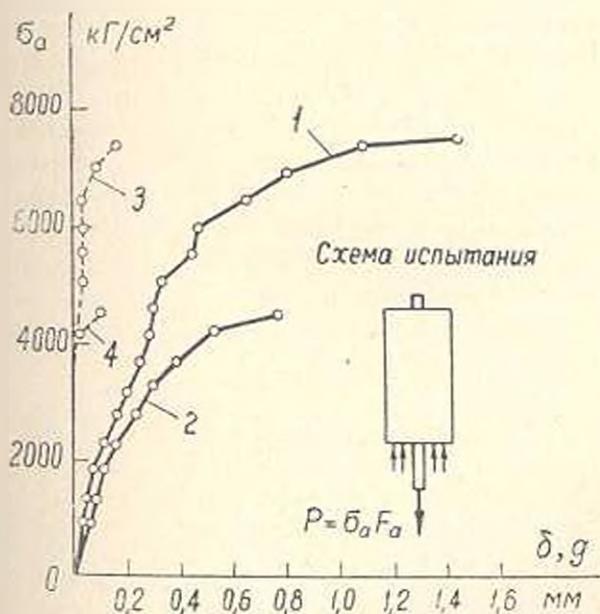


Рис. 1. Зависимость «нагрузка-смещение»: 1 — нагруженный конец стержня (без прокладки); 2 — то же с прокладкой; 3 — свободный конец стержня (без прокладки); 4 — то же с прокладкой.

концов стержней периодического профиля для образцов, испытанных с полихлоропреновой прокладкой и без нее. Как видно из рисунка, в обоих случаях кривые имеют одинаковый характер. Разница заключается лишь в величинах усилий и в смещениях нагруженных и свободных концов стержней. Так, например, для образца, испытанного без прокладки, смещение нагруженного конца стержня при напряжении 4000 кг/см² оказалось равным 0,27 мм, а для образца, испытанного с податливой прокладкой — 0,52 мм, т. е. примерно в два раза больше. С ростом нагрузки эта разница увеличивалась. Смещения незагруженного конца стержня образцов, испытанных без прокладки, оказались больше, чем для образцов, испытанных с прокладкой. Разница между критическими усилиями сдвига стержней в бетонной заделке σ_{ac} и

усилиями при полном разрушении заделки $\sigma_{\text{д}}$ для образцов со стержнями периодического профиля, испытанных без прокладки, оказались больше, чем для образцов, испытанных с прокладкой. Так, например, среднее значение величины $\sigma_{\text{д}}/\sigma_{\text{ст}}$ для образцов, испытанных без прокладки оказались равными 1,62, а для образцов, испытанных с податливыми прокладками — 1,21 (см. табл. 1). Для образцов, армированных гладкими стержнями, разница в величине и характере смещений нагруженных и свободных концов стержней для образцов, испытанных с прокладкой и без прокладки, не обнаружена.

С целью изучения напряженно-деформированного состояния арматуры и бетона при вытягивании стержней из бетонных призм изучались 25 серий образцов, в которых варьировались прочность бетона, диаметр арматуры, длина заделки арматуры в бетоне, геометрические размеры образцов (табл. 2). Образцы центрально армировались полими стержнями периодического профиля диаметром от 20 до 32 мм (сталь марки 35ГС). Приклейка тензодатчиков к арматуре осуществлялась сжатым воздухом с помощью специального пуансона [2] с двумя лентами групповых тензодатчиков базой 20 мм, расположенных по длине заделки непрерывной цепочкой, симметрично с двух сторон цилиндрического арматурного паза. Измерение деформаций бетона также осуществлялось тензодатчиками. При вытягивании стержней из бетонных призм определялись экспериментальные зависимости:

$$\tau_{\text{сн}}(x_0); \quad \delta(x_0); \quad g(x_0); \quad \varepsilon_0(x_0, l),$$

где $\tau_{\text{сн}}$ — касательные напряжения по контакту арматуры и бетона в сечении с абсциссой x , отсчитываемой от свободного торца призмы; σ_n — нормальные напряжения в арматуре в сечении x ; δ и g — соответственно смещения нагруженных и свободных концов стержней относительно опорного и свободного торцов бетонной призмы; ε_0 — относительные деформации волокна бетона, находящегося на расстоянии l от продольной оси растянутой арматуры; ε_a — относительные деформации растянутой арматуры.

По показаниям тензодатчиков строились экспериментальные кривые распределения относительных продольных деформаций арматуры, которые аппроксимировались степенной тригонометрической функцией. По аналитическим кривым, с учетом условий равновесия, строились эпюры касательных напряжений сцепления по контакту арматуры и бетона. Анализ экспериментальных кривых показал, что в процессе загрузки образцов эпюры нормальных и касательных напряжений видоизменяются (рис. 2). Коэффициент полноты эпюры нормальных напряжений в арматуре

$$\alpha = \frac{1}{\tau_0 l_0} \int_0^l \tau_a dx$$

и коэффициент полноты эпюры касательных напряжений сцепления

Таблица 2

| Серия образцов | Кубиковая прочность бетона $\kappa\Gamma/\text{см}^2$ | Размеры образцов см | l_3/d | σ_{max} $\kappa\Gamma/\text{см}^2$ | $\tau_{\text{ср}}$ $\kappa\Gamma/\text{см}^2$ | τ_{max} $\kappa\Gamma/\text{см}^2$ |
|----------------|---|---------------------|---------|---|--|---|
| 1 | 216 | 20 × 20 × 64 | 20 | 1690 | 18,2 | 29,5 |
| 2 | | 20 × 20 × 40 | 12,5 | 1440 | 25,3 | 38,0 |
| 3 | | 20 × 20 × 30 | 9 | 1060 | 24,3 | 30,5 |
| 4 | | 20 × 20 × 20 | 6 | 640 | 20,5 | 30,7 |
| 5 | 342 | 20 × 20 × 64 | 20 | 2000 | 21,9 | 35,5 |
| 6 | | 20 × 20 × 40 | 12,5 | 1660 | 28,8 | 43,2 |
| 7 | | 20 × 20 × 30 | 9 | 1200 | 28,2 | 42,5 |
| 8 | | 20 × 20 × 20 | 6 | 780 | 27,6 | 40,5 |
| 9 | | 20 × 20 × 64 | 20 | 2280 | 24,9 | 41,7 |
| 10 | | 20 × 20 × 40 | 12,5 | 2070 | 36,3 | 57,2 |
| 11 | | 20 × 20 × 20 | 6 | 1440 | 51,3 | 80,0 |
| 12 | 421 | 20 × 20 × 30 | 9 | 1660 | 37,8 | 56,3 |
| 13 | | 15 × 15 × 30 | 9 | 1450 | 34,8 | 52,3 |
| 14 | | 10 × 10 × 30 | 9 | 1390 | 33,4 | 51,2 |
| 15 | | 20 × 20 × 30 | 9 | 2230 | 51,7 | 82,0 |
| 16 | | 15 × 15 × 30 | 9 | 2090 | 47,0 | 75,0 |
| 17 | | 10 × 10 × 30 | 9 | 1880 | 44,4 | 73,5 |
| 18 | | 20 × 20 × 40 | 16 | 2750 | 37,1 | 57,0 |
| 19 | | 20 × 20 × 30 | 12 | 2420 | 44,5 | 67,7 |
| 20 | | 15 × 15 × 30 | 12 | 2370 | 43,1 | 64,5 |
| 21 | | 10 × 10 × 30 | 12 | 2320 | 40,8 | 61,5 |
| 22 | | 20 × 20 × 30 | 12 | 3120 | 57,9 | 92,1 |
| 23 | | 15 × 15 × 30 | 12 | 2980 | 55,2 | 86,5 |
| 24 | | 10 × 10 × 30 | 12 | 2480 | 51,9 | 83,5 |
| 25 | 20 × 20 × 30 | 17 | 2160 | 44,9 | 68,0 | |

Примечания: Образцы серий 9—11, 15—17, 22—24 испытывались при жестком опирании загруженного торца прямо на стальную опорную плиту испытательной установки (методика НИИЖБ). Остальные серии образцов испытывались с податливой прокладкой.

σ_{max} — максимальные нормальные напряжения в загруженном конце стержня;

$\tau_{\text{ср}}$ — средние величины касательных напряжений сцепления по контакту арматуры и бетона;

τ_{max} — максимальные величины касательных напряжений сцепления в пределах данной заделки;

l_3 — длина заделки арматуры в бетон;

d — диаметр стержней.

$$\omega = \frac{1}{\tau_{\text{ср}}^{\text{max}} l_3} \int_0^{l_3} \tau_{\text{ср}} dx$$

растают с ростом прилагаемых усилий и уменьшением глубины заделки арматуры в бетоне (рис. 3). Здесь σ_0 и $\tau_{\text{ср}}^{\text{max}}$ — соответственно максимальные нормальные и касательные напряжения.

Для образцов, испытанных без прокладки, интенсивность нарастания величин α и ω с увеличением нагрузки оказалась постоянной, а для образцов, испытанных с податливой прокладкой, интенсивность

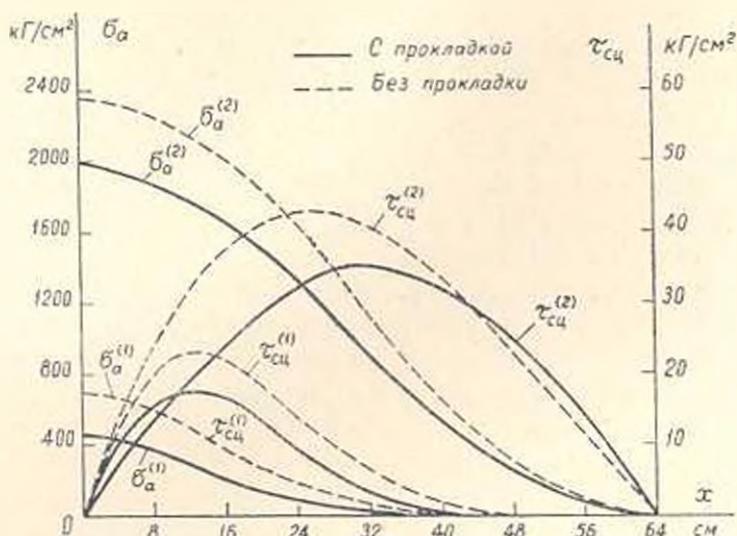


Рис. 2. Эпюры распределения σ_a и $\tau_{сц}$ по длине бетонной заделки для серий образцов 1^а и 9: (1) — при стадии нагружения $\approx 0,2 \tau_{ар}$; (2) — при стадии нагружения $\approx \tau_{ар}$.

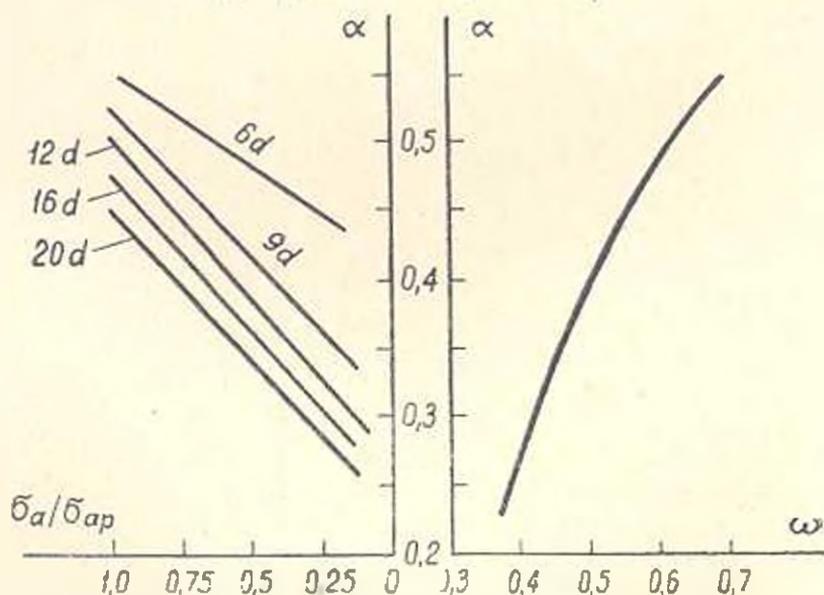


Рис. 3. Зависимости между коэффициентами α и ω при разных стадиях нагружения образцов и глубине заделки арматуры.

возрастания величин α и ω после начала сдвига стержней в бетонной заделке значительно уменьшилась. При стадиях нагружения, близких к разрушающим, величины α и ω для образцов, испытанных с податливой прокладкой, оказались выше, чем для образцов, испытанных без прокладки. Изменение размеров поперечных сечений бетонных призм при одинаковой прочности бетона и длине заделки арматуры в бетоне

не отражалось на величинах σ и σ_c . Анализ эпюр распределения касательных напряжений сцепления показал, что максимальные напряжения сцепления τ_{max} по мере увеличения нагрузки перемещаются от загруженного торца призмы к свободному. Для образцов из легкого бетона марок 200—400 с глубиной заделки арматуры от 9 до 20 диаметров, испытанных с податливой прокладкой, величина максимальных касательных напряжений сцепления возрастала до стадии загрузки, примерно равной 0,7—0,9 от разрушающей нагрузки, а затем несколько уменьшилась. Для аналогичных образцов, испытанных без прокладки, максимальные напряжения сцепления возрастали до стадии загрузки, примерно равной 0,5—0,7 от разрушающей. Для образцов тех же составов с длиной заделки арматуры от 6 до 9 диаметров, испытанных с податливой прокладкой, величина τ_{max} возрастала до стадии разрушения образцов, а для образцов, испытанных без прокладки, до стадии загрузки, равной 0,9 от разрушающей.

Сопоставление результатов исследования по эпюрам распределения касательных напряжений сцепления и по кривым смещений загруженных и свободных концов стержней показало, что увеличение τ_{max} происходит до стадии загрузки, примерно равной началу сдвига стержня в бетонной заделке. При дальнейшем увеличении нагрузки происходит скольжение стержня в заделке и величина τ_{max} уменьшается. Данные, приведенные в табл. 2, показывают, что независимо от прочности бетона, размеров поперечных сечений бетонных призм, диаметра арматуры и глубины заделки ее в бетоне предельные величины нормальных напряжений в арматуре и касательных напряжений сцепления арматуры с бетоном для образцов, испытанных с податливой прокладкой, оказались в среднем на 30% больше, чем для образцов, испытанных без прокладки. Следовательно, при вытягивании стержней из бетонных призм прочность и деформативность заделки в значительной степени зависят от способа опирания призм. При напряжениях в стержнях, близких к критическим, соответствующих началу сдвига стержней в бетонной заделке, происходит смятие бетона под поперечными выступами арматуры и деформация бетонных сечений. В процессе смещения стержня вдоль заделки в работу вступают силы трения, возникающие по периметру стержня и по выступам профиля, а бетон между выступами начинает работать на срез. Силы обжатия, возникающие в контактной зоне и действующие вдоль заделки вблизи загруженного торца призмы, складываются из двух составляющих, из которых одна направлена перпендикулярно к продольной оси стержня и препятствует поперечным деформациям бетона, а другая направлена вдоль продольной оси стержня от загруженного конца призмы к свободному и увеличивает силы трения, возникающие в результате обжатия стержня в заделке, тем самым повышая анкерующую способность заделки. С увеличением прилагаемой нагрузки величина силы обжатия резко возрастает. В бетоне возникает сложное напряженное состоя-

ние, при котором вертикальная составляющая сил обжатия и сил трения не уравнивается силами сцепления, вследствие чего происходит сдвиг стержня в заделке. При этом, если горизонтальная составляющая сил обжатия и равнодействующая внутренних удерживающих усилий в бетоне, возникающая в результате склеивания частиц заполнителей цементным тестом и образования твердой кристаллической решетки, уравнивается равнодействующей расклинивающих усилий, вызывающих поперечные деформации бетона, то происходит полное вытягивание стержня из бетонной призмы, в противном случае происходит раскалывание призм. При отсутствии сил обжатия в момент начала сдвига стержня в бетонной заделке внутренние усилия в бетоне лишь незначительно противодействуют расклинивающим усилиям при вытягивании стержней, в результате чего интервал между напряжениями в арматуре при начале сдвига и разрушении весьма ограничен. Это обстоятельство необходимо учесть при унификации методов испытания по определению прочности сцепления арматуры с бетоном.

Армянский НИИ
стройматериалов и сооружений

Поступило 5.XI.1969.

Լ. Ս. ՇԱԿԱՐՅԱՆ, Բ. Ա. ՕԳԱՆԵՍՅԱՆ

ԱՐՄԵՆԻ ԷՆՏ ԲԵՏՈՆԻ ՀԱՂՈՎՊՈՒՆ ԱՐՄԱՏՐԻՅԱՆ ՓՈՐՁԱՐԱՐԱԿԱՆ
ՌԵՍՈՐՏԱԿԱՆՈՒԹՅԱՆ ՄԵԹՈԴԻԿԱՅԻ ՇՈՒՐՋԸ

Ա Վ Փ Ի Ն Փ Ի Ն Վ

Ամրանի հետ բետոնի շաղկապման ուսումնասիրման գույություն ունեցող լաբորատոր մեթոդների վերլուծություն և անմիջական փորձերի ճիշտան վրա հաստատված է, որ պարբերական պրոֆիլի մետաղյա ձողերը բետոնն պրիզմաներից արտաձգելու համար անհրաժեշտ սահմանային նիզերը կախված են պրիզմաների հենման պայմաններից: Սահմանափակված, ի համեմատություն կոշտ հենման դեպքի, բետոնն պրիզմայի կանտակտային մակերևույթի վրա ընկրկելի միջադրի ու փորձամասի մետաղյա սայի սակալությունը 30 %-ով նվազեցնում է արտաձգման սահմանային ճիգի մեծությունը: Այդ հանգամանքը անհրաժեշտ է հաշվի առնել ամրանի հետ բետոնի շաղկապման ամրության և զեֆորմացիաների որոշման փորձարկումների մեթոդները միօրինականացնելիս:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Мулин Н. М. Об исследовании сцепления арматуры с бетоном. Сб. труды НИИЖБ «Методика лабораторных исследований деформаций и прочности бетона и арматуры в железобетонных конструкциях». М., 1962.
2. Гусакон В. Н., Кармян К. О. Измерение деформаций внутренних поверхностей полых деталей большой длины. «Измерительная техника», № 9, 1966.

ГИДРАВЛИКА

Р. М. БАРСЕГЯН

ОБ ОСОБЕННОСТЯХ МОДЕЛИРОВАНИЯ ФИЛЬТРАЦИИ
 ЖИДКОСТИ К СКВАЖИНАМ НА СЕТОЧНЫХ МОДЕЛЯХ

При решении краевых задач фильтрации широкое распространение получили электрические сетки сопротивлений и емкостей. Рассмотрев задачи стационарной фильтрации несжимаемой жидкости в однородной пористой среде, Ю. Г. Толстов [1] экспериментально показал, что после замены скважины узловой точкой в сеточной области величина дебита и картина изобар получаются такими, как если бы скважина имела некоторый радиус r_0 , значительно больший истинного радиуса r_c . После такой замены постановка краевой задачи видоизменяется и, естественно, можно ожидать отклонения в ее решении. При моделировании пластовых систем с любым количеством скважин не все скважины могут совпасть с узловыми точками. Чтобы избежать погрешности, связанной с неточным воспроизведением координат скважины, в работе [1], помимо схемы интерполяции „узел“, рассмотрены и другие схемы: так называемый „крест“, когда скважина находится в центре блока, и „середины стороны“, когда скважина находится на середине стороны блока. Причем, при моделировании по схеме „узел“ в узловой точке было включено дополнительное сопротивление, равное по величине сопротивлению области, заключенной между concentрическими окружностями с радиусами r_0 и r_c (кольцо), т. е. сопротивление

$$R_1 = \frac{R_0}{2\pi} (\ln r_0 - \ln r_c) = \frac{R_0}{2\pi} (\ln r_0 - \ln r'_c) = \frac{R_0}{2\pi} (-\ln r'_c + A),$$

где $r_0 = r_0/M$; $r'_c = r_c/M$; R_0 — удельное сопротивление сетки; M — масштаб. В результате решения большой группы задач (при различных значениях параметров) было получено: $A = -1,62$. Для схем „крест“ и „середины стороны“ также было введено дополнительное сопротивление и экспериментальным путем получено соответственно: $A = -2,34$ и $A = -1,9$.

В работе [2] рассматривается вопрос о моделировании скважин на сеточном интеграторе и дается другой вывод выражений дополнительного сопротивления для трех вышеуказанных схем интерполяции. Отмечается, что для схемы „крест“ величина $A = -2,34$ ошибочна и получается: $A = -1,57$ („узел“), $A = -2,23$ („середины стороны“). Экспериментальные значения числа A , полученные в [2], таковы:

$$A = \begin{cases} -1,62 \text{ „узел“} \\ -1,15 \text{ „крест“} \\ -2,44 \text{ „середина стороны“} \end{cases}$$

При моделировании скважины на сеточном интеграторе в случае, когда скважина совпадает с узлом сетки, В. М. Шестаковым [3] полуэмпирическим путем получено $A = -1,43$.

В статье дается теоретическое обоснование необходимости введения дополнительного сопротивления после замены скважины точкой, а также на конкретных примерах показывается приемлемость метода.

1. Случай одного пласта. Нужно отметить, что на некотором расстоянии от скважины отток или приток жидкости становится радиальным; напор или потенциал, определяется логарифмической функцией, а в центре скважины имеется логарифмическая особенность. Поэтому при замене скважины точкой в случае моделирования на сеточном интеграторе или при расчетах с помощью ЭЦВМ получается расхождение от истинных результатов: Тот факт, что потенциал (напор) стремится к бесконечности, когда радиус скважины стремится к нулю, требует особого подхода к решению задач оттока или притока жидкости в скважинах на электрических моделях или с помощью ЭЦВМ.

Если считать, что на некотором участке ячейки с центром в скважине-точке имеет место радиальный характер движения жидкости к скважине (от скважины), то в точечной скважине, как равноправной точке в плоскости ячейки, потенциал (напор) имеет некоторое значение. За это значение (как первое приближение) целесообразно брать среднее значение потенциала (напора) по некоторой части ячейки (по всей той площади, где имеется радиальное движение к точечной скважине). Этим и на моделях устранивается логарифмическая особенность в точечной скважине.

Рассмотрим три схемы интерполяции в отдельности.

1. „Узел“ — скважина совпадает с узлом 0 сеточной области (рис. 1, а). Шаг сетки Δx постояен. Радиальное движение к скважине

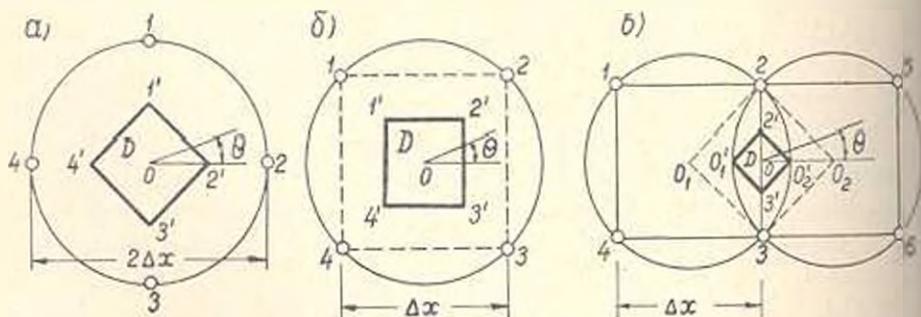


Рис. 1. Схемы интерполяции: а) „узел“; б) „крест“; в) „середина стороны“.

не нужно принимать на площади D квадрата $1'2'3'4'$, где $01' = 02' = 03' = 04' = \Delta x/2$.

Как известно, при оттоке потенциал φ имеет вид:

$$\varphi = \varphi_c + \frac{Q}{2\pi} \ln \frac{r}{r_c}$$

или

$$\varphi = \varphi_c + QR, \quad \text{где } R = \frac{1}{2\pi} \ln \frac{r}{r_c}.$$

Найдем φ_{cp} по формуле:

$$\varphi_{cp} = \frac{1}{\text{пл. } D} \iint_D \varphi ds = \frac{8}{(\Delta x)^2} \int_0^{\frac{\pi}{2}} d\theta \int_0^{\frac{\Delta x}{2(\sin\theta + \cos\theta)}} \left(\varphi_c + \frac{Q}{2\pi} \ln \frac{r}{r_c} \right) r dr,$$

где D — квадрат $1'2'3'4'$. После вычислений получим:

$$\varphi_{cp} = \varphi_c + \frac{Q}{2\pi} \left(\ln \frac{\Delta x}{r_c} + A \right), \quad \text{где } A = -1,42.$$

2. „Крест“ — скважина совпадает с точкой пересечения диагоналей ячейки (рис. 1, б). Радиальное движение жидкости от скважины распространяется по площади квадрата $1'2'3'4'$. В этом случае

$$\varphi_{cp} = \frac{32}{(\Delta x)^2} \int_0^{\frac{\pi}{4}} d\theta \int_0^{\frac{\Delta x}{2\cos\theta}} \left(\varphi_c + \frac{Q}{2\pi} \ln \frac{r}{r_c} \right) r dr,$$

$$\text{т. е.} \quad \varphi_{cp} = \varphi_c + \frac{Q}{2\pi} \left(\ln \frac{\Delta x}{r_c} + A \right), \quad \text{где } A = -1,06.$$

3. „Середина стороны“ — скважина совпадает с серединой стороны ячейки (рис. 1, в). Радиальное движение от скважины распространяется по площади $0,5 \theta_2 \theta_3$. В этом случае

$$\varphi_{cp} = \frac{32}{(\Delta x)^2} \int_0^{\frac{\pi}{2}} d\theta \int_0^{\frac{\Delta x}{\theta(\sin\theta + \cos\theta)}} \left(\varphi_c + \frac{Q}{2\pi} \ln \frac{r}{r_c} \right) r dr,$$

$$\text{т. е.} \quad \varphi_{cp} = \varphi_c + \frac{Q}{2\pi} \left(\ln \frac{\Delta x}{r_c} + A \right), \quad \text{где } A = -2,12.$$

Таким образом, получается, что при замене скважины точкой необходимо к потенциалу φ_c в скважине-точке прибавить дополнительную величину

$$\varphi_3 = \frac{Q}{2\pi} \left(\ln \frac{\Delta x}{r_c} + A \right),$$

$$A = \begin{cases} -1,42 & \text{для „узла“} \\ -1,06 & \text{для „креста“} \\ -2,12 & \text{для „середины стороны“}. \end{cases}$$

При моделировании (после замены скважины точкой) нужно в точечной скважине ввести дополнительное сопротивление

$$R_1 = \frac{1}{2\pi} \left(\ln \frac{\Delta x}{r_c} + A \right).$$

Как видно, величина этого сопротивления зависит от способа интерполяции.

Необходимость замены скважины точкой остается в силе и при решении задач фильтрации с помощью ЭЦВМ. На основе рассмотрения большого числа частных примеров Г. Г. Вахитов [4] показал, что поле давления, полученное при сеточном решении в результате замены скважины точкой, сходно с полем давления в случае скважины с радиусом $r_{\text{эф}} = 0,2 \Delta x$.

Используя полученные выше результаты, найдем точные выражения для $r_{\text{эф}}$ при трех видах интерполяции.

Если скважина совпадает с узлом сеточной области, то

$$R_1 = \frac{1}{2\pi} \left(\ln \frac{\Delta x}{r_c} - 1,42 \right). \quad (1)$$

с другой стороны, сопротивление кольца с радиусами r_c и $r_{\text{эф}}$

$$R_2 = \frac{1}{2\pi} \ln \frac{r_{\text{эф}}}{r_c}.$$

Пусть $r_{\text{эф}} = a \Delta x$, где a — некоторая постоянная, подлежащая определению, тогда

$$R_2 = \frac{1}{2\pi} \ln \frac{a \Delta x}{r_c}. \quad (2)$$

Приравнявая (1) и (2) для R_2 , получим: $a = e^{-1,42} \approx 0,24$, т. е. $R_{\text{эф}} = 0,24 \Delta x$, что на $0,04 \Delta x$ отличается от результата, полученного Г. Г. Вахитовым экспериментальным путем. Им же утверждается, что если при покрытии области сеткой некоторые скважины не совпадут с узлами, то с некоторым сдвигом их можно совместить с узлами.

Из вышеизложенного ясно, что сдвиг таких скважин, как, например, скважин, совпадающих с центром ячейки или с серединой стороны, в узел недопустим. Докажем невозможность таких сдвигов. Для этого получим выражения R_2 для остальных двух систем интерполяции.

Для „креста“ имеем:

$$R_1 = \frac{1}{2\pi} \left(\ln \frac{\Delta x}{r_c} - 1,06 \right). \quad (3)$$

Приравнявая (2) и (3), получим:

$$a = e^{-1,06} = 0,35, \text{ т. е. } r_{\text{эф}} = 0,35 \Delta x.$$

Для „середины стороны“ аналогично получим:

$$a = e^{-2,12} = 0,12, \text{ т. е. } r_{\text{эф}} = 0,12 \Delta x.$$

Таким образом, для этих схем выражения $r_{\text{эф}}$ отличаются от выражения $r_{\text{эф}}$ для схемы „узел“. Следовательно, при решении задач

фильтрации жидкости к скважинам (от скважин) на ЭЦВМ можно радиус скважины заменить новым радиусом $r_{\text{эк}}$, достаточно большим относительно истинного. Причем, если скважина совпадает с „узлом“, то $r_{\text{эк}} = 0,24 \Delta x$, при схеме „крест“ $r_{\text{эк}} = 0,35 \Delta x$ и при схеме „середина стороны“ $r_{\text{эк}} = 0,12 \Delta x$. Но решение конкретных задач этим методом связано с большим объемом вычислений на ЭЦВМ. Поэтому более эффективным можно считать приведенный выше метод, на основании которого при решении задач движения жидкости к скважинам (от скважин) каждая скважина заменяется точкой с переносом в точечную скважину суммы забойного и осредненного по площади радиального течения напоров (потенциалов). В подтверждение этого приведем численные примеры.

Рассмотрим приток жидкости в круговом однородном пласте радиусом R_k к одиночной центральной скважине радиусом r_c . На контуре скважины поддерживается напор $H_c = \text{const}$, на контуре питания — $H_k = \text{const}$. Точное решение поставленной задачи дается формулой:

$$H(r) = H_k - \frac{H_k - H_c}{\ln \frac{R_k}{r_c}} \ln \frac{R_k}{r}. \quad (4)$$

Напор, вычисленный в дискретных точках по формуле (4) (точное решение H_k), сопоставляется со значениями напора приближенного решения H_c по методу работы [4] и со значениями напора H_c по предлагаемому методу. Расчеты проведены на ЭЦВМ при исходных данных, приведенных в табл. 1. Область покрывается квадратной сеткой

Таблица 1

| Вариант | H_k , м | H_c , м | R_k , м | r_c , м |
|---------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| I | 180 | 110 | 900 | 0,15 |
| II | 180 | 140 | 900 | 0,15 |

с шагом $h = 150$ м. Вследствие симметрии рассматривается только 1/8 часть круга, состоящая из 17 узлов. Граничные условия, заданные на дуге окружности, переводятся на контур сеточной области с помощью метода Коллатца. Результаты вычислений приведены в

табл. 2. Как видно из табл. 2, расхождение между приближенным решением H_c , а также H_c и точным решением H_k не превосходит погрешности разностного метода.

2. Случай гидравлически связанных водоносных горизонтов. Если в области движения имеются скважины произвольного количества, то эта многосвязная область заменяется односвязной, которой заранее задаются потенциалы или напоры. Для простоты рассмотрим стационарное движение жидкости от совершенной центральной скважины (отток) в круговом пласте, образованном двумя горизонтальными слоями — верхним слабопроницаемым и нижним сильнопроницаемым — при постоянном напоре на кровле верхнего слоя. Потенциал ϕ нижнего водоносного горизонта, надстилающего водоупор, в этом случае имеет вид:

Таблица 2

| Номера узлов | I вариант | | | II вариант | | |
|-----------------|-----------|----------|----------|------------|----------|----------|
| | $H_1, м$ | $H_1, м$ | $H_2, м$ | $H_1, м$ | $H_1, м$ | $H_2, м$ |
| 1 | 165,58 | 165,01 | 166,00 | 171,76 | 171,43 | 172,06 |
| 2 | 171,16 | 170,82 | 171,51 | 174,95 | 174,75 | 175,06 |
| 3 | 174,42 | 174,25 | 174,63 | 176,81 | 176,71 | 176,99 |
| 4 | 176,74 | 176,65 | 176,81 | 178,14 | 178,08 | 178,21 |
| 5 | 178,53 | 178,49 | 178,68 | 179,16 | 179,14 | 179,18 |
| 6 | 168,37 | 168,51 | 168,92 | 173,36 | 173,43 | 173,94 |
| 7 | 172,06 | 172,01 | 172,43 | 175,46 | 175,43 | 175,68 |
| 8 | 174,85 | 174,77 | 175,11 | 177,06 | 177,01 | 177,20 |
| 9 | 176,98 | 176,92 | 177,11 | 178,28 | 178,24 | 178,30 |
| 10 | 178,69 | 178,67 | 178,73 | 179,25 | 179,24 | 179,28 |
| 11 | 173,95 | 173,94 | 174,35 | 176,54 | 176,54 | 176,64 |
| 12 | 175,90 | 175,88 | 176,09 | 177,66 | 177,65 | 177,71 |
| 13 | 177,63 | 177,61 | 177,71 | 178,65 | 178,64 | 178,70 |
| 14 | 179,13 | 179,12 | 179,17 | 179,50 | 179,50 | 179,52 |
| 15 | 177,21 | 177,20 | 177,31 | 178,41 | 178,40 | 178,43 |
| 16 | 178,53 | 178,52 | 178,58 | 179,16 | 179,16 | 179,18 |
| 17 | 179,52 | 179,52 | 179,56 | 179,73 | 179,73 | 179,75 |

$$z(r) = z_c + \frac{Q}{2\pi} [K_0(ir_1) - K_0(ir)], \quad (5)$$

где z_c — потенциал в скважине; $i = \sqrt{\frac{k}{kT}}$; k , \bar{k} и T , \bar{T} — соответственно коэффициенты фильтрации и мощности сильно- и слабо-проницаемых слоев.

При замене скважины точкой двухсвязная область (кольцо) заменяется односвязной. Заданное значение потенциала z_c на забое изменяется суммой потенциала φ_c и среднего потенциала по площади круга φ_{cp} , которая задается в центре односвязной области. Так как в (5) функция $K_0(ir)$ (функция Макдональда) обращается в бесконечность при $r = 0$, то, как и в п. 1, в центре скважины за среднее значение (φ_{cp}) функции $\varphi(r)$ берем:

$$\varphi_{cp} = \frac{1}{\text{пл. } D} \iint_D \varphi dS.$$

Если параметр i малый, что обычно имеет место в практике, то, ограничиваясь первыми членами разложения в ряды функции Бесселя $I_0(ir)$ и Макдональда $K_0(ir)$, можно воспользоваться следующими приближенными равенствами:

$$K_0(ir_1) \approx -\left(C + \ln \frac{ir_1}{2}\right);$$

$$K_0(ir) \approx -\left(C + \ln \frac{ir}{2}\right).$$

где C — число Эйлера. Тогда (5) заменяется выражением:

$$\varphi = \varphi_c + \frac{Q}{2\pi} \left[- \left(C + \ln \frac{r_c}{2} \right) + \left(C + \ln \frac{r}{2} \right) \right],$$

т. е.

$$\varphi = \varphi_c + \frac{Q}{2\pi} \ln \frac{r}{r_c},$$

которое совпадает с выражением для потенциала в случае однослойного пласта.

Таким образом, в рассматриваемом случае при малом λ можно использовать все результаты, полученные для однослойного пласта (п. 1), а именно: при замене скважины точкой нужно к потенциалу скважины φ_c добавить

$$\varphi_0 = \frac{Q}{2\pi} \left(\ln \frac{\Delta x}{r_c} + A \right),$$

где

$$A = \begin{cases} -1,42 & \text{для „узла“} \\ -1,06 & \text{для „креста“} \\ -2,12 & \text{для „середины стороны“}. \end{cases}$$

Следовательно, при моделировании в точке, заменяющей скважину, нужно ввести дополнительное сопротивление R :

$$R = \frac{1}{2\pi} \left(\ln \frac{\Delta x}{r_c} + A \right).$$

Ереванский политехнический институт
им. К. Маркса

Поступило 16.IX.1969.

О. И. ПИЛУЯН

ԵՆԵԿՏՐԱԿԱՆ ԵՐԱՊԵՆՆԵՐԻ ՎՐԱ ՀԵՂՈՒԿԻ ԳԵՊԻ ՀՈՐԱՆՑՔ ԿԱՏԱՐՎՈՂ
ՅԻՋՏՐԱՑԻՍՅՈՒՄԻ ԵՐԱՊԵՆԼՈՑՄԱՆ ԱՌԱՆՁՆԱՀԱՏՎՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՄԱՍԻՆ

Ա մ փ ո փ ու լ մ

Հորանցքների մոդելացման դժվարությունները կապված են նրանց տրամագծերի և ֆիլտրացիայի տիրույթի եղրագծի անհամաչափելիության հետ, որի պատճառով հորանցքները մոդելի վրա փոխարինվում են կետերով՝ Հողանցքում առաջարկվում է մեթոդ, ըստ որի հնարավոր է իրազործել հորանցքների մոդելացումը վերջիններիս կրիտ հնարավոր դիրքերի վերաբերյալ մոդելի էլեմենտի (բջջի) վրա: Մոդելի վրա հորանցք-կետում տրվում է լրացուցիչ դաշտային, որը հատկապես է պատկերվում միջին մեծությունը ըստ բջջի մակերեսի Առաջարկվող մեթոդը առավել շահափետ է ֆիլտրացիայի խնդիրները: Երկրի մեքենաների օգնությամբ լուծելիս: Մեկ շիրտի համար ստացված արդյունքները տարածված են հիդրավլիկորեն կապված ջրատար հորի ճանների վերջի վրա:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Толстая Ю. Г. Применение метода электрического моделирования физических явлений в решении некоторых задач подземной гидравлики. ЖТФ, т. 12, вып. 10, 1942.
2. Гомонова К. В. К вопросу моделирования притока и скважины на электрических системах. Труды Уф. НИИ, вып. 6, 1960.
3. Шестаков В. М. Теоретические основы оценки подпора водоносности и дренажа. Изд. МГУ, 1965.
4. Вазитов Г. Г. Эффективные способы решения задач разработки неоднородных нефтеводоносных пластов. Гостоптехиздат, 1963.

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

Ю. Е. САФАРОВ

АНАЛИТИЧЕСКИЙ МЕТОД РАСЧЕТА ХАРАКТЕРИСТИК СИСТЕМЫ ТЯГОВОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА ТИПА „СИНХРОННЫЙ ГЕНЕРАТОР-АСИНХРОННЫЙ ДВИГАТЕЛЬ“

Работа синхронного генератора в системе тягового электропривода типа „синхронный генератор-асинхронный двигатель“ характеризуется рядом особенностей, одной из которых является зависимость напряжения генератора U не только от частоты и тока возбуждения, но и от скольжения S асинхронного двигателя. Необходимость точного расчета характеристики $U(S)$ обусловлена тем, что она оказывает сильное влияние на такие важнейшие параметры системы электропривода, как критическое скольжение и момент асинхронного двигателя, а также токовую и угловую характеристики генератора [1].

Сложность определения напряжения генератора при заданных значениях тока возбуждения i_p , частоты f и скольжения S электродвигателя заключается в том, что при этих условиях, кроме U , неизвестна также величина тока якоря I , что требует составления двух уравнений зависимости $U(I)$, соответствующих заданным значениям i_p , f и S .

Зависимость $U(I)$ можно определить с помощью векторной диаграммы в.д.с. синхронной машины и формулы

$$U = IZ_z, \quad (1)$$

где Z_z — эквивалентное сопротивление асинхронного двигателя.

В рассматриваемом случае целесообразнее использовать видоизмененную векторную диаграмму (рис. 1), учитывающую лишь размагничивающее действие продольной реакции якоря и падение напряжения на индуктивном сопротивлении от потоков рассеяния статора X_{σ} при пренебрежении падением напряжения на активном сопротивлении и действием поперечной реакции якоря [2]. Эта векторная диаграмма описывается уравнением:

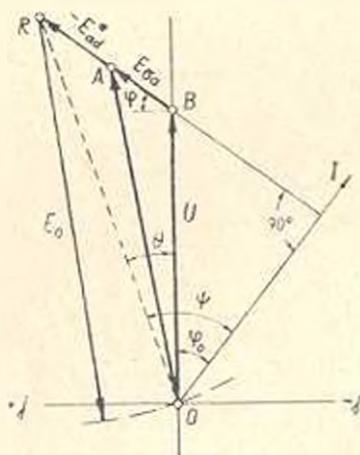


Рис. 1. Видоизмененная векторная диаграмма синхронного генератора.

$$U = E_0 + \frac{E_{ad}}{\sin \varphi} + E_{\sigma}, \quad (2)$$

мирующей характеристику холостого хода. Следуя [3], наилучшую аппроксимацию дает функция

$$E_0 = \frac{2 E_{0, \max}}{\pi} \operatorname{arctg} \frac{k}{\frac{i_{b, \max} W_b}{i_b W_b} - 1} \quad (4)$$

где $i_{b, \max}$ и $E_{0, \max}$ — максимально допустимое значение тока возбуждения генератора и соответствующая ему э.д.с.; k — постоянный коэффициент; W_b — число витков обмотки возбуждения.

Электродвижущую силу $E_{ад}$ можно определять по формуле:

$$E_{ад} = E_0(i_b, W_b) - E_0(i_{b_2}, W_b), \quad (5)$$

где $i_{b_2} W_b = i_b W_b - F_a K_{ад} = i_b W_b - Im'$ есть результирующая м.д.с. магнитного поля генератора.

Подставив (4) в выражение (5) и сделав соответствующие преобразования, получим:

$$E_{ад} = \frac{2 E_{0, \max}}{\pi} \operatorname{arctg} \frac{k i_{b, \max} m l}{(i_{b, \max} - i_b)^2 + k^2 i_b^2 + m l (i_{b, \max} - i_b + k^2 i_b)} \quad (6)$$

где $m = m' / W_b$ — постоянный коэффициент.

И, наконец, подставив выражения $\cos \gamma$, $\cos \beta$, $E_{ад}$ и $E_{ад}'$ в (3) для U , получим выражение:

$$U = 1 - \sqrt{E_{ад}'^2 - A^2 \cos^2 \varphi} - A \sin \varphi, \quad (7)$$

где $A = E_{ад}' + IX_{ад}$.

Величины тока и напряжения генератора при заданных значениях параметров i_b , f и S можно определить совместным решением (1) и (7), которое может быть осуществлено с помощью ЭЦВМ. При этом удобно пользоваться итеративным методом последовательного деления задаваемого интервала изменения аргумента l пополам. Варьируя значениями параметров i_b , f и S , можно получить семейство характеристик $U'(S)$ и $I(S)$.

На ЭЦВМ по этому способу были рассчитаны указанные характеристики системы тягового электропривода, состоящей из синхронного генератора типа СГБ 12331400 и асинхронного двигателя типа ДК-710А (рис. 3). Результаты расчетов были сопоставлены с соответствующими характеристиками, экспериментально полученными на стенде лаборатории активного привода автопоездов Научно-исследовательского автомобильного и автомоторного института (НАМИ). Сопоставление показало, что среднее расхождение не превышает 8–10%. Максимальное же расхождение, достигающее 15%, имеет место в зонах увеличения расхождения кривой намагничивания и аппроксимирующей ее функции (4). Следовательно, при соответствующем подборе базовых величин в (4), с помощью предлагаемого аналитического мето-

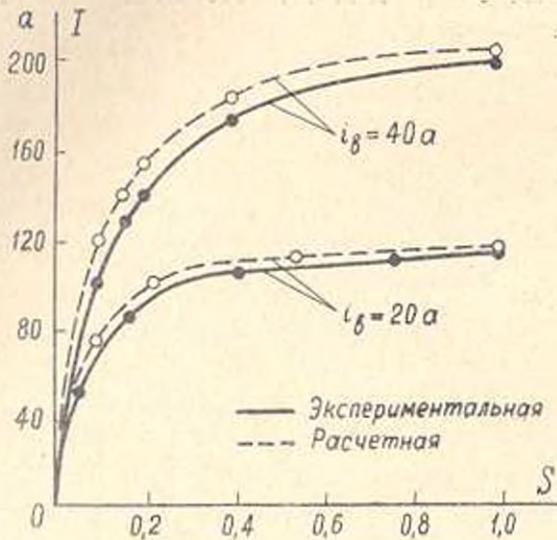


Рис. 3. Сопоставление характеристик $I(S)$ при частоте 65 Гц

да возможен достаточно точный расчет характеристик системы автономного тягового электропривода типа «синхронный генератор — асинхронный двигатель».

Московский автодорожный институт,
Ереванский политехнический институт

Поступило 28.1.1970.

ՅՈՒ. Ե. ՍԱՖԱՐՈՎ

«ՈՐԻՆԵՐՈՆ ԿԵՆՏՐԱՏՈՐ — ԱՊԱՍԻՆԵՐՈՆ ՇԱՐՃԻՉ» ՏՈՊԻ ՔԱՐՇԱՅԻՆ
ԷԼԵԿՏՐԱՇԱՐՃԱԿՐԵՐԻ ՈՐՍՏԵՄԻ ԲՆՈՒԹԱԳԻՐԵՐԻ ՀԱՇՎԱՐԿՈՒՄ
ԱՆԱՎՈՏԻՎ ՄԵԹՈԴ

Ա Վ Փ Ա Փ Ո Ւ Մ

Տրված է օրինարանի գեներատորի լարումների որոշման մեթոդիկա ապա-
սինխրոն շարժիչի աարբեր սահրրի գեղրում: Քարշային էլեկտրաշարժա-
րերի սխտեմի բնութագրերի հաշվարկման համար առաջարկված են մոտա-
փորված հավասարումներ և արված է դրանց լուծման ալգորիթմը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Яковлев А. И., Сафаров Ю. Е., Козловский А. Б. Об уточнении величин критического скольжения электродвигателей электропривода периодического действия автопоездов. Труды НАМИ, вып. 103, 1970.
2. Костенко М. П., Плотровский Л. М. Электрические машины. Изд. «Энергия», 1965.
3. Попов А. И. Кривые намагничивания машин постоянного тока и ее уравнение. «Известия вузов. Электротехника», № 4, 1967.

ТЕПЛОТЕХНИКА

А. Э. ГЕЛЬТМАН, А. М. МКРТЧЯН

МЕТОДИКА РАСЧЕТА БАЗИСНЫХ ЗНАЧЕНИЙ
КОЭФФИЦИЕНТОВ ЭНЕРГОЦЕННОСТИ ТЕПЛА
ОТБОРНОГО ПАРА В СХЕМЕ ПАРОГАЗОВОЙ
УСТАНОВКИ

Наиболее удобным методом, позволяющим выявить эффективность применения тепловой схемы паротурбинной установки, является метод, основанный на коэффициенте энергоценности (к. э.) тепла отборного пара, предложенный Я. М. Рубинштейном [1—3]. Этот метод был развит в работах М. И. Щелетильникова [4, 5, 6] и успешно применяется турбостроительными заводами, проектными и научно-исследовательскими институтами. Применение этой методики для анализа паровой ступени парогазовой установки (ПГУ) без учета влияния ряда особенностей схемы ПГУ на к. э. может привести к неточному определению экономичности тепловой схемы. Изменение к. э. тепла отборного пара может колебаться в пределах от 7 до 35% в зависимости от давления пара, вытесняемого из отбора турбины [9]. Поэтому при определении к. э. тепла из отборов паровых турбин в схеме ПГУ необходимо учитывать влияние изменения обоих циклов на величину к. э. отборного пара. Эти изменения являются результатом частичного вытеснения пара из отборов паровой турбины теплом продуктов сгорания из газовой турбины. В соответствии с этим, необходимо располагать соответствующими зависимостями для к. э. тепла, которые в общем виде учитывали бы влияние не только начальных параметров пара в отборах и изменения условий работы проточной части паровой турбины [9], но и влияние газовой ступени на к. э. тепла.

Такие зависимости выведены применительно к ПГУ с высоконапорным парогенератором с одним подводом тепла в газовой части цикла и с промежуточным охлаждением сжигаемого воздуха. При выводе аналитических зависимостей принята следующая последовательность. На первом этапе расчета мощность паровой турбины принимается постоянной, что соответствует условиям определения к. э. для тепла из отборов пара в паросиловой установке [9]. На втором этапе результаты пересчитываются применительно к условиям постоянной эдальной мощности ПГУ, что позволяет учесть особенности ПГУ при определении к. э. пара из отборов паровой ступени ПГУ.

При вытеснении отбора турбины утилизируемым теплом отработавших газов газовой ступени происходит снижение расхода топлива, что сказывается также на снижении мощности газовой ступени. Для восстановления этой мощности и поддержания постоянной мощности ПГУ необходимо подвести некоторое количество дополнительного топлива, что обеспечивает условие неизменности мощности ПГУ. Тогда эффективность любого изменения, внесенного в тепловую схему ПГУ, непосредственно выразится изменением расхода топлива на всю установку.

По определению [3] к. э. тепла отборного пара в схеме ПГУ при $N_{\text{ПГУ}} = \text{const}$ выражается зависимостью:

$$\xi_{\text{ПГУ}}^{\text{ПТ}} = \frac{dQ_{\text{ПГУ}}}{dQ_i^0}, \quad (1)$$

где $dQ_{\text{ПГУ}}$ и dQ_i^0 — соответственно элементарные изменения расходов тепла на ПГУ и тепла i -го отбора, обусловленные подводом извне тепла $dQ_i^{\text{вн}}$, причем, $dQ_i^0 = -dQ_i^{\text{вн}}$.

Выражение для $\xi_{\text{ПГУ}}^{\text{ПТ}}$ можно получить, если написать уравнение общего расхода тепла для ПГУ (применительно к схеме с промежуточным охлаждением воздуха и газовой ступени):

$$Q_{\text{ПГУ}} = B_{\text{ПГУ}} Q_p = \frac{Q_{\text{II}} + Q_{\text{I}} + Q_{\text{но}} + Q_{\text{ПГУ}}^{\text{доп}}}{\eta_{\text{пр}}}, \quad (2)$$

где $B_{\text{ПГУ}}$ — общий расход топлива ПГУ; Q_p — низшая теплотворная способность топлива; Q_{II} — расход тепла в цикле ПГУ паровой ступени; Q_{I} — расход тепла в цикле ПГУ в газовой ступени; $Q_{\text{но}}$ — тепло, переданное охлаждающей воде и промохладителе газовой ступени; $Q_{\text{ПГУ}}^{\text{доп}}$ — дополнительный расход тепла на ПГУ для компенсации изменения мощности газовой ступени; $\eta_{\text{пр}}$ — коэффициент полезного действия высоконапорного парогенератора без потери тепла с уходящими газами, т. е.

$$\eta_{\text{пр}} = 1 - (q_3 + q_4 + q_5).$$

При условии неизменности к.п.д. парогенератора ($\eta_{\text{пр}} = \text{const}$) производная выражения (2) по Q_i^0 в конечном виде будет:

$$\xi_{\text{ПГУ}}^{\text{ПТ}} = \frac{dQ_{\text{ПГУ}}}{dQ_i^0} = \frac{\xi_i^{\text{ПТ}}}{\left| 1 - \left(\frac{Q_i^{\text{вн}} + Q_{\text{но}}}{Q_p} - \frac{N_{\text{I}}^{\text{вн}}}{N_{\text{ПГУ}}^{\text{вн}}} \right) \right| \eta_{\text{пр}}}. \quad (3)$$

где $\xi_i^{\text{ПТ}}$ — к. э. тепла отборного пара в схеме паросиловой установки без учета к.п.д. котельной установки $\eta_{\text{кв}}$. С учетом $\eta_{\text{кв}}$:

$$\xi_{\text{ПГУ}}^{\text{ПСУ}} = \frac{\xi_i^{\text{ПТ}}}{\eta_{\text{кв}}}.$$

Тогда выражение (33) примет вид:

$$\xi_i^{\text{ПГУ}} = \frac{\xi_i^{\text{НСУ}}}{(1 - Z) \gamma_{\text{отр}} / \gamma_{\text{ку}}}, \quad (4)$$

$$\frac{\gamma_{\text{отр}}}{\gamma_{\text{ку}}} = 1 + \frac{q_2}{100 - \gamma_{\text{ку}}}; \quad (5)$$

$$Z = \frac{Q_r^{\text{г}} - Q_{\text{по}}^{\text{г}}}{Q_p} = \frac{N_r}{N_{\text{ПГУ}}}. \quad (6)$$

Выражение (4) относится к схеме ПГУ, имеющей промежуточное охлаждение в газовой ступени. При $Q_{\text{по}} = 0$

$$(\xi_i^{\text{ПГУ}})' = \frac{\xi_i^{\text{НСУ}}}{(1 - Z') \gamma_{\text{отр}} / \gamma_{\text{ку}}}. \quad (7)$$

$$Z' = \frac{Q_r^{\text{г}}}{Q_p^{\text{г}}} = \frac{N_r^{\text{г}}}{N_{\text{ПГУ}}^{\text{г}}}. \quad (8)$$

Из выражений (4) и (7) видно, что $\xi_i^{\text{ПГУ}}$ и $(\xi_i^{\text{ПГУ}})'$ могут принимать различные значения в зависимости от величин Z и Z' и соотношения $\gamma_{\text{отр}}/\gamma_{\text{ку}}$. Если пренебречь влиянием этого соотношения, то $\xi_i^{\text{ПГУ}}$ и $(\xi_i^{\text{ПГУ}})'$ будут зависеть от величин Z и Z' . Тогда к. э. тепла отборного пара в схеме ПГУ $\xi_i^{\text{ПГУ}}$ равняется $\xi_i^{\text{НСУ}}$ при условии равенства нулю Z и Z' . В результате получаем следующие равенства:

$$\frac{Q_r^{\text{г}} + Q_{\text{по}}^{\text{г}}}{Q_p} = \frac{N_r^{\text{г}}}{N_{\text{ПГУ}}}, \quad (9)$$

$$\frac{Q_r^{\text{г}}}{Q_p^{\text{г}}} = \frac{N_r^{\text{г}}}{N_{\text{ПГУ}}^{\text{г}}}. \quad (10)$$

То есть, эффективность изменения тепловой схемы паровой ступени ПГУ оказывается равной эффективности аналогичных изменений в схеме паросиловой установки, когда соблюдаются равенства (9) и (10).

Входящие в выражения (4) и (7) величины Z и Z' для реальных тепловых схем ПГУ являются отрицательными, т. е. соотношение:

$$\frac{N_r^{\text{г}}}{N_{\text{ПГУ}}} > \frac{Q_r^{\text{г}} + Q_{\text{по}}^{\text{г}}}{Q_p} \quad \text{или} \quad \frac{N_r^{\text{г}}}{N_{\text{ПГУ}}} > \frac{Q_r^{\text{г}}}{Q_p^{\text{г}}},$$

что приводит к снижению значений $\xi_i^{\text{ПГУ}}$ и $(\xi_i^{\text{ПГУ}})'$ по сравнению с

Применительно к разработанным в ЦКТИ реальным тепловым схемам ПГУ—200—130 и ПГУ—400—240 на параметры пара 130 атм, 565/565 С и 240 атм, 570/565 С, проведены расчеты и выявлены приближенные значения Z и Z' . При этом были использованы результаты расчетов этих схем. Из приведенных в таблицах 1 и 2 данных видно, что подсчитанные величины Z и Z' для этих установок отличаются

Таблица 1

ПГУ—400—240 с паровой турбиной К—300—240 и с газовой турбиной
ГТ—100—750/750

Величина Z —0,0937

Коэффициент энергоценности тепла отборного пара в схеме ПГУ, отнесенный к теплу топлива $\xi_i^{ПГУ}$ 0,9207 $\xi_i^{КС}$

Таблица 2

ПГУ—200—130 с паровой турбиной К—160—130 и газовой турбиной
ГТ—35/770

Величина Z' —0,0919

Коэффициент энергоценности тепла отборного пара в схеме ПГУ, отнесенный к теплу топлива $(\xi_i^{ПГУ})'$ 0,9158 $\xi_i^{КС}$

незначительно (всего на 2%). Вместе с тем эти коэффициенты оказывают довольно значительное влияние (примерно 8—9%) на величину к. э. тепла (кривая 5 на рис. 1). Поэтому при оценке изменений эф-

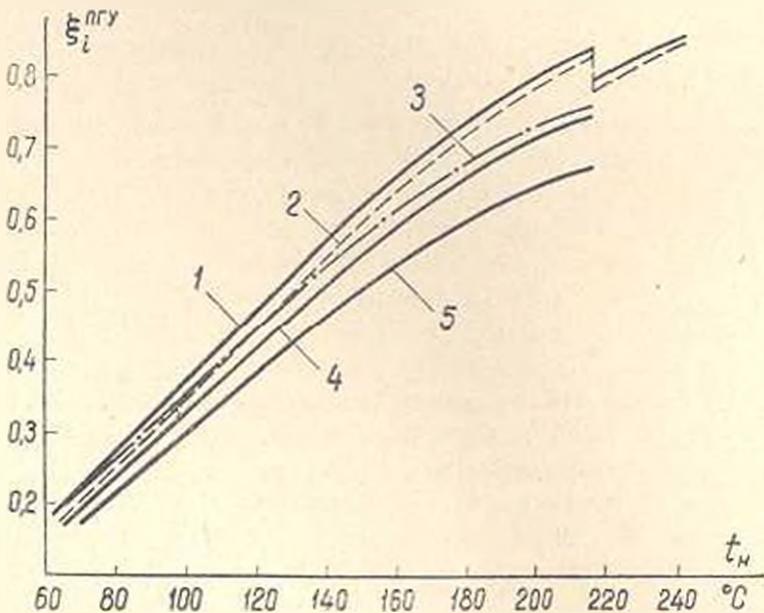


Рис. 1. Зависимость коэффициента энергоценности (к. э.) тепла отборного пара от температуры насыщения для турбины К—200—130: 1— без учета изменения тепловых перепадов в отсеках турбины на к. э. тепла (ξ_i); 2— с учетом изменения давления в конденсаторе на к. э. тепла ($\xi_i^{КС}$); 3— с учетом изменения давления в отборах турбины на к. э. тепла ($\xi_i^{КС}$); 4— с учетом $\xi_i^{КС}$ и Z ; 5— с учетом влияния газовой ступени на к. э. тепла (Z).

фективности тепловой схемы ПГУ нельзя пользоваться коэффициентами энергоценности тепла, подсчитанными для чисто паросиловой установки [1—8]. Поправки, учитывающие особенности тепловых схем

ПГУ [9], влияние изменения давления в конденсаторе на к. э. $\xi_1^{ПГУ}$ и изменении давления в отборах турбины $\xi_2^{ПГУ}$ (кривые 2 и 3 на рис. 1), а также поправка, учитывающая влияние газовой ступени, вносят соответствующие изменения в значения $\xi_1^{ПГУ}$.

В ы в о д ы

1. Общее уравнение для коэффициента энергоценности тепла отборного пара в схеме парогазовой установки учитывает влияние обеих ступеней и позволяет выявить взаимосвязь к. э. отборного пара в схеме ПГУ и ПСУ. Для конкретных тепловых схем парогазовых установок (ПГУ-200-130 и ПГУ-400-240 по схемам ЦКТИ) это влияние снижает значение к. э. тепла отборов турбины на 8-9%.

2. Вычисленные значения к. э. тепла для чисто паросиловой установки можно применять для анализа и оптимизации регенеративной части схемы ПГУ после введения соответствующих поправок, учитывающих особенности работы ПГУ.

АриНИИЭ

Поступило 4.XI.1969.

Ա. Է. ԳԵՅԼՏՐԱՆ, Շ. Մ. ՄԵՐՏՁՅԱՆ

ՇՈՊԵԿԱԿԱՅՅՈՒ ՏԵԿՆԱԿԱՅՅՈՒՄԱՆ ԴՈԼՈՐՇԱՅԻՆ ՏՈՒՐԲԻՆԻ ԱՌՈՒՄՆԵՐԻ ԶԵՐՈՒԹՅԱՆ ԷՆԵՐԳՈՒՐԺԻԿԻ ՈՐՈՇՈՒՄԱՆ ՄԵԹՈԴԻԿԱՅԻ ՎԵՐԱՐԻՅԱԼ

Ա մ փ ո փ ա լ ո ւ մ

Տրված է շոգեզաղային տեղակայման մեջ առումների զուտրշու շերմու-
րան էներգոարժեքի զործակիցների որոշման մեթոդիկա: Բացահայտված է
շոգեզաղային տեղակայման երկու աստիճանների (ինչպես զուտրշայինի,
այնպես էլ գազայինի) աղղեցույթյունները էներգոարժեքի զործակիցների վրա:
Կատարված են կոնկրետ հաշվարկներ Կենտրոնական կաթսայատուրբինային
փոս-հետազոտական ինստիտուտի կողմից առաջարկված շոգեզաղային ջեր-
մային սխեմաների համար: Ցույց է տրված, որ այդ կարգի անցակայումների
ներմային սխեմաների շահագնահատությունը ուսումնասիրելիս անհրաժեշտ է ան-
դաման հաշվի առնել ինչպես զուտրշային աստիճանի (տուրբինի) առումների
նշումների փոփոխության աղղեցույթյունը էներգոարժեքի զործակիցների
դրա, այնպես էլ՝ կոնկրետաորոում (սառեցուցիչում) ճնշման փոփոխության
աղղեցույթյունը և գազային աստիճանի աղղեցույթյունը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Рубинштейн Я. М. „Известия теплотехнического института“, № 1 и 9, 1929.
2. Рубинштейн Я. М. „Известия ВТИ“. ГЭИ. № 11, 1947.
3. Рубинштейн Я. М. Некоторые вопросы тепловой схемы электростанций высокого давления. Сб. „Пир высокого давления в энергетике“. ГЭИ, 1950.

4. Щепетильников М. И. Определение коэффициентов цeпности тепла для реальных тепловых схем паротурбинных установок. „Теплоэнергетика“, № 7, 1957.
5. Щепетильников М. И. Анализ влияния небольших изменений в тепловой схеме методом коэффициента цeпности тепла. „Теплоэнергетика“, № 2, 1958.
6. Повышение экономичности и надежности энергетических систем. Тематический сборник Ивановского энергетического института им. В. И. Ленина, Ярославль, 1965.
7. Сазанов Б. В., Мясков А. А. Методика расчета эффективности регенерации тепла в парогазовых установках. „Электрические станции“, № 11, 1965.
8. Сазанов Б. В., Мясков А. А. Определение энергетических показателей парогазовых установок. „Электрические станции“, № 6, 1966.
9. Гельтман А. Э., Мкртчян А. М. Методика расчета коэффициентов энергоцeпности тепла из отборов паровых турбин в схеме ПГУ. „Энергомашиностроение“, № 11, 1967.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

Э. С. СААКЯН, М. Б. ЭДИЛЯН

К СИНТЕЗУ РЫЧАЖНО-КУЛАЧКОВЫХ МЕХАНИЗМОВ

В последние годы все большее применение находят рычажно-кулачковые механизмы, исследованию которых посвящен ряд работ [1--4]. Так, в [1] приводится исследование и проектирование указанных механизмов в общей постановке, когда кулачок совершает произвольное плоско-параллельное движение, а центр ролика штанги движется по произвольной траектории. В [2, 3, 4] исследуются конкретные механизмы, в которых кулачок скрепляется либо с коромыслом, либо с шатуном шарнирного четырехзвенника.

В статье рассматриваются рычажно-кулачковые механизмы, представляющие собой совокупность кривошипно-ползунного и трехзвенного кулачкового механизмов (рис. 1). В них кулачок жестко соединен

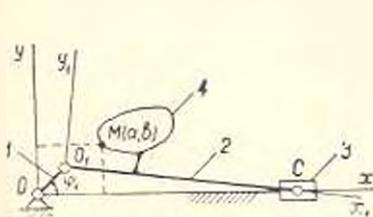


Рис. 1.

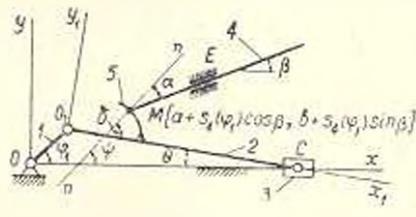


Рис. 2.

с шатуном 2. В общем случае закон движения штанги 4 выражается схемой „удаление-выстой—приближение-выстой“. В связи с этим возникает необходимость получения уравнения кривой центрального профиля кулачка, обеспечивающего непрерывной выстой штанги на всем интервале движения шатуна. Подобная задача, но в иной постановке вопроса, рассмотрена в работе [5], где уравнение искомой кривой получено в полярных координатах, связанных с шатуном. Уравнение кривой центрального профиля шатуна-кулачка, обеспечивающего непрерывной выстой штанги, целесообразнее представить в параметрической форме в подвижной системе координат $x_1 O_1 y_1$. Для этого в неподвижной системе координат $x O y$ (рис. 1) выбирается точка M с координатами a и b . Используя общие формулы преобразования прямоугольных координат, параметрическое уравнение кривой описываемой точкой M в процессе движения кривошипа 1 запишется в виде:

$$\begin{aligned} x_1 &= N(a - r \cos \varphi_1) - l \sin \varphi_1 (b - r \sin \varphi_1), \\ y_1 &= N(b - r \sin \varphi_1) + l \sin \varphi_1 (a - r \cos \varphi_1), \end{aligned} \quad (1)$$

где $N = \sqrt{1 - \lambda^2 \sin^2 \varphi_1}$; $\lambda = r/l$; r — длина кривошипа; l — длина шатуна O_1C ; φ_1 — угол поворота кривошипа.

Если в плоскости движения шатуна расположить штангу ψ (рис. 2), имеющую наперед заданный закон движения $S_4(\varphi_1)$, то уравнение теоретического профиля шатун-кулачка запишется в виде:

$$x_1 = N[a + s_4(\varphi_1) \cos \beta - r \cos \varphi_1] - i \sin \varphi_1 [b + s_4(\varphi_1) \sin \beta - r \sin \varphi_1]; \quad (2)$$

$$y_1 = N[b + s_4(\varphi_1) \sin \beta - r \sin \varphi_1] + i \sin \varphi_1 [a + s_4(\varphi_1) \cos \beta - r \cos \varphi_1].$$

где β — угол между штангой и осью Ox . Чтобы гарантировать отсутствие заклинивания и выскок к.п.д. кулачкового механизма, необходимо соблюдение условия

$$\alpha \leq \alpha_{\max} \quad \text{или} \quad |\operatorname{tg} \alpha| \leq \operatorname{tg} \alpha_{\max}, \quad (3)$$

где α — текущее значение угла давления; α_{\max} — допустимая максимальная величина угла давления.

Из рис. 2 следует, что $\alpha = \varphi - \beta$ и $\varphi = \delta + \theta$. Следовательно,

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{\operatorname{tg} \varphi - \operatorname{tg} \beta}{1 + \operatorname{tg} \varphi \operatorname{tg} \beta} \quad (4)$$

и

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{\operatorname{tg} \delta + \operatorname{tg} \theta}{1 - \operatorname{tg} \delta \operatorname{tg} \theta}. \quad (5)$$

Здесь

$$\operatorname{tg} \delta = - \frac{dx_1/dy_1}{dy_1/dx_1} = - \frac{x_1'}{y_1'}, \quad (6)$$

где δ — угол между нормалью $n-n$, приведенной в текущей точке контакта, и осью O_1x_1 .

Известно, что для кривошипно-ползунного механизма имеют места соотношения:

$$\sin \theta = -i \sin \varphi_1, \quad \cos \theta = N. \quad (7)$$

С учетом (6) и (7) выражение (5) примет вид:

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{y_1' \sin \theta - x_1' \cos \theta}{y_1' \cos \theta + x_1' \sin \theta} = \frac{V}{W}, \quad (8)$$

где

$$V = i \cos \varphi_1 [b + s_4(\varphi_1) \cos \beta - r \sin \varphi_1] - N [s_4(\varphi_1) \cos \beta + r \sin \varphi_1];$$

$$W = i \cos \varphi_1 [a + s_4(\varphi_1) \cos \beta - r \cos \varphi_1] + N [s_4(\varphi_1) \sin \beta - r \cos \varphi_1];$$

$$x_1'(\varphi_1) = \frac{d[s_4(\varphi_1)]}{d\varphi_1}.$$

Используя (8), выражение [4] примет вид:

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{V \cos \beta - W \sin \beta}{W \cos \beta + V \sin \beta}. \quad (9)$$

При заданном законе движения штанги $s_4(\varphi_1)$ выражение (9) с учетом условия (3) позволяет осуществить выбор основных параметров механизма r , i и β , а также начальных координат a и b .

В качестве иллюстрации рассмотрим возможность проектирования такого механизма при $\beta = 0$ (рис. 3). Из (9) получаем

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{b i \cos \varphi_1 - r i \sin \varphi_1 \cos \varphi_1 - r N \sin \varphi_1 - s_4(\varphi_1) N}{i s_4(\varphi_1) \cos \varphi_1 - r N \cos \varphi_1 - i r \cos^2 \varphi_1 + a i \cos \varphi_1} \quad (10)$$

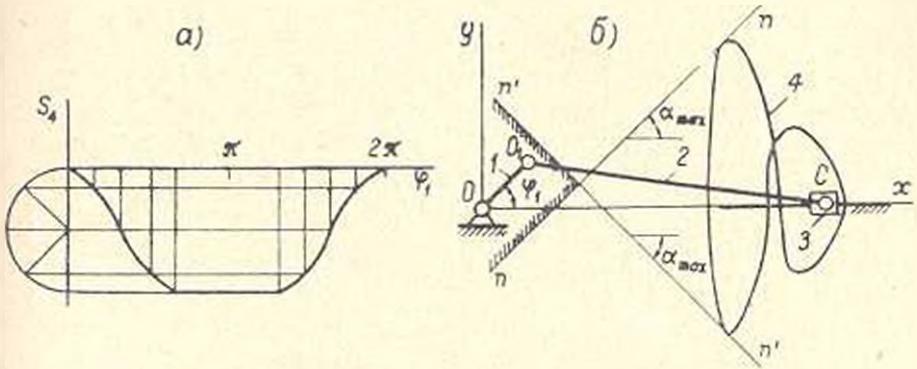


Рис. 3.

Нетрудно заметить, что при $\varphi_1 \rightarrow \pi/2 \operatorname{tg} \alpha \rightarrow \infty$, следовательно, угол давления $\alpha \rightarrow \pi/2$, что недопустимо. Чтобы предел выражения (10) при $\varphi_1 = \pi/2$ был конечной величиной, необходимо, чтобы

$$\lim_{\varphi_1 \rightarrow \pi/2} [N s_4(\varphi_1) + r N \sin \varphi_1] = 0.$$

откуда получим $r = -s_4'(\pi/2)$, а из (10) —

$$\lim_{\varphi_1 \rightarrow \pi/2} \operatorname{tg} \alpha = \frac{b i - r i}{i s_4(\pi/2) - r \sqrt{1 - i^2} - a i} \quad (11)$$

Анализ выражений (10) и (11) позволяет при каждом конкретно заданном законе движения штанги $s_4(\varphi_1)$ подобрать величины i , a и b так, чтобы на фазе удаления штанги удовлетворялось условие (3). Ко-

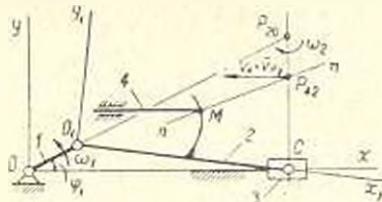


Рис. 4.

ординаты a и b начальной точки штанги целесообразно определить графическим построением. Для этого при законе движения $s_4(\varphi_1)$ (рис. 4, а) определяем $r = s_4'(\pi/2)$. Затем, определив длину шатуна из соотношения $i > r \cos \gamma_{\min}$ (где γ_{\min} — минимальный угол передачи меж-

ду звеньями 2 и 3), в системе координат xOy строим кривую (рис. 4, б), уравнение которой имеет вид:

$$x_{p,а} = r \cos \varphi_1 + lN;$$

$$y_{p,а} = r \sin \varphi_1 + lN \operatorname{tg} \varphi_1 + \frac{x(\varphi_1) N}{i \cos \varphi_1}.$$

Проведя к полученной кривой касательные $n - n$ и $n' - n'$ под углами $\pm \alpha$ к оси Ox , получим заштрихованную область, в которой выбираются координаты a и b начальной точки штанги. Подставляя выбранные величины a и b в (2), получим уравнение центрального профиля кулачка.

Ереванский политехнический институт
им. К. Маркса

Поступило 28.V.1969.

ЛИТЕРАТУРА

1. Солдаткин А. П. К теории плоских многозвездных кулачковых механизмов. „Машинноедение“, № 2, 1967.
2. Джавахян Р. П. К синтезу рычажно-кулачковых механизмов по заданному закону изменения хода ведомого звена в зависимости от фазы удвления. „Машинноедение“, № 4, 1967.
3. Джавахян Р. П. К синтезу плоских кулачковых механизмов с качающейся штангой. „Известия АН АрмССР (серия ТН)“, т. XX, № 3, 1967.
4. Джавахян Э. А. Шатувно-кулачковый механизм с большим углом рычажка ведомого звена. „Известия АН АрмССР (серия ТН)“, т. XXI, № 5, 1968.
5. Эдильян М. Б., Саркисян Ю. А. Об одном применении криволинейного шатуна (На армянском языке). „Мекенашинугюн“, № 3-4, АрмИНТИ, Ереван, 1963.

А. Т. ПАРИНОВ, А. А. РОТИНЯНЦ

НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ВЫСОТНЫХ ЗДАНИЙ

С ростом населения больших городов и ограниченными возможностями застройки новыми зданиями центральных районов проблема высотного строительства становится весьма актуальной.

В творческом содружестве с коллективом ТбилЗНИИЭП, при консультации НИИЖБ и др. организаций, коллективом кафедры строительных работ Ростовского института инженеров железнодорожного транспорта разработан технический проект 24-этажного здания, предназначенного для строительства в районах VII балльной сейсмичности (рис. 1). Размеры здания в плане 24 × 36 м. Конструктивная особенность — наличие сетки колонн 12 × 12 м, обеспечивающей более свободную планировку помещений. Высота здания 100 м. Горизонтальные сейсмические нагрузки полностью воспринимаются центральным полым столбом, изготовленным в монолитном железобетоне, выполняющим функцию жесткого ядра здания. Сборные элементы: плиты 2Т, П-об-

ду звеньями 2 и 3), в системе координат xOy строим кривую (рис. 4, б), уравнение которой имеет вид:

$$x_{p,а} = r \cos \varphi_1 + lN;$$

$$y_{p,а} = r \sin \varphi_1 + lN \operatorname{tg} \varphi_1 + \frac{x(\varphi_1) N}{i \cos \varphi_1}.$$

Проведя к полученной кривой касательные $n - n$ и $n' - n'$ под углами $\pm \alpha$ к оси Ox , получим заштрихованную область, в которой выбираются координаты a и b начальной точки штанги. Подставляя выбранные величины a и b в (2), получим уравнение центрального профиля кулачка.

Ереванский политехнический институт
им. К. Маркса

Поступило 28.V.1969.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Солдаткин А. П. К теории плоских многозвенных кулачковых механизмов. „Машиноведение“, № 2, 1967.
2. Джавахян Р. П. К синтезу рычажно-кулачковых механизмов по заданному закону изменения хода ведомого звена в зависимости от фазы удвления. „Машиноведение“, № 4, 1967.
3. Джавахян Р. П. К синтезу плоских кулачковых механизмов с качающейся штангой. „Известия АН АрмССР (серия ТН)“, т. XX, № 3, 1967.
4. Джавахян Э. А. Шатуно-кулачковый механизм с большим углом рычажка ведомого звена. „Известия АН АрмССР (серия ТН)“, т. XXI, № 5, 1968.
5. Эдильян М. Б., Саркисян Ю. А. Об одном применении криволинейного шатуна (На армянском языке). „Мекенашинугюн“, № 3-4, АрмИНТИ, Ереван, 1963.

А. Т. ПАРИНОВ, А. А. РОТИНЯНЦ

НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ВЫСОТНЫХ ЗДАНИЙ

С ростом населения больших городов и ограниченными возможностями застройки новыми зданиями центральных районов проблема высотного строительства становится весьма актуальной.

В творческом содружестве с коллективом ТблЗНИИЭП, при консультации НИИЖБ и др. организаций, коллективом кафедры строительных работ Ростовского института инженеров железнодорожного транспорта разработан технический проект 24-этажного здания, предназначенного для строительства в районах VII балльной сейсмичности (рис. 1). Размеры здания в плане 24 × 36 м. Конструктивная особенность — наличие сетки колонн 12 × 12 м, обеспечивающей более свободную планировку помещений. Высота здания 100 м. Горизонтальные сейсмические нагрузки полностью воспринимаются центральным полым столбом, изготовленным в монолитном железобетоне, выполняющим функцию жесткого ядра здания. Сборные элементы: плиты 2Т, П-об-

разные ригели, прогоны и колонны соединяются друг с другом и со стволем замоноличиванием бетоном марки 300. Фундамент здания — монолитная плита в виде обратного ребристого перекрытия. Монтаж конструкций производится в пределах этажа двумя приставными кранами КБ-180.



Рис. 1. Общий вид 24-этажного здания.

Проектное решение может быть существенно усилено при переходе к трехлучевому в плане зданию с увеличением его пространственной жесткости за счет введения концевых монолитных блоков, дополнительных к центральному ядру (рис. 2). При этом центральное ядро и концевые блоки соединяются между собой предварительно напряженной канатной арматурой с передачей усилий на бетон. Дополнительно к этому бетон в каждом из блоков обжимается по контуру стен путем расположения в них по всей высоте каналов для размещения групп высокопрочных канатов. Между монолитными блоками и внутри них располагаются сборные предварительно напряженные железобетонные элементы (марки 400), усиленные монолитным легким бетоном марки 300.

Применение плит 27 длиной 12 и 18 м с одиночной напрягаемой арматурой позволяет при регулируемой по внецентренному обжатию величине предельных деформаций и нагрузок [1, 2, 3] обеспечить свободную планировку помещений. В центральном ядре здания располагаются лифты и помещения обслуживающего и технологического назначения. При этом учитывается наличие повышенных площадей. Многоэтажное здание может быть разделено перегородками на различные

комплексы помещений, например, по ведомственной принадлежности (см. на рис. 2 пунктирные линии, соединяющие центральное ядро с концевыми блоками транзитными коридорами).

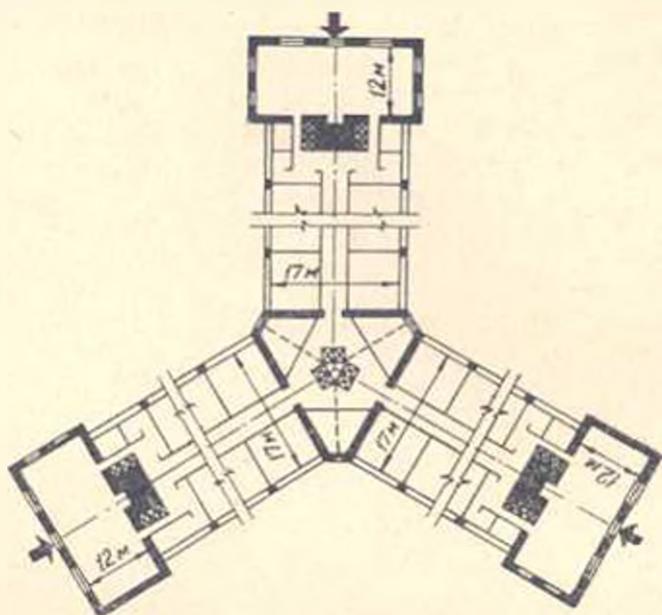


Рис. 2. План типового этажа трехлобчатого высотного здания.

Высота зданий предлагаемого типа повышенная (40–60 этажей). Поэтому необходимыми условиями для их строительства являются:

наличие устойчивого и прочного естественного основания;

учет и расчеты на сейсмическое воздействие не только сопротивляемости центрального ствола, но и концевых блоков, объединенных каркасом в единую равно-связевую систему;

разработка технически возможных более совершенных способов и устройств, обеспечивающих скоростной монтаж конструкций и создание усилий для предварительного напряжения бетона.

Архитектурное решение фасадов обуславливается принятым конструктивным решением и условиями производства работ с использованием как ленточного остекления, так и отдельных оконных проемов, применением навесных стеновых панелей и цветного оформления в зависимости от ориентации здания.

ГИИЖТ

Поступило 25 IX 1969.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Пиринков А. Т. Плиты 2Т с напрягаемой высокопрочной арматурой. «Строительство и архитектура Москвы», № 11, 1967.
2. Пиринков А. Т. Расчет предельно допустимых прогибов железобетонных элементов балочного типа с одинарной напрягаемой арматурой. «Промышленное строительство и инженерные сооружения», № 3, 1968.
3. Пиринков А. Т. К вопросу проектирования преднапряженных плит 2Т из легкого бетона. «Известия АН АрмССР (серия Т. Н.)», т. XXII, № 1, 1969.

Изучение виброустойчивости строгального станка типа 7М36. Багдасарян Г. Б. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», т. XXIII, № 2, 1970, 7—12.

Приводится методика аналитического и экспериментального определения виброустойчивости системы СПИД. Изучены собственные колебания станины, колебания от гидропривода и экспериментальным путем выявлены факторы, приводящие к возникновению вибрации.

Выведены уравнения перемещений системы СПИД при собственных колебаниях, при холостом движении рабочего органа станка, а также при строгании металлов. Составлена АФЧХ системы при ее рабочем состоянии и установлен характер образования колебаний.

Табл. 1. Илл. 2. Библ. 2 назв.

УДК 669.131.6:539.376

О практическом применении кривых ползучести серого чугуна. Милжоян К. А. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», т. XXIII, № 2, 1970, 13—16.

Приведены экспериментальные кривые ползучести для различных марок серого чугуна, полученные при изгибе гладких цилиндрических образцов, и данные, характеризующие связь между прочностными показателями чугунов, остаточными напряжениями и прогибами. При помощи кривых ползучести рекомендуется оценить склонность к старению различных марок серого чугуна и выявить эффективность тех или иных методов старения.

Табл. 1. Илл. 2. Библ. 3 назв.

УДК 624.042.7+669.84

О числе форм колебаний, подлежащих учету при определении расчетных сейсмических усилий в элементах каркасных зданий. Гороян Т. А. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», т. XXIII, № 2, 1970, 17—24.

С использованием акселерограмм четырех калифорнийских землетрясений интенсивностью в 7—8 баллов произведен анализ реакций 10-этажного каркасного здания на сейсмические воздействия. На ЭЦВМ вычислены реакции здания как по отдельным формам собственных колебаний, так и с учетом наложения первых трех и пяти форм. Сопоставление показало, что учет только одной формы колебаний приводит к значительным погрешностям при определении расчетных сейсмических усилий. Отмечается, что при учете наложения трех и пяти форм колебаний максимальные значения усилий разнятся незначительно, и для определения расчетных сейсмических усилий практически вполне достаточно ограничиться учетом наложения первых трех форм.

Табл. 4. Илл. 2. Библ. 5 назв.

К вопросу определения несущей способности внецентренно сжатых коротких колонн из легкого железобетона. Аветисян Р. С., Вартапетян А. А. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», т. XXIII, № 2, 1970, 25—30

Предложен метод расчета коротких колонн при внецентренном сжатии в предположении, что работа бетона и арматуры соответствует диаграмме Праистля. Получены аналитические выражения, соответствующие возможным напряженным состояниям при внецентренном сжатии с большими и малыми эксцентриситетами. Сравнение экспериментальных величин несущей способности колонн из легкого железобетона с расчетными показало их удовлетворительную сходимость.

Табл. 1. Илл. 2. Библ. 5. назв.

О методике экспериментальных исследований прочности сцепления арматуры с бетоном. Шакарян Л. С., Оганесян Б. А. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», т. XXIII, № 2, 1970, 31—38.

На основе анализа существующих методов лабораторных исследований сцепления арматуры с бетоном и прямыми экспериментами установлено, что предельные усилия, необходимые для вытягивания стержней периодического профиля из бетонных призм, зависят от способа их опирания. В частности, при наличии податливой прокладки по контактной поверхности бетонной призмы и металлической плиты испытательной установки предельные усилия при вытягивании стержней из бетонных призм уменьшаются до 30% по сравнению с жестким опиранием. Это обстоятельство необходимо учесть при унификации методов испытания по определению прочности и деформативности сцепления арматуры с бетоном.

Табл. 2. Илл. 3. Библ. 2 назв.

Об особенностях моделирования фильтрации жидкости к скважинам на источных моделях. Барсесян Р. М. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», т. XXIII, № 2, 1970, 39—46

Предлагается метод моделирования скважин при трех возможных положениях последних на ячейке модели. На моделях в точке-скважине задается средний потенциал по площади ячейки. Дается теоретическое обоснование необходимости введения дополнительного сопротивления после замены скважины точкой, а также на конкретных примерах показывается приемлемость метода. Отмечается эффективность предлагаемого метода при решении задач фильтрации на ЭЦВМ. Результаты, полученные для одного пласта, распространены на случай гидравлически связанных водоносных горизонтов.

Табл. 2. Илл. 1. Библ. 4 назв.

УДК 621.313.32+621.313.33

Аналитический метод расчета характеристик системы тягового электропривода типа «синхронный генератор-асинхронный двигатель». Сафаров Ю. Е. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», г. XXIII, № 2, 1970, 47—50.

Дана методика определения напряжения синхронного генератора при различных скольжениях асинхронного двигателя. Для расчета характеристик системы тягового электропривода предложены приближенные уравнения и дан алгоритмы их решения.

Илл. 3. Библ. 3 назв.

УДК 621.18=629.1.062+621.165

Методика расчета базисных значений коэффициентов энергоценности тепла отборного пара в схеме парогазовой установки. Гельтман Л. Э., Мкртчян А. М. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», г. XXIII, № 2, 1970, 51—56.

Приводится описание методики определения коэффициентов энергоценности (k, ε) тепла отборного пара в схеме парогазовой установки. Выявлено влияние на k, ε тепла отборного пара как паровой ступени, так и газовой ступени. Проведены расчеты применительно к конкретным тепловым схемам парогазовых установок, предложенных Центральным котлотурбинным институтом. Показано, что при анализе экономичности тепловых схем парогазовых установок следует обязательно учитывать поправки на k, ε тепла от изменения давления и отборах турбины и давления в конденсаторе и влияние газовой ступени.

Илл. 1. Библ. 9 назв.

УДК 621.828:621.835

К синтезу рычажно-кулачковых механизмов. Саакян Э. С., Эдильян М. Б. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», г. XXIII, № 2, 1970, 57—60.

Рассматриваются вопросы проектирования рычажно-кулачковых механизмов (совокупность кривошипно-ползунного и кулачкового механизмов с поступательно движущейся штангой). Получено уравнение центрального профиля кулачка, воспроизводящего наперед заданный закон движения штанги и удовлетворяющего заданным условиям передаточной силы в высшей кинематической паре.

Илл. 4. Библ. 5 назв.



Ք Ո Վ Ա Ն Կ Ե Ա Կ Ո Ւ Թ Յ Ո Ւ Ն

Վ. Ի. ԼԵՆԻՆԻ ՅՆՆՆՅԱՆ 100-ԱՄՅԱԿԻ ԱՌԹԻՎ

Յրատեսիկական առաջընթացի մասին լենինյան զաղափարները 3

ՄԵՔԵՆԱՇԵՆՈՒԹՅՈՒՆ

2. Ա. Ուզղասարյան, 1926 տիպի ուսուցման հաստոցի իրթնակայանության ուսումնասիրությունը 7
 3. Ս. Մեջոյան, Գորշ թուղթերի սողջի կորերի պորմենական կիրառման վերաբերյալ 13

ՇԻՆԱՐԱՐԱԿԱՆ ՄԵՈՒՆԻԿԱ

5. Ա. Գառոյան, Կարկասային շենքերի էլեմենտներում հաշվարկային սեյսմիկ ճիզորը որոշելիս հաշվառքի ենթակա տատանման ձևերի քանակի վերաբերյալ 17
 11. Ս. Ալեխյան, Ա. Ա. Վարդապետյան, Թեթև երկաթբետոնե արտակենտրոն սեղմված կարճ սյուների կրողունակության որոշման հարցի շուրջը 24
 1. Ս. Շուխարյան, Ս. Ա. Հովհաննիսյան, Ամրանի հետ ընտանի շաղկապման ամրության փորձարարական ուսումնասիրման մեթոդիկայի շուրջը 31

ՆԻԳՐԱՎԼԻԿԱ

Ռ. Ս. Բաբոնյան, էլեկտրական մոդելների վրա նեյտրոնի դեպի նորանցք կատարվող ֆիտրացիայի մոդելացման առանձնահատկությունների մասին 39

ԷԼԵԿՏՐՈՏԵԽՆԻԿԱ

Սու. Ե. Սաֆարով, Սիստեմայի ղեկնրատոր-ապասխնիստն շարժիչ տիպի ծարրային էլեկտրաշարժարների սխեմաի բնութագրերի հաշվարկման սևալիտիկ մեթոդ 47

ՋԵՐՄԱՏԵԽՆԻԿԱ

Ս. է. Կեյլուսան, Շ. Մ. Սկրտչյան, Շոգեզազային տեղակայման զոլորային սուրբիկի ստումների ցերմության էներգոարժեքի որոշման մեթոդիկայի վերաբերյալ 51

ԿԻՏԱԿԱՆ ԿՈՒՅԸ

է. Ս. Սանակյան, Մ. Ս. էղիլյան, Հծակա-բուսանցքային մեխանիզմների սինթեզման շուրջը 57
 Ա. Տ. Պարխնով, Ա. Ս. Սոտինյանց, Բարձրարժեքի շենքերի նախադրման կատարելագործման որոշ հարցեր 60

СОДЕРЖАНИЕ

К 100-летию со дня рождения В. И. Ленина

| | |
|---|---|
| Ленинские идеи о научно-техническом прогрессе | 3 |
|---|---|

Машиностроение

| | |
|---|----|
| <i>Г. Б. Багдасарян.</i> Изучение виброустойчивости строгального станка типа 7М36 | 7 |
| <i>К. А. Мнджоян.</i> О практическом применении кривых ползучести серого чугуна | 13 |

Строительная механика

| | |
|--|----|
| <i>Т. А. Горюхи.</i> О числе форм колебаний, подлежащих учету при определении расчетных сейсмических усилий в элементах каркасных зданий | 17 |
| <i>Р. С. Аветисян, А. А. Вартичан.</i> К вопросу определения несущей способности внецентренно сжатых коротких колонн из легкого железобетона | 25 |
| <i>А. С. Шакарян, Б. А. Оганесян.</i> О методике экспериментальных исследований прочности сцепления арматуры с бетоном | 31 |

Гидравлика

| | |
|--|----|
| <i>Р. М. Барсегиан.</i> Об особенностях моделирования фильтрации жидкости в скал-жупам на сеточных моделях | 39 |
|--|----|

Электротехника

| | |
|---|----|
| <i>Ю. Е. Сифаров.</i> Аналитический метод расчета характеристик системы тягового электропривода типа «синхронный-генератор—асинхронный двигатель» | 47 |
|---|----|

Теплотехника

| | |
|--|----|
| <i>А. Э. Гельтман, А. М. Мкртчян.</i> Методика расчета базисных значений коэффициентов энергоценности тепла отборного пара в схеме парогазовой установки | 51 |
|--|----|

Научные заметки

| | |
|---|----|
| <i>Э. С. Спакян, М. Б. Эдилян.</i> К синтезу рычажно-кулачковых механизмов | 57 |
| <i>А. Т. Паринюк, А. А. Ротиняц.</i> Некоторые вопросы совершенствования проектирования высотных зданий | 60 |