

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՌԻ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱՇԽԱՏԵՄԻԱՅԻ

# ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ ԻՅՎԵՏԻՅԱ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ.  
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ԽՄԲԱԳՐԱԿԱՆ ԿՈՂԵԳԻԱ

Ազոնց Հ. Տ., Ալեքսեևսկի Վ. Վ., Գասպարյան Ա. Մ., Եղիազարյան Ի. Վ., Կասյան Մ. Վ., Նազարով Ա. Գ. (պատ. խմբագիր), Սիմոնով Մ. Զ., Տեր-Ստեփանյան Գ. Ի., Փինաջյան Վ. Վ. (պատ. խմբագրի տեղակալ):

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Азонц Г. Т., Алексеевский В. В., Гаспарян А. М., Егиазаров И. В., Касьян М. В., Назаров А. Г. (ответ. редактор), Пиниджян В. В. (зам. отв. редактора), Симонов М. З., Тер-Степанян Г. И.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

А. Г. НАЗАРОВ

О МЕХАНИЧЕСКОМ ПОДОБИИ ТВЕРДЫХ ТЕЛ И ЕГО  
 ПРИМЕНЕНИИ К ИССЛЕДОВАНИЮ СТРОИТЕЛЬНЫХ  
 КОНСТРУКЦИЙ И СЕЙСМОСТОЙКОСТИ СООРУЖЕНИЙ

Сообщение 8\*

С современным состоянием теории подобия в механике грунтов можно познакомиться, например, по следующим работам [1, 2, 3, 4]. Остановимся здесь лишь на некоторых вопросах подобия в механике грунтов в непосредственной связи с проведенными исследованиями по теории подобия твердых деформируемых тел [5].

§ 1. Условия подобия для сыпучих тел

Сыпучий материал представляет собой совокупность большого количества твердых деформируемых тел, находящихся между собою в контакте по некоторым очень маленьким площадкам. Эти тела, представляющие собою песчинку, гравий, щебень или даже глыбу и прочее, будем в дальнейшем, для краткости изложения, называть элементами. При рассмотрении взаимодействия элементов, поверхностными эффектами, обусловленными физико-химическими процессами пренебрегаем. Считаем, следовательно, что даже самые малые элементы настолько велики, что их суммарная поверхность относительно мала и не играет существенной роли в упомянутом выше смысле. Этому способствует также поставленное нами ограничительное условие о сухости элементов. Сыпучее тело представляет собою весьма сложную статически неопределимую систему. Напряженное и деформированное состояние элементов этого тела, а также их взаимное расположение в значительной мере зависит от способа его образования в прошлом и истории его загрузки.

Применим для изучения условий подобия метод поэлементного моделирования. Рассмотрим некоторое сыпучее тело  $A$  определенной конфигурации и будем считать заданными способ его образования и историю его загрузки. Спрашивается, возможно ли построить точную его модель  $A'$  при определенных множителях подобия. На это

\* Выполнено по предложению Института сейсмостойкого строительства и сейсмологии АН Таджикской ССР.

можно ответить утвердительно. Тело  $A$  является составным, оно образовано из совокупности элементов, взаимодействующих между собой по площадкам контактов. Нами было показано в одной из предыдущих работ [56], что все теоремы о подобии распространяются и на составные тела, если множители подобия для всех их элементов одинаковы и если сходственные элементы тел  $A$  и  $A'$  сопрягаются одинаковым образом. В данном случае, в отношении сыпучих тел, мы получим специфические требования для обеспечения подобия между сыпучими телами  $A$  и  $A'$ , на которых подробнее остановимся.

Отдельные элементы тела  $A$  взаимодействуют между собой по очень малым площадкам, так что практически имеет место точечный контакт между ними. Нами было показано в работе [56], что в таких случаях, для обеспечения подобия механических состояний, множитель подобия  $\gamma$  для деформаций материала модели должен быть равным 1. Таким образом, если для материала элемента  $a_i$  тела  $A$  имеет место зависимость между тензором напряжений  $\sigma_i$  и деформацией  $\varepsilon_i$

$$\sigma_i = F_i (\varepsilon_i, t) \quad (1)$$

то для материала сходственного элемента  $a'_i$  тела  $A'$  должно быть выполнено условие

$$\sigma'_i = \beta F_i \left( \varepsilon_i, \frac{t'}{\eta} \right) \quad (2)$$

причем множители подобия  $\beta$  и  $\eta$  должны быть одинаковыми для всех элементов  $a_i$  и  $a'_i$  без исключения.

Итак, условием подобия сыпучих тел  $A$  и  $A'$  является геометрическое подобие их сходственных элементов  $a_i$  и  $a'_i$  причем материалы их должны подчиняться условиям (1) и (2).

В процессе деформации сыпучего тела имеют место проскальзывания одних элементов относительно других. Поэтому предельные соотношения между касательными и нормальными напряжениями в контакте пары элементов тела  $A$  должны быть подобными для тех же соотношений в контакте сходственной пары элементов тела  $A'$ . Пусть это предельное соотношение для пары элементов тела  $A$  имеет вид

$$\sigma_t \leq f (\sigma_n), \quad (3)$$

где  $\sigma_n$  — нормальное напряжение;

$\sigma_t$  — тангенциальное напряжение.

В частности, при законе Кулона это соотношение принимает вид

$$\sigma_t \leq k \sigma_n, \quad (4)$$

где  $k$  — коэффициент трения для рассматриваемой пары элементов тела  $A$ . Для обеспечения условий подобия для сходственной пары элементов тела  $A'$  должно быть выполнено условие

$$\sigma'_t \leq \beta f \left( \frac{\sigma'_n}{\beta} \right). \quad (5)$$

В частности, при законе Кулона должно быть выполнено условие

$$\sigma'_i < k \sigma''_n \quad (6)$$

т. е. коэффициент трения между сходственными парами элементов оригинала и модели должны быть одинаковыми.

Итак будем рассматривать элементы  $a'_i$  геометрически подобные элементам  $a_i$ , при множителе подобия  $\alpha$ , построенных из материалов, удовлетворяющих условиям (2) и (5), если материалы элементов  $a_i$  удовлетворяют условиям (1) и (3).

Будем считать, кроме того, что объемные веса элементов тела  $A'$  отличаются от объемных весов сходственных элементов тела  $A$  в отношении  $\beta/\alpha$ , т. е. выполняется условие подобия для объемных сил. Теперь мы имеем достаточные условия для построения сыпучего тела  $A'$  подобного телу  $A$  в сходственные фиксированные моменты времени  $t'_0$  и  $t_0 = \eta t'_0$ . Для этого необходимо собрать элементы тела  $A'$  в точности в том же расположении как и элементы тела  $A$ , причем механическое состояние материалов элементов тела  $A'$  в момент  $t'_0 = \eta t_0$  должно отвечать механическому состоянию материалов элементов тела  $A$  в момент времени  $t_0$ . Если на тело  $A$  помимо объемных сил действуют также поверхностные силы, распределенные по какому-либо закону, то и на тело  $A'$  должны воздействовать поверхностные силы, распределенные по закону  $\sigma' = \beta \sigma$ .

Сходственные элементы тел  $A$  и  $A'$  будут деформироваться, перекатываться, проскальзывать и даже разрушаться сходственным образом с точным выдерживанием величин множителей подобия. Следует иметь в виду, что при перекатывании одних элементов относительно других условие равенства коэффициентов трения при качении, обусловленных взаимным локальным вдавливанием элементов, будет выполняться автоматически из-за механического подобия материалов тел  $A$  и  $A'$  при условии  $\eta = 1$ .

При внезапном, скачкообразном смещении отдельных элементов приобретают значение силы инерции, которые добавляются к прочим объемным силам. В этом случае, для обеспечения точного подобия необходимо, как было установлено в работе [5в], чтобы выполнялось условие  $\eta = \xi$ . Это же условие должно быть соблюдено и при рассмотрении динамической нагрузки, действующей на сыпучее тело. Если деформациями материалов элементов тела  $A$  во времени можно пренебречь, то есть не принимать во внимание такие факторы как ползучесть или релаксацию, то множитель подобия для времен уже оказывается не зависящим от  $\eta$  в полном соответствии с результатами, полученными нами в упомянутой выше работе.

Из приведенного выше поэлементного построения подобных сыпучих тел вытекает следующий важный вывод — интегральные (макроскопические) механические величины, касающиеся сыпучего тела в целом, также должны подчиняться условиям подобия в рамках рассматриваемых множителей подобия. Например, в сходственных обла-

стях сыпучих тел  $A$  и  $A'$  и в сходственные моменты времени  $t$  и  $t' = \eta t$ , коэффициенты внутреннего трения должны быть одинаковыми, осредненные напряжения отличаться  $\beta$  раз, осредненные деформации должны быть одинаковыми, осредненные перемещения отличаться  $\alpha$  раз, коэффициенты пористости одинаковыми и прочее. Интересно отметить, в частности, что эффект зацепления также должен быть одинаковым в сходственных областях и в сходственные моменты времени\*.

Рассмотренное выше точное подобие сыпучих тел носит отвлеченный характер. Оно было необходимо лишь для возможности использования результатов исследования подобия составных тел. Теперь на основе проведенного анализа мы сделаем попытку установить обобщенные условия подобия для двух тел из сыпучих материалов, то-есть стать на путь отказа от точного преобразования элементов оригинала в элементы модели. Это возможно при том условии, если размеры элементов достаточно малы по отношению к размерам тела, которое они составляют, и если элементы каждого сорта содержатся в достаточном количестве в рассматриваемом объекте. При выполнении этих требований общие интегральные механические характеристики рассматриваемого сыпучего тела будут достаточно устойчивыми со статистической точки зрения. В дальнейшем будем полагать, что эти требования выполнены.

Условия точного геометрического подобия для элементов оригинала и модели, а также в их расположении, заменим более обобщенными характеристиками в статистическом смысле. Потребуем, чтобы для сыпучих материалов тел  $A$  и  $A'$  должны быть одинаковыми относительные гранулометрические составы, при множителе геометрического подобия  $\alpha$ . Это условие подразумевает, что отношения между размерами зерен сходственных фракций оригинала и модели равны  $\alpha$  и что имеется одинаковое процентное содержание этих фракций. Далее будем требовать чтобы какие-либо обобщенные характеристики, учитывающие форму зерен, хотя бы в общих чертах, были одинаковыми для обоих сыпучих материалов оригинала и модели. Наконец потребуем, чтобы коэффициенты пористости также были одинаковыми. Выполнение этих трех условий, для элементов оригинала и модели, полагаем, будет достаточно для замены требования о точном геометрическом подобии сходственных элементов и их расположении. Что же касается требований к материалам оригинала и модели, то они сохраняются прежними, т. е. материалы должны быть подобными при  $\gamma = 1$  и должны быть соблюдены предельные условия (3) и (5), но теперь уже в статистическом смысле.

При выполнении этих требований все интегральные и статистические характеристики механических величин также будут удовлет-

\* Как известно, эффект зацепления характеризуется разрыхлением сыпучего тела под действием сдвигающего напряжения при заданной интенсивности сжимающих сил.

ворять условиям подобия. По ходу рассуждения мы не учитывали упругое сопротивление воздуха, находящегося в порах сыпучего тела. Это допустимо при том условии, что изменение объема пор при деформациях протекает достаточно медленно и воздух успеваеет мигрировать не оказывая при этом существенного сопротивления перемещаемым элементам сыпучего тела. По-видимому при быстрых загрузках и динамических процессах сопротивлением воздуха, защемленного в порах, не всегда возможно пренебрегать, в особенности для моделей, что может привести к нарушению подобия.

Сформулированные выше условия подобия требуют кропотливой исследовательской работы при множителе подобия для напряжений  $\beta$  не равном 1. При  $\beta = 1$  и при принятом выше ограничительном условии  $\gamma = 1$ , мы имеем дело с простым подобием. В этом случае задача существенно упрощается в том смысле, что материалы для элементов модели и оригинала являются тождественными в механическом смысле и поэтому условия (1) и (2), (3) и (5) автоматически попарно совпадают. Задача сводится лишь к соблюдению требований о геометрическом подобии элементов в статистическом смысле, а также о равенстве относительных гранулометрических составов. Однако при этом будет нарушено условие о подобии объемных сил, для восстановления чего придется прибегнуть к применению искусственного гравитационного поля.

Если сыпучее тело состоит из элементов различных материалов, то для каждого материала в отдельности должны быть обеспечены равенства относительных гранулометрических составов и обобщенное подобие элементов. Кроме того для модели и оригинала различные материалы должны входить в одинаковой пропорции.

Как известно, в механике грунтов деформацией элементов сыпучего тела пренебрегается и деформация полностью приписывается изменению коэффициента пористости. Мы же придавали значение обеспечению подобия деформаций отдельных элементов, в особенности в местах контактов, поскольку хотя они и очень малы, но могут значительно облегчить проскальзывание и смещение отдельных элементов относительно друг друга и тем самым вызвать уже существенные деформации сыпучего тела за счет изменения коэффициента пористости.

## § 2. Смягченные условия подобия для сыпучих грунтов

Принятый в конце предыдущего параграфа способ построения модели  $A'$  подобного модели  $A$  привел к системам, подобным в статистическом смысле. Спрашивается, нельзя ли при достаточно большом количестве элементов в элементарном объеме сыпучего тела, при котором получается устойчивое осреднение механических величин, отклониться от требования чтобы элементы имели тот же множитель геометрического подобия  $\alpha$ , что и тела, построенные из них. В работе, посвященной подобию в статистическом смысле, применительно к

сплошным телам, была показана такая возможность [5e]. Нетрудно установить, что отклонение для элементов модели геометрического множителя подобия от величины  $\alpha$ , в указанном выше смысле, допустимо в известных пределах и для сыпучих материалов. Выделим мысленно из тела  $A$ , образованного из данного сыпучего материала, элементарный прямоугольный параллелепипед со сторонами  $\Delta x$ ,  $\Delta y$ ,  $\Delta z$ . Он находится в равновесии под действием объемных сил и напряжений, приложенных к его граням. Уменьшим мысленно геометрические размеры всех элементов  $k$  раз, где  $k$  — принято за целое число для удобства, причем все механические характеристики элементов оставляем без изменения. Теперь элементарный прямоугольный параллелепипед примет размеры сторон  $\frac{\Delta x}{k}$ ,  $\frac{\Delta y}{k}$ ,  $\frac{\Delta z}{k}$ . На основании результа-

тов § 1 обеспечивается подобие двух рассматриваемых элементарных прямоугольных параллелепипедов, в отношении соотношений между напряжениями и деформациями и предельными состояниями при множителе геометрического подобия  $\alpha = \frac{1}{k}$ . Имеющееся нарушение во

множителе подобия для объемных сил, как будет видно впоследствии, не имеет значения. Соберем теперь элементарный прямоугольный параллелепипед из  $k^3$  параллелепипедов со стороной  $\frac{\Delta x}{k}$ .

В результате мы получим вновь прямоугольный параллелепипед со сторонами  $\Delta x$ ,  $\Delta y$  и  $\Delta z$ , но при элементах, меньших  $k$  раз по линейным размерам и при той же плотности укладки. В механическом смысле оба элементарных прямоугольных параллелепипеда объемом  $\Delta x \Delta y \Delta z$  тождественны, хотя их элементы различаются между собой по размерам  $k$  раз. Это находит свое простое объяснение в том факте, что хотя размеры элементов уменьшились  $k$  раз, но число элементов, вдоль ребер увеличилось также  $k$  раз, а соотношения между деформациями и напряжениями для элементов остались неизменными, также как и предельные условия для взаимодействий между элементами. Поэтому перемещения, скорости, ускорения и прочее будут одинаковыми для обеих рассматриваемых систем. Неизменным остается также и эффект зацепления, являющийся частным проявлением зависимости между напряжениями и деформациями системы в целом.

В этом легко убедиться на следующем частном примере. Рассмотрим, например, сыпучее тело, состоящее из шаров одинакового размера. Пусть оно будет в состоянии наибольшего уплотнения. Тогда при деформации скапливания будет иметь место разрыхление рассматриваемого тела. Удлинения сторон элементарного прямоугольного параллелепипеда не будет зависеть от абсолютного размера шаров, также как и изменение коэффициента пористости тела.

Таким образом, приходим к следующему выводу.

Для обеспечения подобия состояний между телами  $A$  и  $A'$  из

сухих сыпучих материалов, отличающихся между собою по геометрическим размерам  $\alpha$  раз, относительные гранулометрические составы и плотности их укладки должны быть одинаковыми при любом множителе геометрического подобия  $\alpha_1$ , отличного от  $\alpha$  лишь бы в элементарном объеме модели было бы достаточное число элементов для возможности получения устойчивых средних значений механических величин.

Это условие может быть сформулировано в более общей и, пожалуй, в более удобной форме, следующим образом:—структуры материалов тел  $A$  и  $A'$  могут быть подобными при множителе геометрического подобия, отличного от  $\alpha$ , принятого для рассматриваемых тел. При такой формулировке автоматически выполняется требование к гранулометрическому составу, к обобщенному подобию отдельных элементов, а также к способу их укладки.

Ясно теперь, что этот вывод автоматически распространяется и на случай, когда  $k$  не есть целое число и когда для материалов оригинала и модели соблюдаются обобщенные условия подобия при  $\gamma=1$ . Условие это в ряде случаев может привести к облегчению экспериментирования. Отсюда следует также, что такие важные статистические или интегральные характеристики как коэффициент пористости, угол внутреннего трения, эффект зацепления, деформации, смещения и прочее, не зависят от абсолютных размеров элементов и полностью характеризуются структурой сыпучего материала тела  $A$ , лишь бы в элементарном объеме содержалось достаточно большое количество элементов.

В частности, при достаточно мелких элементах, оригинал и модель могут быть построенными из одного и того же сыпучего материала.

Размеры элементарного прямоугольного параллелепипеда должны быть достаточно малы в отношении линейных размеров изучаемого тела и достаточно велики в отношении размеров самих элементов. По-видимому удовлетворительные результаты экспериментирования получим, если дифференциал длины составит примерно  $1/15$ — $1/20$  от размера тела. На таком протяжении осредненные напряжения и перемещения можно с достаточной точностью считать изменяющимися по линейному закону, а относительные смещения удаленных друг от друга точек могут быть достаточно точно определены по относительным деформациям путем замены интегрирования конечным суммированием с числом членов порядка  $15$ — $20$ , что уже должно приводить к достаточно точным результатам. С другой стороны, по-видимому, дифференциал длины можно принять из того соображения, чтобы на нем помещалось, например, 10 элементов средней или наибольшей крупности. Тогда в дифференциале объема будет помещаться не менее 1000 зерен, что достаточно для осреднения интересующих нас механических величин. Эти соображения позволяют оценить абсолютные размеры элементов, принимаемых для модели, с целью обеспечения устойчивых средних

значений механических величин и моделирования с достаточной точностью.

### § 3. Условия подобия для воздушно-сухих связных грунтов

Приведенные выше соображения об обеспечении условий подобия для сыпучих тел полностью распространяются и на воздушно-сухие связные грунтовые тела, обладающие лишь пленочной водой. Следует лишь при этом иметь в виду, что в предельных соотношениях (3) и (5) под  $\varepsilon_n$  следует подразумевать не только сжимающие, но и растягивающие напряжения.

Поэтому условия подобия в данном случае могут быть формулированы так. Два воздушно-сухих связных грунта подобны между собой, если геометрически подобны их материалы в соответствии с условиями (1) и (2) и в местах контактов статистически выполняются условия (3) и (5). Также как и для сыпучих тел, при достаточно больших размерах модели обязательно чтобы множитель геометрического подобия для структур совпадал с множителем геометрического подобия для тел. В частности структуры грунтов для модели и оригинала могут быть тождественными. По-прежнему остается затрудненным решение проблемы моделирования объемных весов, если не пользоваться искусственным гравитационным полем. Отметим в заключение большую трудность действительного установления подобия для воздушно-сухих связных грунтов. Поэтому приводим непосредственное экспериментальное определение подобия такого рода материалов.

### § 4. Эмпирические критерии подобия для сухих сыпучих и воздушно-сухих связных грунтов

Подойдем теперь к задаче о подобии сыпучих, а также воздушно-сухих связных грунтов с другой точки зрения. Если тело из такого рода материалов находится в состоянии равновесия, то его поведение ничем не отличается от поведения обычных твердых деформируемых тел. Поэтому все результаты по теории подобия твердых деформируемых тел приложимы непосредственно и к рассматриваемой здесь задаче. Различие будет заключаться лишь в том, что методика испытания образцов из твердого деформируемого материала должна быть заменена методикой испытания, применяемой в механике грунтов. Различие, если отвлечься от частностей, по существу вызывается тем, что взамен коэффициента Пуассона должен определяться коэффициент бокового давления, поскольку трехосное напряженное состояние грунта является необходимым условием сохранения его формы в общем случае. С этой точки зрения наиболее совершенным прибором для исследования состояния грунта, из всех существующих, для наших целей, следует считать стабилومتر. Пусть имеем сухой грунтовый материал  $M$  ненарушенной структуры и имеем некоторый материал  $M'$ , который должен служить моделью для материала  $M$ .

Изготовим пробные образцы из материалов  $M$  и  $M'$  соответственно с линейными размерами  $l$  и  $l' = \alpha l$  где  $\alpha$  по-прежнему геометрический множитель подобия для модели. Если в необходимых для нас пределах зависимости между напряжениями и деформациями для материалов  $M$  и  $M'$  соответственно удовлетворяют условиям

$$\sigma = F(\varepsilon, t), \quad \frac{\sigma'}{\beta} = F\left(\frac{\varepsilon'}{\gamma}, \frac{t'}{\eta}\right), \quad (7)$$

то материалы объявляются подобными. Условия эти необходимы для того, чтобы из материалов  $M$  и  $M'$  построить тела  $A$  и  $A'$ , удовлетворяющие требованиям подобия. В принципе соотношения (7) включают в себе и предельные условия для соотношения напряжений и, в частности, равенство коэффициентов внутреннего трения при достаточно большом  $\varepsilon$ . Однако при этом соотношения (7) должны быть определены с большой точностью при широком диапазоне изменения напряжений и деформаций, что затруднительно. Поэтому проще, при экспериментировании, зависимости (7) соблюдать приближенно в возможно узких границах, представляющих наибольший интерес и, дополнительно установить предельные соотношения между нормальными и тангенциальными напряжениями и проверить их подобие по формулам (3) и (5). В частности внутренние углы трения для обоих материалов должны быть одинаковыми для обеспечения подобия материалов. Если элементы материала оригинала достаточно мелки, то не обязательно соблюдение для пробных образцов того же множителя подобия  $\alpha$ , что и для модели. В частности можно даже принять, как было уже указано, пробные образцы для оригинала и модели равного масштаба. Если материал оригинала неоднороден, то речь может идти лишь о подобии в статистическом смысле. В этом случае все рассмотренные выше соотношения следует рассматривать как случайные функции. Условия подобия в статистическом смысле, как было установлено нами в [5е], сводится к требованию одинаковых безразмерных статистических характеристик обеих групп случайных функций для оригинала и модели, конечно, при фиксированных значениях  $\beta$  и  $\gamma$ . Следует здесь отметить одно характерное обстоятельство. В критерии подобия для материалов был допущен множитель подобия  $\gamma$  для деформаций отличным от 1. С другой стороны было установлено в § 1, что для подобных сыпучих тел этот множитель должен быть равным 1. Противоречие это объясняется просто.

В § 1 был указан способ конструирования подобных сыпучих тел. Этот способ привел к необходимости требования условия  $\gamma = 1$ . Здесь же мы даем эмпирические критерии подобия, причем задача о подобии ставится как можно шире. Удастся ли реализовать условие  $\gamma \neq 1$ , неизвестно. Вероятнее всего, что оно может быть удовлетворено лишь приближенно в каких-либо узких пределах напряженного состояния, представляющего для нас интерес. При больших напряжениях и деформациях, связанных с сильным изменением коэффициента

пустот, множитель  $\gamma$  уже должен приближаться к единице, чтобы хоть сколько-нибудь удовлетворительно обеспечить подобие оригинала и модели. Вместе с тем ясно, что при больших деформациях и при эмпирических критериях подобия множитель  $\gamma$  должен быть принятым равным 1.

Из изложенного выше следует тот заслуживающий интерес факт, хотя и трудно реализуемый в общем случае, что сыпучий материал возможно моделировать с помощью непрерывной деформируемой среды. К такому моделированию часто прибегают при теоретических и даже экспериментальных исследованиях деформированного состояния грунтовых тел. Все выводы, полученные нами в отношении подобия твердых деформируемых тел, распространяются и на тела, построенные из сухого сыпучего или воздушно-сухого сыпучего грунта.

### § 5. Механическое подобие применительно к слабо увлажненным грунтам

Фактор увлажнения, как известно, вносит значительное усложнение во взаимодействие между частицами грунта. Тем не менее в ряде случаев возможно указать на достаточно точные критерии и в этих случаях, однако оставляя при этом в общем случае открытым вопрос о возможности действительной реализации подобия, которая может быть нащупана лишь эмпирическим путем.

Начнем с простейшего случая, когда имеем дело с сыпучим телом, элементы которого смочены по поверхности. В этом случае все выводы, полученные в параграфах 1 и 2 полностью сохраняют свою силу, необходимо лишь предельные соотношения между нормальными и тангенциальными напряжениями в контактах между элементами установить с учетом смоченности поверхностей контактов. Впрочем для очень малых моделей следует иметь в виду, что такие грунты все же обладают сцеплением, хотя и ничтожным. Этот случай, как видно из изложенного, относительно легко реализуем при простом подобии.

Что же касается связных грунтов, то увлажнение их приводит к очень сложным взаимодействиям частиц грунтов между собой. Поэтому в этих случаях следует непосредственно применить эмпирические критерии подобия, как это было сделано для сухих грунтов в § 4.

При небольшом содержании воды, последняя создает пленку вокруг частиц грунта, вызывающая их слипание между собой. В данном случае имеет место поверхностный эффект, с механической точки зрения ничем не отличающийся от сил сцепления. Когда поры грунта не полностью заполнены водой, то в них образуется система воздух—вода, с затрудненным смещением жидкой фазы из-за явления капиллярности. В результате масса грунта приобретает дополнительную упругость, отвечающую гидростатическому давлению. При небольших напряженных состояниях такого грунта не имеет места, в общем, существенная миграция или диффузия воды в его порах. Вода и воздух в порах соответственно получают лишь локальные пере-

мещения, также как и частицы грунта. Поэтому хотя в данном случае мы имеем дело с трехфазной системой, поведение ее не отличается от системы однофазной. Следовательно, эмпирические критерии подобия, указанные в § 4, оказываются полностью приложимыми к такого рода увлажненным грунтам при воздействии на них относительно небольших напряжений, в особенности знакопеременных. Большие напряженные состояния, в особенности постоянной величины, могут вызвать разрывы поверхностных пленок, вследствие чего становятся возможными значительные миграции системы воздух—вода в отношении грунтового скелета. В таких условиях механическое состояние грунта вряд ли возможно моделировать с помощью однофазной системы. Действительно, при миграции системы воздух—вода из более напряженных участков в менее напряженные, механические свойства грунта должны измениться. С помощью однофазной модели грунта представляется трудным воспроизвести такое изменение механических свойств модельного материала для обеспечения ее механического подобия реальному грунту, представляющему собою трехфазную систему. Поэтому этот случай требует специального исследования с точки зрения обеспечения необходимых условий подобия.

Институт геофизики и инженерной сейсмологии  
АН Армянской ССР

Поступило 15.III.1963

Ա. Վ. ՆԱԶԱՐՈՎ

ՊԻՆԳ ՄԱՐՄԻՆՆԵՐԻ ՄԵԽԱՆԻԿԱԿԱՆ ՆՄԱՆՈՒԹՅԱՆ ԵՎ ՇԻՆՍԱՐԱՐԱԿԱՆ ԿՈՆՍՏՐՈՒԿՑԻԱՆԵՐԻ ՈՒ ԿԱՌՈՒՑՎԱԾՔՆԵՐԻ ՍԵՅՍՄԱԿԱՅՈՒՆՈՒԹՅԱՆ ՄԵՋ ՆՐԱ ԿԻՐԱՌՄԱՆ ՄԱՍԻՆ

(Հաղորդում 8)

Ա մ փ ո փ ու մ

Հաղորդագրության մեջ գիտվում է բնահողերի մեխանիկային վերաբերող նմանության միայն մի քանի հարցեր, որոնք անմիջականորեն կապվում են մեր կողմից տարվող գեֆորմացիայի ենթարկվող պինդ մարմինների նմանության տեսության ուսումնասիրության հետ:

Օգտագործելով ըստ էլեմենտային մոդելացման եղանակը հնարավոր է ստեղծել սորուն նյութի իսկական պատճենը, որը մոդելացնելով բնական սորուն նյութը վերջինիս համար պահպանում է իրական նմանություն: Նման սորուն նյութերին մոտենալով էլեմենտային տեսանկյունից կարող ենք գալ հետևյալ կարևոր եզրակացությանը, որ սորուն նյութին վերաբերող ինտեգրալային (մակրոսկոպիկ) մեխանիկական մեծությունները, ընդհանուր առմամբ վերցրած, պետք է նույնպես ենթարկվեն նմանության պայմաններին՝ նմանության գիտվող բազմապատկիչների շրջանակներում: Սորուն նյութի տարրական ծավալում բավարար մեծ քանակության հատիկների առկայության

գեպքում սորուն նյութերի վերաբերյալ վերը գիտած ճիշտ նմանությունը հնարավոր է փոխարինել մոտավոր նմանությամբ, որը պրակտիկ նշանակություն ունի: Իրա համար անհրաժեշտ է պահանջել, որ սորուն նյութերի  $A$  և  $A^1$  մարմինները ունենան միատեսակ հարաբերական գրանույթմետրիկ կազմ աչն նույն  $\alpha$  երկրաչափական բազմապատկիչի գեպքում, որը, որ ընտրված է համեմատվող մարմինների համար ամբողջությամբ վերցրած:

Ալյուհեռե պետք է պահանջել հատիկների ձևը հաշվի առնող ինչ-որ ընդհանրացնող բնութագիր, թեկուզ և բնդհանուր դժերույ, որը երկու սորուն նյութերի՝ օրիգինալի և պատճենի համար լինեն միատեսակ: Եվ վերջապես պետք է պահանջել, որ ժալոսկինություն գործակիցները նույնպես միատեսակ լինեն: Այս պահանջների կատարման գեպքում բոլոր մեխանիկական մեծությունների ինտեգրալային և վիճակագրային բնութագրերը նույնպես պետք է բավարարեն նմանության պայմանին: Ալյուհեռե ցույց է տրված, որ սորուն նյութերի համար նմանության պայմանները հնարավոր է թեթևացնել, որպես օրինակ հնարավոր է համաձայնվել  $A$  և  $A^1$  մարմինների հարաբերական գրանույթմետրիկ կազմերի նույնության հետ, եթե երկրաչափական նմանության  $\alpha$  բազմապատկիչը տարբերվում է  $\alpha$ -ից:

Հետագայում զետեղում է օդա-չորային կապակցված բնահողերի համար նմանության պայմանները, ձևակերպվում է չոր և օդա-չորային կապակցված բնահողերի համար նմանության փորձնական չափանիշը, ինչպես և տրվում է մեխանիկական նմանության կրիտերիան օգտագործելի քիչ խոնավացած բնահողերի համար:

## Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Покровский Г. И., Федоров И. С. Моделирование прочности грунтов. Гостройиздат, М.—Л., 1939.
2. Покровский Г. И. О применении центрифуги при изучении моделей сооружений грунта. Журн. т. ф. № 4, 1933.
3. Флорин В. А. Основы механики грунтов, т. 1. Л.—М., Гостройиздат, 1959.
4. Rocha M. Similarity conditions in model studies of soil mechanicals problems. Ministerio das obras publices. Laboratorio nacional de Engenharia civil Pylbicatton-№ 35, Lisbon, 1953.
5. Назаров А. Г. О механическом подобии твердых тел и его применении к исследованию строительных конструкций и сейсмостойкости сооружений. Известия АН Армянской ССР, серия технических наук, а) т. X, № 5, 1957; б) т. 8, № 6, 1957; в) т. XI, № 4, 1958; г) т. XI, № 6, 1958; д) т. XIV, № 1, 1961. е) т. XV, № 6, 1962, ж) т. XV, № 1, 1963.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

К. М. ХУБЕРЯН

НАПРЯЖЕНИЯ В СТАТИЧЕСКИ НЕОПРЕДЕЛИМОЙ ФЕРМЕ,  
 ОТВЕЧАЮЩИЕ НАИМЕНЬШЕМУ ЕЕ ВЕСУ ПРИ  
 ФИКСИРОВАННЫХ УСИЛИЯХ

Сообщение 2

Случай расчета однократно статически неопределимой фермы на единственное нагружение статической нагрузкой и многие неравномерные температурные воздействия

Первое температурное воздействие состоит в том, что температура первого стержня изменилась на  $t_{11}$  градусов, температура второго стержня — на  $t_{12}$  градусов и т. д. Второе температурное воздействие состоит в том, что температура первого стержня изменилась на  $t_{21}$  градусов, температура второго стержня — на  $t_{22}$  градусов и т. д. Температурные воздействия обозначим индексами  $t_1, t_2, \dots, t_n, \dots, t_v$ .

Примем такую нумерацию температурных воздействий, при которой наименьшая из сумм

$$\sum_{i=1}^{l=m} a_i t_{1i}, \sum_{i=1}^{l=m} a_i t_{2i}, \dots, \sum_{i=1}^{l=m} a_i t_{vi} \quad (2.1)$$

отвечает первому температурному воздействию, а наибольшая из них — второму температурному воздействию. Рассмотрим общий случай, когда наименьшая сумма отрицательна, а наибольшая — положительна.

Поскольку усилия  $X_1, X_2, \dots, X_n, \dots, X_v$ , возникающие в лишней связи от температурных воздействий пропорциональны указанным суммам, а усилие в стержне  $i$  от температурного воздействия  $t_n$  пропорционально усилию  $X_i$ , для каждого стержня  $i$  любое из его температурных усилий  $S_{i1}, S_{i2}, \dots, S_{in}$  окажется в интервале между усилиями  $S_{i1}, S_{i2}$ . Следовательно, в расчете достаточно учесть первое и второе температурные воздействия.

Записав каноническое уравнение метода напряжений для сочетания нагрузки с первым температурным воздействием и для сочетания нагрузки со вторым температурным воздействием, получим

$$\left. \begin{aligned} \sum_{i=1}^{i=m} a_i \sigma_i - \tau_1 &= 0; \\ \sum_{i=1}^{i=m} a_i \sigma_i + \tau_2 &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (2.2)$$

где

$$\left. \begin{aligned} \tau_1 &= E\alpha \left| \sum_{i=1}^{i=m} a_i t_{1i} \right|; \\ \tau_2 &= E\alpha \left| \sum_{i=1}^{i=m} a_i t_{2i} \right|; \end{aligned} \right\} \quad (2.3)$$

$\sigma_i$  — напряжение в стержне  $i$  от сочетания нагрузки с первым температурным воздействием;  $\sigma_i$  — напряжение в том же стержне от сочетания нагрузки со вторым температурным воздействием;  $E$  — модуль упругости;  $\alpha$  — коэффициент линейного расширения.

Усилие в лишней связи от нагрузки и вызванное этим усилием перемещение узла основной системы, к которому присоединяется лишняя связь, условимся считать положительными. В таком случае легко доказать, что при совпадении знака усилия в лишней связи от температурного воздействия  $t_n$  со знаком усилия в той же связи от нагрузки,

сумма  $\sum_{i=1}^{i=m} a_i t_{ni}$  будет отрицательной. Следовательно, знаки перед  $\tau_1$  и  $\tau_2$  в уравнениях (2.2) свидетельствуют о том, что первое из этих уравнений относится к тому состоянию фермы, когда знак температурного усилия в лишней связи совпадает со знаком усилия в той же связи от нагрузки, а второе уравнение относится к тому состоянию фермы, когда эти два усилия имеют разные знаки.

Ограничимся случаем, когда для сочетания нагрузки с первым температурным воздействием и для сочетания нагрузки со вторым температурным воздействием принимается одна и та же картина знаков\*.

Следовательно, из двух усилий  $S_i$  и  $S_i$ , вызываемых в стержне  $i$  указанными сочетаниями, опасным будет большее по абсолютной величине усилие.

Первое из уравнений (2.2) представим в виде

$$\sum_{i=1}^{i=m} \frac{S_i^1 S_i^1 l_i}{F_i} - \tau_1 = 0, \quad (2.4)$$

где  $F_i$  — площадь сечения стержня  $i$ ;  $S_i^1, S_i^1$  — алгебраические величины.

\* Она очевидно сохраняется и при действии одной только нагрузки.

При модуляризации этого уравнения любой его член с индексом  $i$  очевидно получится положительным, если усилия  $\overset{ct_1}{S}_i$  и  $\overset{1}{S}_i$  имеют одинаковые знаки, или отрицательным, если они имеют разные знаки. Так как усилие  $\overset{c}{S}_i$ , в стержне  $i$  от нагрузки имеет такой же знак, как и усилие  $S_i$ , любой член с индексом  $i$  уравнения (2.4) после его модуляризации получится положительным, если усилия  $\overset{c}{S}_i$  и  $\overset{1}{S}_i$  имеют одинаковые знаки, или отрицательным, если они имеют разные знаки. Как известно,

$$\overset{ct_1}{S}_i = \overset{c}{S}_i + \overset{1}{S}_i X_i \quad (2.5)$$

где  $X_i$  — положительная величина.

Усилие  $\overset{ct_1}{S}_i$  (а следовательно и напряжение  $\overset{ct_1}{\sigma}_i$ ) очевидно окажется опасным, если усилия  $\overset{c}{S}_i$  и  $\overset{1}{S}_i$  имеют одинаковые знаки, или неопасным, если они имеют разные знаки.

Сопоставив это положение с предыдущим приходим к тому заключению, что если для сочетания статической нагрузки с первым неравномерным температурным воздействием и для сочетания той же нагрузки со вторым неравномерным температурным воздействием принимается одна и та же картина знаков, то в первом модулярном каноническом уравнении положительные члены являются членами с опасными напряжениями, а отрицательные члены — членами с неопасными напряжениями.

Во втором модулярном каноническом уравнении, очевидно наоборот, положительные члены являются членами с неопасными напряжениями, отрицательные члены — членами с опасными напряжениями.

Произведя модуляризацию уравнений (2.2), сгруппировав положительные и отрицательные члены, учтя доказанную выше теорему и выразив при помощи пропорции  $\frac{\overset{ct_1}{\sigma}_i}{\overset{ct_2}{\tau}_i} = \frac{\overset{ct_1}{S}_i}{S_i}$  абсолютную величину каж-

дого неопасного напряжения через абсолютную величину опасного напряжения, получим модулярные канонические уравнения

$$\left. \begin{aligned} \sum_{i=1}^{i=r} a_i \overset{ct_1}{\sigma}_i - \sum_{i=r+1}^{i=m} a_i \frac{\overset{ct_1}{S}_i}{S_i} \overset{ct_2}{\sigma}_i - \tau_1 &= 0; \\ \sum_{i=1}^{i=r} a_i \frac{\overset{ct_2}{S}_i}{S_i} \overset{ct_1}{\sigma}_i - \sum_{i=r+1}^{i=m} a_i \overset{ct_2}{\sigma}_i + \tau_2 &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (2.6)$$

где все символы выражают существенно положительные величины; номерами  $1, 2, \dots, r$  теперь обозначены стержни, в которых опасные напряжения возникают при сочетании нагрузки с первым температурным воздействием; номерами  $r+1, r+2, \dots, m$  теперь обозначены стержни, в которых опасные напряжения возникают при сочетании нагрузки со вторым температурным воздействием.

Подставив в уравнения (2.6) вместо усилий их выражения, учтя, что в этих уравнениях каждое отношение усилий является отношением абсолютной величины неопасного усилия к абсолютной величине опасного усилия и, следовательно, меньше единицы, и подставив

$$X = \frac{\tau_2}{\tau_1} \lambda, \text{ получим}$$

$$\left. \begin{aligned} \sum_{i=1}^{i=r} a_i \sigma_i - \sum_{i=r+1}^{i=m} a_i \frac{S_i - S_i \frac{1}{\lambda} \frac{\tau_2}{\tau_1} X}{S_i + S_i \frac{1}{\lambda} \frac{\tau_2}{\tau_1} X} \sigma_i - \tau_1 &= 0; \\ \sum_{i=1}^{i=r} a_i \frac{S_i - S_i \frac{1}{\lambda} \frac{\tau_2}{\tau_1} X}{S_i + S_i \frac{1}{\lambda} \frac{\tau_2}{\tau_1} X} \sigma_i - \sum_{i=r+1}^{i=m} a_i \sigma_i + \tau_2 &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (2.7)$$

где все символы выражают существенно положительные величины.

Поскольку  $S_i = \left| S_i^p + S_i^1 \lambda \right|$ , уравнения (2.7) содержат два параметра:  $\lambda$  и  $\lambda$ .

Введя обозначения

$$\left. \begin{aligned} a_i \frac{S_i^{ct_1}}{S_i^{ct_2}} &= A_i; \quad i = r+1, r+2, \dots, m; \\ a_i \frac{S_i^{ct_2}}{S_i^{ct_1}} &= B_i; \quad i = 1, 2, \dots, r. \end{aligned} \right\} \quad (2.8)$$

уравнениям (2.6) придадим вид

$$\left. \begin{aligned} \sum_{i=1}^{i=r} a_i \sigma_i - \sum_{i=r+1}^{i=m} A_i \sigma_i - \tau_1 &= 0; \\ \sum_{i=1}^{i=r} B_i \sigma_i - \sum_{i=r+1}^{i=m} a_i \sigma_i + \tau_2 &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (2.6a)$$

Выбрав в качестве „зависимых“, например, опасные напряжения  $\sigma_{m-1}$  и  $\sigma_m$  и решив относительно них уравнения (2.6a), получим

$$\sigma_{m-1} = \frac{\sum_{i=1}^{i=r} (a_i a_m - B_i A_m) \sigma_i - \sum_{i=r+1}^{i=m-2} (A_i a_m - a_i A_m) \sigma_i}{A_{m-1} a_m \dots a_{m-1} A_m - \frac{\tau_1 a_m + \tau_2 A_m}{A_{m-1} a_m - a_{m-1} A_m}};$$

$$\sigma_m^{ct_2} = \frac{\sum_{l=1}^{l=r} (a_l a_{m-1} - B_l A_{m-1}) \sigma_l^{ct_1} - \sum_{i=r+1}^{i=m-2} (A_i a_{m-1} - a_i A_{m-1}) \sigma_i^{ct_2}}{A_{m-1} a_m - a_{m-1} A_m} + \frac{\tau_1 a_{m-1} + \tau_2 A_{m-1}}{A_{m-1} a_m - a_{m-1} A_m} \quad (2.9)$$

Представив в формуле теоретического объема всех условно необходимых стержней фермы площадь сечения каждого стержня в виде отношения абсолютной величины опасного усилия к абсолютной величине опасного напряжения и подставив в эту формулу выражения (2.9), получим

$$T = \sum_{l=1}^{l=r} \frac{S_l l_l}{\sigma_l^{ct_1}} + \sum_{i=r+1}^{i=m-2} \frac{S_i l_i}{\sigma_i^{ct_2}} + \frac{S_{m-1} l_{m-1} (A_{m-1} a_m - a_{m-1} A_m)}{\sum_{l=1}^{l=r} (a_l a_m - B_l A_m) \sigma_l^{ct_1} - \sum_{i=r+1}^{i=m-2} (A_i a_m - a_i A_m) \sigma_i^{ct_2} - \tau_1 a_m - \tau_2 A_m} + \frac{S_m l_m (A_{m-1} a_m - a_{m-1} A_m)}{\sum_{l=1}^{l=r} (a_l a_{m-1} - B_l A_{m-1}) \sigma_l^{ct_1} - \sum_{i=r+1}^{i=m-2} (A_i a_{m-1} - a_i A_{m-1}) \sigma_i^{ct_2} - \tau_1 a_{m-1} - \tau_2 A_{m-1}} \quad (2.10)$$

Приравняв к нулю производные от этой функции по опасным напряжениям  $\sigma_1^{ct_1}, \sigma_2^{ct_1}, \dots, \sigma_r^{ct_1}$  и заменив в выражениях производных правые части формул (2.9) их левыми частями, получим

$$\frac{\partial T}{\partial \sigma_l^{ct_1}} = - \frac{S_l l_l}{\sigma_l^{ct_1}} - \frac{S_{m-1} l_{m-1}}{\sigma_{m-1}^{ct_2}} \cdot \frac{a_l a_m - B_l A_m}{A_{m-1} a_m - a_{m-1} A_m} + \frac{S_m l_m}{\sigma_m^{ct_2}} \cdot \frac{a_l a_{m-1} - B_l A_{m-1}}{A_{m-1} a_m - a_{m-1} A_m} = 0; \quad (2.11)$$

$i = 1, 2, \dots, r.$

Возьмем также производные от функции (2.10) по опасным напряжениям  $\sigma_{r+1}^{ct_2}, \sigma_{r+2}^{ct_2}, \dots, \sigma_{m-2}^{ct_2}$ ;

$$\frac{\partial T}{\partial \sigma_l^{ct_2}} = - \frac{S_l l_l}{\sigma_l^{ct_2}} + \frac{S_{m-1} l_{m-1}}{\sigma_{m-1}^{ct_2}} \cdot \frac{A_i a_m - a_i A_m}{A_{m-1} a_m - a_{m-1} A_m}$$

$$\frac{\sigma_m^{ct_2} l_m}{\sigma_m^{ct_2}} \frac{A_l a_{m-1} - a_l A_{m-1}}{A_{m-1} a_m - a_{m-1} A_m} \quad (2.12)$$

$$i = r + 1, r + 2, \dots, m - 2.$$

В уравнениях (2.6) каждое отношение усилий является отношением абсолютной величины неопасного усилия к абсолютной величине опасного усилия и, следовательно, меньше единицы. Поэтому из формул (2.8) следует

$$\left. \begin{aligned} a_l > A_l; i = r + 1, r + 2, \dots, m; \\ a_l > B_l; i = 1, 2, \dots, r. \end{aligned} \right\} \quad (2.13)$$

Из этих неравенств следует

$$\begin{aligned} a_l a_m - B_l A_m > 0; a_l a_{m-1} - B_l A_{m-1} > 0 \\ i = 1, 2, \dots, r. \end{aligned} \quad (2.14)$$

Поскольку в выражении каждой из производных (2.11) все символы обозначают модули, в силу неравенств (2.14) числитель второго члена и числитель третьего члена указанного выражения положительны. Следовательно, независимо от знака разности  $A_{m-1} a_m - a_{m-1} A_m$  второй и третий член будут иметь разные знаки. Поэтому каждую из производных (2.11) можно обратить в нуль путем изменения входящих в ее выражение опасных напряжений и эти производные закономерно приравнять к нулю.

Среди производных (2.12) могут оказаться такие, в выражениях которых, в отличие от производных (2.11), все три члена будут отрицательными. Производная получится такой очевидно в том случае, если для нее

$$\frac{A_l a_m - a_l A_m}{A_{m-1} a_m - a_{m-1} A_m} < 0; \quad \frac{A_l a_{m-1} - a_l A_{m-1}}{A_{m-1} a_m - a_{m-1} A_m} > 0. \quad (2.15)$$

Таких производных может и не оказаться. Их может не оказаться даже при любом выборе „зависимых“ опасных напряжений, но если они имеются, то опасные напряжения, по которым они взяты, нужно приравнять к допускаемым напряжениям.

Осальные из производных (2.12), т. е. не удовлетворяющие условиям (2.15) приравняем к нулю. Эти уравнения вместе с уравнениями (2.11), (2.9) дадут систему уравнений четвертой степени, которую целесообразно решить при помощи электронной цифровой машины. В дальнейшем действуя таким же методом, который был указан для рассмотренной ранее автором задачи,\* найдем опасные напряжения, не превышающие допускаемых напряжений и отвечающие наименьшему теоретическому объему стержней при заданных величинах лишних неизвестных  $\overset{c}{X}$  и  $\overset{l_1}{X}$ , если только эти величины лежат в пределах области существования лишних неизвестных.

\* См. сообщение 1 в Известиях АН Армянской ССР (серия ТН), т. XVI, № 1, 1963.

В результате решения рассмотренной задачи может оказаться, что либо для группы стержней  $1, 2, \dots, r$ , либо для группы стержней  $r+1, r+2, \dots, m$  все опасные напряжения равны соответствующим допускаемым напряжениям. Некоторые указания о возможности или невозможности такого результата легко дать заранее, до решения задачи. Для этого уравнения (2.6а) перепишем в виде

$$\left. \begin{aligned} \sum_{i=1}^{i=r} a_i \sigma_i &= \sum_{i=r+1}^{i=m} A_i \sigma_i + \tau_1; \\ \sum_{i=1}^{i=r} B_i \sigma_i + \tau_2 &= \sum_{i=r+1}^{i=m} a_i \sigma_i. \end{aligned} \right\} \quad (2.66)$$

Приравняем все опасные напряжения в левых и правых частях этих уравнений к соответствующим допускаемым напряжениям, т. е. подставим

$$\left. \begin{aligned} \sigma_i &= R_i; \quad i=1, 2, \dots, r; \\ \sigma_i &= R_i; \quad i=r+1, r+2, \dots, m. \end{aligned} \right\} \quad (2.16)$$

Тогда за исключением редкого случая равнопрочной статически неопределимой фермы равенства (2.66) нарушатся.

Если окажется, что

$$\left. \begin{aligned} \sum_{i=1}^{i=r} a_i R_i < \sum_{i=r+1}^{i=m} A_i R_i + \tau_1; \\ \sum_{i=1}^{i=r} B_i R_i + \tau_2 < \sum_{i=r+1}^{i=m} a_i R_i. \end{aligned} \right\} \quad (2.17)$$

то эти неравенства являются необходимыми, но не достаточными условиями для приравнивания всех опасных напряжений в стержнях  $1, 2, \dots, r$  к допускаемым напряжениям.

Если окажется, что

$$\left. \begin{aligned} \sum_{i=1}^{i=r} a_i R_i > \sum_{i=r+1}^{i=m} A_i R_i + \tau_1; \\ \sum_{i=1}^{i=r} B_i R_i + \tau_2 > \sum_{i=r+1}^{i=m} a_i R_i. \end{aligned} \right\} \quad (2.18)$$

то эти неравенства являются необходимыми, но не достаточными условиями для приравнивания всех опасных напряжений в стержнях  $r+1, r+2, \dots, m$  к допускаемым напряжениям.

Если же два неравенства, полученные после подстановки допускаемых напряжений в левые и правые части уравнений (2.66), будут иметь разные знаки неравенства, то ни для одной из указанных групп стержней невозможно приравнять все опасные напряжения к допускаемым напряжениям.

Ф. И. Слюсарчуком и автором независимо друг от друга было доказано, что при расчете статически неопределимой фермы на многие загрузки статическими нагрузками в общем случае невозможно получить равнопрочную ферму, т. е. такую, в которой все опасные напряжения равны соответствующим допускаемым напряжениям. Равнопрочность фермы можно обеспечить лишь в редких, частных случаях. Аналогичное заключение было получено автором для статически неопределимых ферм, рассчитываемых на единственное нагружение статической нагрузкой и многие температурные воздействия. Эти обстоятельства обуславливают практическое значение рассмотренных в настоящей статье задач о выгоднейшем распределении напряжений в неравнопрочных статически неопределимых фермах.

Изложенные в настоящей статье расчеты однократно статически неопределимой фермы, разумеется, значительно сложнее и длительнее обычных расчетов таких ферм на статические нагрузки и температурные воздействия. Однако проектанты несомненно учтут, что обычные расчеты статически неопределимой фермы и рассмотренные выше ее расчеты преследуют совершенно различные цели, что путем обычного расчета (позволяющего лишь констатировать напряжения в статически неопределимой ферме при заданных площадях сечений всех стержней) и варьирования площадей сечений (число этих параметров обычно велико) практически невозможно получить такое же рациональное решение для фермы, какое достигается с помощью расчета, изложенного в настоящей статье.

ТНИСГЭИ им. Винтера

Поступило 5.1.1963.

Կ. Մ. ԽՈՒԲԵՐՅԱՆ

(Հաղորդում 2)

**ՄՏԱՏԻԿՈՐԵՆ ԱՆՈՐՈՇԵԼԻ ՖԵՐՄԱՅԻ ԼԱՐՈՒՄՆԵՐԸ ՆՐԱ ԱՄԵՆԱԹԵԹԵՎ  
ՔԱՇԻՆ ՀԱՄԱՊԱՏԱՍԵԱՆՈՂ ՀԱՍՏԱԳՐՎԱԾ ՃԻԳԵՐԻ ԳԵՊՔՈՒՄ**

Ա մ փ ո ֆ ո ս մ

Ստատիկորեն անորոշելի ֆերմալում նրա տեսականորեն ամենաթեթև քաշին համապատասխանող հաստագրված ճիգերի գեպում լարումների բաշխման խնդիրը, որը հանդիսանում է ստատիկորեն անորոշելի ամենաթեթև քաշի ֆերմայի վերաբերյալ խնդրի բաղկացուցիչ մասը, լուծված է երկու մասնավոր պայմանների համար՝ 1) ստատիկորեն միակի անորոշելի ֆերմայի հաշվարկի գեպում ստատիկական բեռնավորման երկու բեռնվածքից ալլ մասնով, որ լուրաքանչյուր ձողում ճիգը երկու բեռնվածքից էլ ունենում է միևնույն նշանը, 2) նույնանման ֆերմայի ստատիկական բեռնվածքով՝ համակերպված բազմաթիվ ջերմային անհավասարաչափ ազդեցություններից լուրաքանչյուրի հետ հաշվարկի գեպում, լատ որում ճիգերի նշանների պայմանը պահպանելով նույնը, ինչ որ նախորդ գեպում է:

## ПРИКЛАДНАЯ МЕТЕОРОЛОГИЯ

А. М. МХИТАРЯН

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА ТУРБУЛЕНТНОГО ОБМЕНА  
В ВОДОЕМЕ ПО ЕГО ВОДНОМУ И ТЕПЛОВОМУ БАЛАНСАМ

В теплый период года малые и средние водоемы накапливают тепло, поступающее на их поверхность в виде прямой и рассеянной солнечной радиации. В холодный период года тепло тратится на испарение с поверхности воды, на конвективный теплообмен и, частично, на излучение. Знание теплообмена в воде необходимо при расчетах теплового баланса поверхности или деятельного слоя водоема. Как известно [9, 13], уравнение теплового баланса для поверхности водоемов имеет вид

$$R = LE + P + B, \quad (1.1)$$

где  $R$  — радиационный баланс;  $LE$  — затраты тепла на испарение;  $P$  — конвективный теплообмен с атмосферой;  $B$  — теплообмен с нижележащими слоями.

Уравнение (1.1) можно использовать для решения ряда задач. Наиболее целесообразно использовать его для определения величины испарения.

Радиационный баланс водной поверхности может быть либо измерен непосредственно, либо рассчитан по радиационному балансу суши. Формулы для определения величин, входящих в правую часть уравнения (1.1), имеют вид

$$E = -0,622 k_e \frac{\rho}{p} \frac{\partial e}{\partial z}, \quad (1.2)$$

$$P = -\rho c_p k_T \frac{\partial T}{\partial z}, \quad B = -\rho^* c^* k_T^* \frac{\partial T^*}{\partial z_1}. \quad (1.3)$$

Здесь:  $E$  — испарение в  $\text{г} \cdot \text{см}^{-2} \cdot \text{сек}^{-1}$ ; тогда  $LE$ ,  $P$  и  $B$ , также как и  $R$  будут иметь размерность кал  $\text{см}^{-2} \cdot \text{сек}^{-1}$ ;  $\rho$ ,  $\rho^*$  — плотность воздуха и воды;  $c_p$  и  $c^*$  — удельные теплоемкости воздуха при постоянном давлении и воды;  $p$ ,  $T$ ,  $e$  — давление, температура и упругость паров воздуха,  $T_0$  — температура воды;  $k_T$ ,  $k_T^*$  — коэффициенты вертикальной турбулентной теплопроводности соответственно в воздухе и воде;  $k_e$  — коэффициент обмена для влаги. В написанных уравнениях ось  $z$  направлена от поверхности воды вверх;  $z_1$  — вниз.

Применительно к условиям оз. Севан в предположении  $k_e \approx k_T$ , из приведенных уравнений получим

$$R - B = LE \left( 1 + 0,52 \frac{\Delta T}{\Delta e} \right), \quad (1.4)$$

где  $\Delta T$  и  $\Delta e$  — разности температур и упругостей паров воздуха двух уровней (например, для поверхности воды и  $z=2$  м). Поскольку  $R$ ,  $\Delta T$  и  $\Delta e$  легко определяются из непосредственных наблюдений, (1.4) может быть использовано для определения  $E$ , если  $B$  определяется по (1.3), или для определения  $B$ , если испарение определяется другими методами, как, например, диффузионным, водного баланса или испарителей.

1. *О методах определения коэффициента обмена.* Как уже говорилось, до настоящего времени характеристики турбулентного обмена в естественных и искусственных водоемах, и в частности, турбулентная теплопроводность или температуропроводность, изучены недостаточно. В большинстве случаев приближенные данные о величине коэффициента температуропроводности в водоемах получены из решения упрощенного уравнения теплопроводности. При решении указанного уравнения делаются предположения о периодическом ходе температуры поверхности воды, отсутствии объемных источников тепла, постоянстве коэффициента обмена по вертикали и другие предположения, которые не всегда оправдываются. В работе [17], исходя из решения упрощенного уравнения (притока тепла) при постоянном коэффициенте обмена  $k^*$  в водоеме и при заданном периодическом ходе температуры поверхности воды в виде синусоиды, получены следующие выражения

$$k_A^* = \frac{\pi}{\tau} \left( \frac{z_2 - z_1}{l_n \frac{A_1}{A_2}} \right)^2; \quad k_\varphi^* = \frac{\pi}{\tau} \left( \frac{z_2 - z_1}{\varphi_2 - \varphi_1} \right)^2, \quad (2.1)$$

где  $\tau$  — период времени;  $A$ ,  $\varphi$  — соответственно амплитуда и фаза тепловых волн.

К недостаткам метода следует отнести допущение о постоянстве  $k^*$ , об отсутствии объемных источников, например, проникающей солнечной радиации, имеющей большое значение, особенно для прозрачных водоемов, и задание хода температуры поверхности в упрощенном виде.

В работе [17] рассмотрено также решение уравнения (2.2) при переменном  $k^*$ . В этом случае

$$\frac{\partial T^*}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left( k^* \frac{\partial T^*}{\partial z} \right), \quad (2.2)$$

$$k^* = k_0 e^{-\beta z}, \quad T_0^* = \theta_0 \cos \omega t, \quad z = 0. \quad (2.3)$$

Если искать решение (2.2) в виде

$$T^* = e^{i\omega t} \psi(z), \quad (2.4)$$

для  $\psi$  получается уравнение Бесселя, решение которого берется в

функциях Бесселя и Неймана. Поступая тогда как и в [17], легко получить соответствующие выражения типа (2.1) для определения коэффициента обмена. В [17] излагается также метод Фьельдстада для определения  $k^*$ , основанный на решении уравнения (2.2) при произвольном изменении  $k^*$  с глубиной, но при более точном задании  $T_0^*$ . Поступая таким же образом, как и выше, получено

$$k_z^* = \frac{n\omega}{A_n^2 \frac{d\varphi_n}{dz}} \int_z^h A_n^2 dz. \quad (2.5)$$

Здесь  $A_n$  и  $\varphi_n$  — амплитуда и фаза  $n$ -ой волны. Недостатком этого метода является некоторая неопределенность (или трудная определенность) глубины  $h$ , на которой  $A_n = 0$ . Учитывая это обстоятельство, позже [12] это решение видоизменено и получена более удобная зависимость.

В работе [17] рассмотрено также решение уравнения теплопроводности с учетом проникающей радиации с постоянным по глубине коэффициентом поглощения ( $\alpha$ ).

$$\frac{\partial T^*}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left( k^* \frac{\partial T^*}{\partial z} \right) + f(t) e^{-\alpha z}, \quad (2.6)$$

где также рассмотрено два случая, когда  $k^* = C$  и  $k^*$  переменный по глубине.

Умножая (2.2) при  $k^* = \text{const}$  на некоторую функцию  $f(z)$ , такую, что  $f(0) = f(H) = 0$ , после интегрирования по  $z$  получаются формулы, удобные для практических расчетов. Например, в качестве  $f(z)$  можно принять

$$f = \frac{z}{2H} (H - z) \quad \text{или} \quad f = \frac{H}{2\pi} \sin \frac{\pi}{H} z. \quad (2.7)$$

Расчеты можно проводить графически, причем интервалы по  $z$  следуют брать неодинаковыми, а именно в области скачка температуры необходимо интервалы уменьшить. Несмотря на кажущуюся сложность, этот метод дает достаточно надежные результаты.

Ряд работ посвящен вычислению коэффициента турбулентного обмена по внешним факторам, например, в работе [14] предполагается, что коэффициент обмена  $A = \rho^* k^*$  зависит от скорости ветра ( $v$ ), толщины слоя ( $H$ ) и глубины ( $z$ ). Поэтому,

$$A = c v H f(\bar{z}), \quad (2.8)$$

где  $\bar{z} = \frac{z}{H}$ ,  $c$  — безразмерный коэффициент.

По условиям должно быть  $f(0) = 1$ . Для этой функции рассмотрен ряд случаев:

$$f(\bar{z}) = \text{const}, \quad f(\bar{z}) = \left(1 - \frac{z}{H}\right)^n. \quad (2.9)$$

Показатель  $n = 1/2$  — по Свердрупу;  $3/4$  — по Фьельдстаду;  $3/2$  — по С. А. Китайгородскому [5] и т. д.

Принимая некоторые дополнительные условия, в [14] решается уравнение движения и тогда из условия баланса масс при (2.9) легко находится значение коэффициента  $c$  для (2.8). Расчеты показали, что  $c \approx (1-5) \cdot 10^{-4}$ .

В следующей группе работ [например, 1, 3, 5, 16] коэффициент обмена определяется либо непосредственно по параметрам волн, либо исходя из процессов перемешивания, в частности, ветрового. В частности, в работе [1]  $k^*$  определялось по формуле

$$k_{z_1}^* = \frac{\int_{z_1}^n \frac{\partial T^*}{\partial z} dz - \frac{1-A}{c^* \rho^*} J_0 \alpha \int_{z_1}^n e^{-\alpha z} dz}{\left(\frac{\partial T^*}{\partial z}\right)_{z_1}}, \quad (2.10)$$

где  $A$  — альбеда водной поверхности;  $J_0$  — приток тепла от солнца;  $\alpha$  — коэффициент поглощения.

В работе [3] пользуясь выводами трохноидальной теории волн, получено следующее выражение

$$k^* = \frac{\pi \chi^2}{18} \frac{h^2}{T} \beta^2 \left(1 - \frac{\pi^2 h^2}{\lambda^2} \beta^2\right)^3, \quad (2.11)$$

где  $\chi = 0,36-0,40$  — аэродинамическая постоянная;  $h$  — высота,  $T$  — период,  $\lambda$  — длина волны;  $\beta = \exp(-2\pi z_1/\lambda)$ .

В работе [5]  $k^*$  зависит от глубины, скорости ветра и широты местности. Здесь для формулы (2.9) получено  $n = 3/2$ , при этом многие результаты [14] подтверждаются.

Наконец, ряд работ посвящен изучению турбулентных пульсаций различных гидрологических или гидрохимических величин в водоемах, дающих возможность определить коэффициенты обмена для количества движения ( $k_u^*$ ), тепла ( $k_T^*$ ) и других субстанций ( $k_s^*$ ) прямыми методами [6, 7]. В поле однородной плотности все эти коэффициенты близки друг другу, на первых два значительное влияние оказывает стратификация температуры.

2. *Определение  $k^*$  по водному и тепловому балансам водоема.* Выше был приведен далеко неполный обзор работ, посвященных определению коэффициента вертикального турбулентного перемешивания в водоемах. В основном эти работы можно подразделить на три группы. К первой группе относятся работы, в которых указанный коэффициент определяется путем решения уравнения турбулентной теплопроводности, причем в некоторых случаях — при схематизированном задании температуры поверхности воды. Ко второй группе относятся работы, в которых этот коэффициент определяется по данным волнового перемешивания, иногда и ветрового течения, с учетом в той или иной форме температурной стратификации. Наконец, к

третьей группе относятся методы прямого определения  $k^*$ . Следует отметить, что до сих пор для определения коэффициента турбулентной теплопроводности в водоемах мало используется уравнение теплового баланса и почти не используется уравнение водного баланса. Между тем, последние являются наиболее универсальными и эффективными методами для решения многих вопросов гидрометеорологического режима водоемов, в частности и для определения характеристик турбулентности в естественных водоемах, озерах, водохранилищах и т. д.

Известно, например, что основные закономерности турбулентного тепло- и влагообмена в приземном слое атмосферы над сушей и водоемами в значительной степени исследованы с помощью метода теплового баланса. Учитывая вышеизложенное, М. П. Тимофеев выдвинул идею определения коэффициента теплопроводности с помощью уравнений теплового баланса и притока тепла. В настоящем параграфе сделана попытка реализации этого метода с привлечением также уравнения водного баланса.

Рассмотрим уравнения теплопроводности

$$\frac{\partial T^*}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left( k^* \frac{\partial T^*}{\partial z} \right) + S_0 (1 - A) \frac{\alpha}{c^* \rho^*} e^{-\alpha z}, \quad (3.1)$$

теплового баланса водной поверхности

$$E_a - E_n = LE + P + B, \quad (3.2)$$

и водного баланса

$$Q_1 + q_1 + r = E + Q_2 + q_2 + \Delta h, \quad (3.3)$$

где  $S_0$  — суммарная солнечная радиация;  $A$  — альбедо водной поверхности;  $E_n$  — излучение поверхности воды;  $E_a$  — противонизлучение атмосферы;  $Q_1$  и  $q_1$  — поверхностный и подземный приток воды в водоем;  $r$  — осадки на его поверхность;  $E$  — испарение;  $Q_2$  и  $q_2$  — поверхностный и подземный отток воды из водоема;  $\Delta h$  — колебания уровня воды в водоеме.

Интегрируя уравнение (3.1) по  $z$  получим

$$c^* \rho^* \frac{\partial}{\partial t} \int_0^z T^* dz = c^* \rho^* k^* \frac{\partial T^*}{\partial z} + B + S_0 (1 - A) (1 - e^{-\alpha z}). \quad (3.4)$$

Для  $B$  использовано выражение (1.3).

Подставляя значение  $B$  из (3.2) в (3.4), получим

$$c^* \rho^* \frac{\partial}{\partial t} \int_0^z T^* dz = c^* \rho^* k^* \frac{\partial T^*}{\partial z} + (E_a - E_n) - (LE + P) + S_0 (1 - A) (1 - e^{-\alpha z}).$$

Согласно определению

$$E_a - E_n + S_0 (1 - A) = R. \quad (3.5)$$

Тогда для определения  $k^*$  получим формулу

$$k^* = \frac{R - (LE + P) - S_0(1 - A) e^{-\alpha z} - c^* \rho^* \frac{\partial}{\partial t} \int_0^z T^* dz}{-c^* \rho^* \partial T^* / \partial z} \quad (3.6)$$

Согласно (3.6)

$$k^* = k^*(z, t).$$

Иначе говоря коэффициент обмена оказывается функцией глубины и времени. Как показывает формула (3.6), для определения  $k^*$  необходимо иметь данные о составляющих теплового баланса поверхности и суммарной радиации. Для большинства водоемов мы не располагаем данными о составляющих теплового баланса, поэтому непосредственное применение уравнения (3.6) затруднительно. Этот пробел до некоторой степени можно восполнить уравнением водного баланса, из которого можно определить испарение и, следовательно, конвективный теплообмен, пользуясь (1.4). Для некоторых водоемов, в частности для оз. Севан соответствующие данные имеются [8—10], поэтому возможно применить формулу (3.6). В практических расчетах удобнее определить среднее значение  $k^*$  за определенный промежуток времени. В табл. 1 приведены значения  $k^*$  для оз. Севан, полученные по формуле (3.6), данным по тепловому балансу [13] и данным по водному балансу [9, 10].

Таблица 1  
Значение коэффициента  $k^*$  для поверхностных слоев оз. Севан ( $\text{см}^2 \text{сек}^{-1}$ )

М-цы	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX	X	XI	XII	Год
$k^*$	2,50	2,40	1,68	3,19	2,82	2,66	1,07	1,37	1,10	1,72	2,86	2,28	2,14

Согласно данным табл. 1 среднее годовое значение коэффициента для поверхностных слоев  $k^* = 2,14 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2 \text{ сек}^{-1}$ . Несколько труднее получить  $k^*$  для глубоких слоев. Расчет показывает, что  $k^*$  по глубине уменьшается довольно заметно и ниже слоя скачка достигает величин, характерных для молекулярного коэффициента вязкости ( $10^{-6} \text{ м}^2 \text{ сек}^{-1}$ ). По данным для оз. Севан за VI—XI месяцы 1956 г. по формулам (2.1) были вычислены коэффициенты обмена на разных глубинах водоема. Результаты расчета сведены в табл. 2.

Таблица 2  
Коэффициент обмена на разных глубинах по В. Б. Штокману,  $\text{см}^2 \text{сек}^{-1}$

$z_2 - z_1$	0—5	5—10	0—10	0—20
$k_A^*$	4,6	3,8	6,4	12,2
$k_V^*$	2,4	6,6	2,6	5,4

Таким образом в этом случае в поверхностных слоях получается  $k^* = 3 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2 \text{ сек}^{-1}$ . По методу Г. Х. Цейтина [15] для четырех месяцев (VI—IX) 1956 г. получено  $k^* = 1,97 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2 \text{ сек}^{-1}$ .

По данным для оз. Севан на основании формул С. В. Доброклонского [3] получено  $k^* = 3,5 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2 \text{ сек}^{-1}$ . Таким образом расчеты по указанным методам, за исключением метода непосредственного определения  $k^*$ , дают практический совпадающий результат, причем этот коэффициент для условий оз. Севан имеет порядок  $2 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2 \text{ сек}^{-1}$ . На основании полученного можно сделать вывод о том, что в некоторых случаях уравнение теплового баланса, с привлечением уравнения водного баланса, позволяет довольно точно определить величину коэффициента турбулентной теплопроводности. Отметим еще раз, что этот коэффициент с глубиной уменьшается, максимальное его значение имеет место не на самой поверхности водоема.

Как было показано в нашей работе [11], фаза температурной волны полностью определяется турбулентным перемешиванием, а ее амплитуда определяется как этим последним, так и законом поглощения солнечной радиации. Это обстоятельство до некоторой степени может объяснить расхождение в результате, которое получается при расчете  $k^*$  по амплитуде и фазе волны по методу В. Б. Штокмана [17].

Институт водных проблем АН АрмССР

Поступило 15.III.1963

Ա. Ա. ԽԵՐՈՒՐՅԱՆ

ՏՈՐԻՐՈՒԼԵՆՏ ՓԻՆԱՆԱԿՄԱՆ ԳՈՐԾԱԿՅԻ ՈՐՈՇՈՒՄԸ ԶՐԱՄԲԱՐՈՒՄ ԵՐԱ ՋՐԱՅԻՆ ԵՎ ՋԵՐՄԱՅԻՆ ԲԱԼԱՆՍՆԵՐԻ ՄԻՋՈՅՈՎ

Ա. մ փ ո փ ո լ մ

Հոդվածում բերվում է ջրամբարում տուրբուլենտ ջերմափոխանակման գործակցի ( $k^*$ ) որոշման գոյություն ունեցող մեթոդների համառոտ համեմատական վերլուծությունը:

Առաջարկվում է  $k^*$ -ի որոշման նոր մեթոդ, որը հիմնվում է (3.1) հափասարման ինտեգրման վրա ըստ խորությունից, օգտագործվում է ջերմափոխանակման (3.5) հավասարումը: Մտացված արտահայտությունն ունի (3.6) տեսքը, ընկերում գոյորշիացման և մթնոլորտի հետ տուրբուլենտ ջերմափոխանակման որոշման համար օգտագործվում են ջրափոխանակման հավասարումը և Բուսենի հայտնի հարաբերությունը:

Աղյուսակ 1-ում բերվում են  $k^*$  գործակցի տարեկան ընթացքի հաշվարկների արդյունքները Սևանա լճի համար: Միջին տարեկան արժեքի համար ստացվում է 2,14 սմ<sup>2</sup>/վրկ:

Աղյուսակ 2-ում բերվում են Վ. Բ. Շտոկմանի մեթոդով կատարված հաշվարկների արդյունքները: Տարբեր մեթոդներով ստացված արդյունքները բավարար չափով մոտ են իրար: Ցույց է տրվում, որ  $k^*$  գործակիցն ըստ խորությունից նվազում է, մոտենալով մոլեկուլյար զիֆուզիայի գործակցի ար-

Ճերին մեծ խորութուններում: Հողվածի վերջում բերված են կորակացութիւններ, որոնք ցույց են տալիս, որ առաջարկված կղանակը որոշ վիճակում կարելի է էֆեկտիվ կերպով կիրառել կ՞ գործակցի որոշման ճամար:

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Богуславский С. Г. Зависимость коэффициента турбулентности от параметров морских волн. ДАН СССР, т. 115, № 3, 1957.
2. Гандин Л. С. Сравнительный анализ некоторых методов определения коэффициента турбулентного перемешивания. Тр. ГГО, вып. 16, 1942.
3. Доброклюнский С. В. Турбулентная вязкость в поверхностном слое моря и волнение. ДАН СССР, т. 58, № 7, 1957.
4. Иванова Э. С. Влияние изменения коэффициента турбулентного обмена тепла на распространение температурных колебаний в море (диссертация). М., 1954.
5. Китайгородский С. А. О коэффициенте вертикального турбулентного обмена в море. Изв. АН СССР (сер. Геофизическая), № 9, 1957.
6. Колесников А. Г., Пантелеев Н. А. и др. Аппаратура и методика регистрации турбулентных микропульсаций температуры и скорости течения в море. Изв. АН СССР (сер. Геофизическая), № 3, 1958.
7. Колесников А. Г. Вертикальный турбулентный обмен в устойчиво стратифицированном море. Изв. АН СССР (сер. Геофизическая), № 11, 1960.
8. Мхитарян А. М. Об одном решении уравнения турбулентной теплопроводности. ДАН АрмССР, т. 30, № 4, 1960.
9. Мхитарян А. М. Испарение с поверхности оз. Севан. „Результаты комплексных исследований по Севанской проблеме“, т. 1, Изд. АН АрмССР, Ереван, 1961.
10. Мхитарян А. М., Александрян Г. А., Атаян Э. А. Водный баланс оз. Севан. Там же.
11. Мхитарян А. М., О температуре водоемов. Изв. АН АрмССР (серия ФМ), т. 16, № 1, 1963.
12. Пивоваров А. А. Определение коэффициента турбулентной теплопроводности по вертикали в море. Тр. Морск. Гидрофизического ин-та, № 4, 1954.
13. Тимофеев М. П. Основные вопросы физики нижнего слоя воздуха над водоемами (диссертация). Л., 1962.
14. Фельзенбаум А. И. Косвенный метод определения коэффициента вертикального обмена в мелком море в зависимости от его глубины, скорости ветра и вертикальной координаты. Тр. Ин-та Океанологии АН СССР, вып. 19, 1956.
15. Цейтин Г. X. О вычислении коэффициента температуропроводности и потока тепла в почву по осредненным температурам. Тр. ГГО, вып. 60, 1956.
16. Цикунов В. А. О коэффициенте турбулентной вязкости в верхнем слое моря. Тр. ГОИН, вып. 27, 1954.
17. Штокман В. Б. Вертикальное распределение тепловых волн в море и косвенные методы определения коэффициента теплопроводности. Тр. Института океанологии АН СССР, вып. 1, 1946.

К. Х. ОВСЕПЯН

## МОМЕНТ ВРАЩЕНИЯ ГИДРОТУРБИНЫ В ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМАХ

Повышение устойчивости параллельной работы гидроэнергосистемы в настоящее время проводится в основном за счет электрической части как-то: регулирования возбуждения, улучшения электрических параметров и т. д. Эти мероприятия направлены на увеличение тормозного момента генератора, т. е. на уменьшение избыточного момента на валу агрегата. Второй путь увеличения устойчивости параллельной работы гидроагрегата заключается в компенсации величины сброса, т. е. приведения крутящего момента турбины  $M_T$  в соответствие с тормозным моментом генератора  $M_G$ . Последнее достигается путем воздействия на первичный двигатель во время переходного процесса. Предложен ряд способов повышения динамической устойчивости путем воздействия на гидромеханическую часть, но ни одна из них не доработана до такой степени, которая позволит применить его на практике. Одним из этих способов является аварийное регулирование турбины. Идея воздействия на первичный двигатель для повышения устойчивости параллельной работы в применении к паровым турбинам возникла в тридцатых годах [1, 2, 3]. В последнее время вновь появляется интерес к аварийному регулированию. Было показано [4], что введение в закон регулирования паровой турбины не только угловой скорости, как это делается обычно, но и производной по скорости и интеграла отклонения позволяет повысить показатели статической и динамической устойчивости работы гидротурбины. В работе [5] на основании ряда исследований были получены зависимости позволяющие повысить предельно передаваемые мощности по линии. Чтобы повысить устойчивость работы гидротурбины необходимо иметь возможность быстро приводить механический момент турбины в соответствие с изменившимся электрическим моментом. Малые постоянные времени паровых турбин позволяют это сделать. У гидротурбин постоянные времени значительно больше, поэтому быстрое приведение момента турбины  $M_T$  в соответствие с моментом генератора  $M_G$  оказывается невозможным. При этом теоретически возможные сокращения постоянных времени регулирования не могут привести к цели, так как с увеличением скорости регулирования будет увеличиваться гидравлический удар, а это приводит к тому, что например, при достаточно быстром закрытии направляющего аппарата гидротурбины ее механи-

ческий момент будет не уменьшаться, а наоборот, возрастать. Для того, чтобы знать как поведет себя генератор при переходных процессах, необходимо знать изменение его момента вращения по времени. Однако задавать этот момент однозначно невозможно, так как изменение  $M_T$  зависит от поведения агрегата, которое в свою очередь зависит от электрической части. Очень важно задание  $M_T$  для расчетов и исследований на вычислительных машинах дискретного действия. В этом случае необходимо задавать  $M_T = f(t)$  как граничное условие для расчетов или же как аналитическое выражение полностью отражающее все процессы в турбине. Как показали натурные эксперименты при регулировании гидроагрегатов, изменение крутящего момента происходит со значительным запаздыванием по отношению к изменению открытия, вызванное гидравлическим и гидромеханическим переходными процессами [6, 7, 8].

В 1952 г. работниками ЛМЗ и Гидропроекта были проведены опыты по снижению мощности на двух крупных гидрогенераторах. Генератор при опытах работал синхронно с сетью. Мощность турбины снижалась с помощью направляющего аппарата. На рис. 1 представлена осциллограмма переходного процесса.

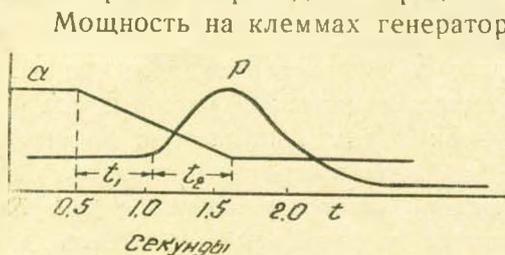


Рис. 1.

Мощность на клеммах генератора начинает меняться с некоторым запаздыванием относительно открытия направляющего аппарата равно  $t_1 = 0,6 - 0,8$  сек. При этом по мере закрытия направляющего аппарата турбины мощность генератора в течение времени  $t_2$  возрастает и только после этого начинает падать. Таким образом полное время от момента подачи импульса на снижение мощности до начала снижения мощности на генераторе составляет 1—1,2 сек. Как отмечено в [8] подобные опыты, проводившиеся на радиально осевых турбинах, подтвердили наличие и в этом случае повышения мощности в начале закрытия турбины. В 1957 г. были проведены аналогичные испытания на Карамышевской ГЭС сотрудниками кафедры Гидроэнергетики МЭИ и ВНИИЭ [6], которые позволили отметить, что во всех случаях при закрытии направляющего аппарата ограничителем открытия наблюдается повышение мощности в первый момент закрытия направляющего аппарата. Максимум повышения мощности наступает спустя 1 сек после начала движения направляющего аппарата. Как в первом так и во втором случае о характере изменения мощности турбины судили по осциллограмме мощности генератора.

В 1958 г. при испытаниях на гидростанции ДзороГЭС, проведенных МЭИ и ВНИИЭ при участии лаборатории гидроагрегатов ВЭНИ одновременно с другими параметрами, струнным моментомером, изготовленным ВЭНИ был зарегистрирован также момент вращения тур-

бины при съеме нагрузки с различных начальных мощностей. На рис. 2 приведена осциллограмма переходного процесса при начальной мощности  $P_0 = 8,05 \text{ МВт}$ . Из осциллограммы видно, что при закрытии направляющего аппарата крутящий момент агрегата и электрическая мощ-

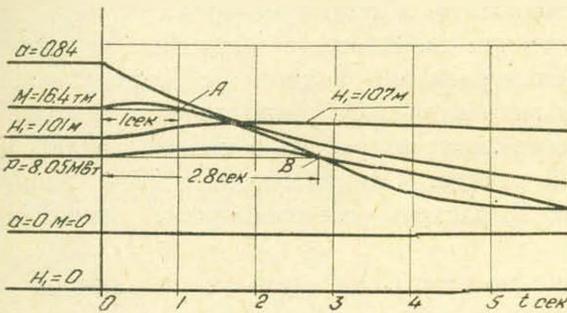


Рис. 2.

ность не следят за направляющим аппаратом. Уменьшение момента вращения турбины по сравнению с его начальным значением наступает через  $t_3 = 1,0 \text{ сек}$ , в точке A, а мощности через  $t_3 = 2,80 \text{ сек}$  в точке B. В [7] приводятся результаты испытания по снятию динамических режимных характеристик на Волжской ГЭС при съеме мощности у агрегата, работающего параллельно с системой. Запаздывание уменьшения момента вращения по отношению к движению направляющего аппарата было равно  $t_3 = 3 \text{ сек}$  (точка C на рис. 3), а уменьшение мощ-

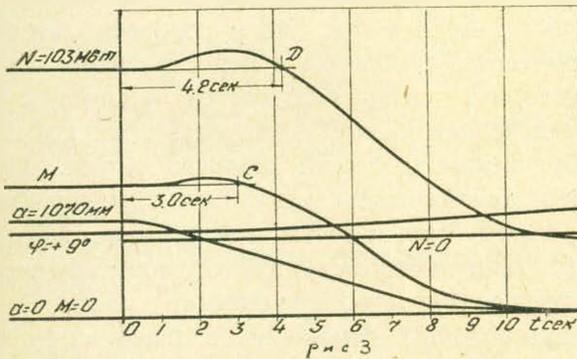


Рис. 3.

ности  $t_3 = 4,2 \text{ сек}$  (точка D на рис. 3). Аналогичные характеристики с регистрацией момента вращения и мощности приведены в [9] и в ряде других работ.

Анализ натурных экспериментов показывает, что увеличение мощности генератора при закрытии направляющего аппарата вызывается явлением гидравлического удара. После начала действия автоматического регулятора скорости начинается закрытие направляющего аппарата. Одновременно с закрытием направляющего аппарата из-за гидравлического удара начинается повышение давления в спиральной камере и трубопроводе. Повышается давление также и за

3. Изв. ТН. № 4

направляющим аппаратом, т. е. непосредственно на лопастях рабочего колеса. Вместе с этим уменьшается расход воды через турбину. При этом, если увеличение напора происходит в равной или большей степени, чем уменьшение расхода, крутящий момент турбины в начале процесса не уменьшается, а некоторое время остается почти неизменным или даже увеличится. Вместе с закрытием направляющего аппарата и уменьшением расхода, начиная с определенного открытия, резко возрастает гидравлическое сопротивление направляющего аппарата, и давление на лопастях рабочего колеса падает быстрее давления в спиральной камере. Одновременно с этим дальнейшее более сильное уменьшение расхода уже приводит к уменьшению крутящего момента.

Запаздывание мощности на клеммах генератора объясняется в основном тем, что в неустановившемся режиме крутящий момент турбины и тормозной момент генератора не равны

$$M_T = M_G + J \frac{d\omega}{dt}, \quad (1)$$

т. е. при наличии избыточного момента мощность турбины идет не только на увеличение электрической мощности, отдаваемой генератором в сеть, но и на ускорение его ротора. При испытаниях на агрегате с поворотной-лопастной турбиной вопросы анализа характеристик, снятых в переходных режимах осложняется тем, что они не могут быть использованы для сопоставления с характеристиками, снятыми в статических режимах. Дело в том, что у поворотнолопастных турбин в переходных процессах, связанных с перестановкой направляющего аппарата, комбинаторная связь нарушается в связи с тем, что перестановка лопаток направляющего аппарата происходит в 8—10 раз быстрее, чем сворачивание лопастей рабочего колеса. Для аналитического исследования динамических режимных характеристик гидротурбин необходимо, чтобы была известна вся система дифференциальных уравнений, описывающих гидромеханические процессы в агрегате ГЭС. Такая система дифференциальных уравнений может быть получена только ценой очень больших упрощений в описании реального сложного явления. Указанные упрощения диктуются также требованиями, предъявляемыми к форме записи для осуществления аналитического решения. Как известно в настоящее время нет системы уравнений, достаточно полно описывающих явления во всех звеньях гидромеханической части ГЭС. Например, мы не имеем аналитического выражения основных характеристик гидротурбин и при исследованиях прибегают к линеаризации экспериментальных характеристик. Поэтому этот вопрос может быть исследован всесторонне и полностью только экспериментально. Разумеется, что исследования в натуре дадут более достоверные данные и более точные выводы, но как известно такие исследования сильно ограничены как количественно так и качественно. Экспериментальной базой для таких исследований может быть динами-

ческая модель гидроэнергосистемы ИВП [10, 11], позволяющая воспроизвести нестационарные процессы не ограничивая их как в отношении количества экспериментов, так и тяжестью воспроизводимого переходного процесса. Наиболее целесообразным методом исследования гидромеханических переходных процессов на динамической модели являются сбросы и набросы нагрузки. Такие эксперименты проводятся как при параллельной так и при изолированной работе по схеме рис. 4. При параллельной работе при включенном в сеть гене-

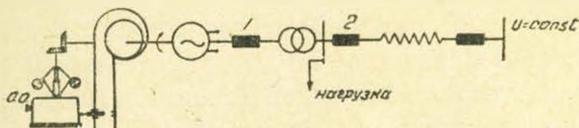


Рис. 4.

раторе воздействием на автоматический регулятор скорости ограничителем открытия 0,0. закрывается или открывается направляющий аппарат турбины, т. е. производится съем или набор нагрузки. Во втором случае, т. е. при изолированной работе отключением генератора от сети выключателем 1 или частичное отключение нагрузки выключателем 2 при изолированной работе генератора приводит к повышению скорости вращения. При этом автоматический регулятор скорости закрытием направляющего аппарата производит регулировку скорости вращения.

На динамической модели лаборатории гидроагрегатов были поставлены экспериментальные исследования для выявления влияния гидромеханических параметров на время запаздывания изменения крутящего момента по отношению к началу движения регулирующего органа. Были проведены несколько серий экспериментов на комплексной гидродинамической модели при различных параметрах и различных начальных условиях. Основные параметры модели менялись в следующих пределах.

Постоянная трубопровода  $T_T = \frac{LV_0}{gH} = 1,0 \div 3,0$  сек.

Характеристики трубопровода  $\rho = \frac{T_T}{T_\Phi} = 0,5 \div 5,0$ ;  $\theta = \frac{T_*}{T_\Phi} = 2 \div 10$ ;

время закрытия направляющего аппарата  $t_s = 1 \div 4,5$  сек. В приведенных выражениях  $L$  — длина трубопровода;  $V_0$  — скорость воды в трубопроводе;  $H$  — напор;  $g$  — ускорение силы тяжести;  $T_\Phi$  — фаза гидравлического удара;  $T_*$  — постоянная серводвигателя.

Во время экспериментов с помощью датчиков, на осциллографе, регистрировались все основные параметры режима:  $P_T$  — мощность на клеммах генератора;  $M_T$  — момент вращения на валу турбины;  $H_T$  — напор в трубопроводе, т. е. перед направляющим аппаратом;  $H_1$  — напор в турбинной камере, т. е. после направляющего аппарата;  $Q$  — рас-

ход воды;  $a$ —относительное открытие направляющего аппарата;  $n$ —скорость вращения.

Проведенные экспериментальные исследования позволяют отметить следующее о влиянии различных переходных процессов и параметров системы и режима на изменение крутящего момента гидроагрегата при нестационарных режимах. При изолированной работе гидроагрегата после сброса нагрузки скорость вращения увеличивается, вследствие чего по характеристике  $Q=f(n)$  увеличивается расход воды через турбину. Это увеличение частично компенсирует уменьшение расхода от закрытия направляющего аппарата. В результате этого в начале переходного процесса мы не имеем заметного изменения расхода, следовательно и повышения напора от гидравлического удара. Если время регулирования  $t_s$  большое, то может иметь место даже некоторое понижение давления в трубопроводе и спиральной камере.

В дальнейшем по мере закрытия направляющего аппарата расход через агрегат уменьшается и давление в трубопроводе начинает возрастать с некоторым запаздыванием. Сказанное очень хорошо видно на осциллограмме (рис. 5), где давление в трубопроводе начинает

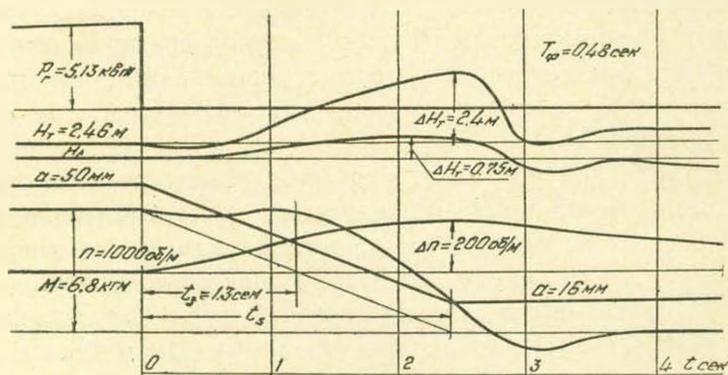


Рис. 5.

повышаться спустя 0,7 сек после начала регулирования. Кроме этого по статическим характеристикам  $M=f(a, n)$  при увеличении скорости вращения уменьшается крутящий момент турбины. В результате этого в начале переходного процесса при изолированной работе гидроагрегата момент несколько уменьшается. В дальнейшем в зависимости от режима регулирования момент турбины может увеличиться. С запаздыванием  $t_3$  момент турбины начинает уменьшаться до нового установившегося режима. После прекращения регулирования направляющего аппарата величина крутящего момента устанавливается соответственно статическим характеристикам также с некоторым запаздыванием.

Переходный процесс при параллельной работе агрегата в системе протекает аналогично, но при постоянной скорости вращения. В этом случае расход и крутящий момент не изменяются от скорости

вращения по статическим характеристикам  $Q = f(\omega)$ ,  $M_T = f(\omega)$ , вследствие чего картина переходного процесса несколько упрощается (рис. 6). При этом напор в трубопроводе и на лопастях рабочего колеса начинает повышаться раньше, а уменьшение расхода происходит с меньшим запаздыванием. Вследствие этого крутящий момент на валу агрегата начинает увеличиваться раньше.

Экспериментальные исследования на динамической модели показали, что запаздывание изменения мощности на клеммах генератора также больше запаздывания изменения момента на валу. Очевидно

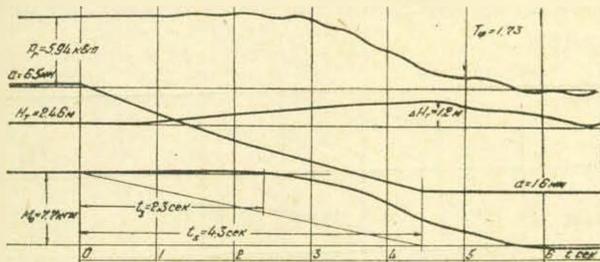


Рис. 6.

это запаздывание будет увеличиваться с увеличением постоянной инерции агрегата. Если съем или набор нагрузки происходил при малых  $t_3$ , то такой толчок может являться причиной крутильных колебаний с частотой собственных колебаний агрегата. Эти колебания будут затухать в соответствии с демпферными свойствами системы. Анализ осциллограмм экспериментальных исследований показывает, что время запаздывания изменения момента вращения по отношению к регулированию, зависит от относительной скорости движения направляющего аппарата и характеристики трубопровода  $\rho$ :

$$t_3 = f(\sigma_*) \quad (2)$$

где параметр регулирования

$$\sigma_* = \frac{\Delta a}{t_s} \cdot \rho \quad (3)$$

В результате обработок осциллограмм опытов получен вид этой функции (рис. 7). Из рисунка видно, что до значения  $\sigma_* = 0,5 \div 0,6$  между параметром регулирования и временем запаздывания имеется линейная зависимость. Дальнейшее увеличение  $\sigma_*$  приводит к резкому увеличению времени запаздывания. При определенных сочетаниях параметров может иметь место запаздывание порядка  $2,5 \div 3$  сек. Экспериментальные исследования показали, что на величину запаздывания крутящего момента, не влияют существенно фазы гидравлического удара и величины саморегулирования турбины, т. е. наклон моментных характеристик. Как видно из рис. 7 при одинаковых параметрах регулирования  $\sigma_*$  запаздывание  $t_3$  для изолированной и параллельной также почти одинаковы. Первый множитель (3) выражает скорость

движения направляющего аппарата  $V_{\mu}^1$ , второй член — характеристику трубопровода, которая как известно равна

$$\rho = \frac{V_Q V_{\Phi}}{2gh} = k V_Q V_{\Phi}, \quad (4)$$

где  $V_Q$  и  $V_{\Phi}$  — соответственно скорость воды в трубопроводе и скорость распространения упругой волны в трубопроводе. С учетом сказанного, параметр регулирования можно переписать как

$$\sigma_* = k V_{\mu} V_Q V_{\Phi}. \quad (5)$$

Величину  $\sigma_*$  можно выразить также через основные постоянные времени гидроагрегата.

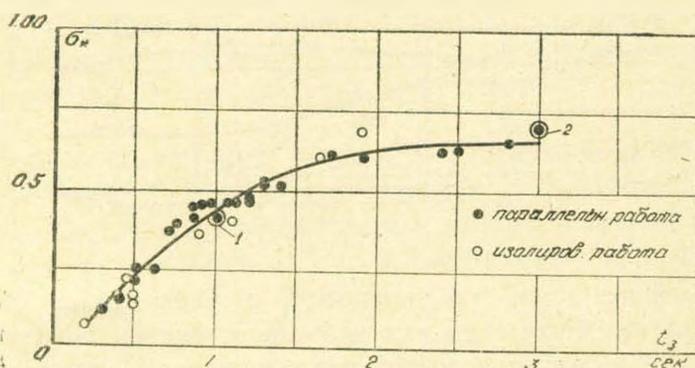


Рис. 7.

Если в процессе регулирования движения направляющего аппарата линейно, выражение  $\frac{\Delta a}{t_s}$  можно заменить равной ей величиной

$\frac{1}{T_s}$ , а характеристику трубопровода через  $\frac{T_T}{T_{\Phi}}$ . Тогда

$$\sigma_* = \frac{T_T}{T_s T_{\Phi}}. \quad (6)$$

Определим параметр регулирования  $\sigma_*$  для эксперимента на гидроэлектростанции ДзораГЭС, осциллограмма которого представлена на рис. 2. Начальное открытие  $a = 0.85$ , время закрытия  $t_3 = 5$  сек:  $T_T = 0.97$  сек;  $T_{cp} = 0.405$  сек. По этим параметрам определяется  $\sigma_* = 0.39$ . Время запаздывания для  $\sigma_* = 0.39$  как по осциллограмме опыта, так и по кривой рис. 7 равно  $t_3 = 1$  сек. Аналогично определяется параметр регулирования  $\sigma_* = 0.69$  для съема нагрузки со 108 Мвт при  $t_3 = 8.5$  сек, по данным осциллограммы рис. 3. На кривую рис. 7 нанесены также полученные выше значения для ДзораГЭС (точка 1) и Волжской ГЭС (точка 2). Как видно, данные натурных экспериментов также хорошо согласуются с данными исследований на динамической модели.

Анализ осциллограмм экспериментальных исследований, проведенных на динамической модели ИВП АН АрмССР и на гидроэлектростанциях показывают, что динамические режимные характеристики момента вра-

щения гидроагрегата можно аппроксимировать статической характеристикой сдвинутой по оси времени на величину  $t_3$  (рис. 8):

$$M_{т. дин} (t) = M_{т. ст.} (t + t_3). \tag{7}$$

Проведенные исследования приводят к выводу, что изменение крутящего момента гидротурбины при переходных режимах может значительно отклоняться от статической характеристики. Среднее значе-

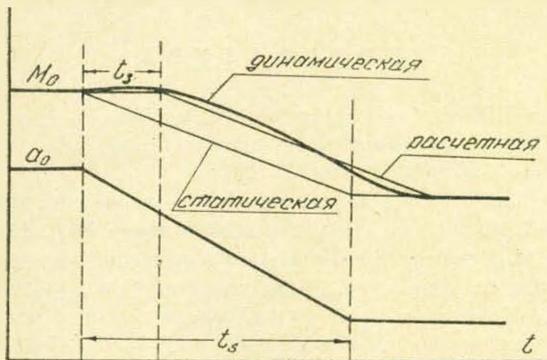


Рис. 8.

ние запаздывания равно 0,8—1 сек, но при некоторых параметрах может увеличиваться до 3—3,5 сек. Запаздывание изменения крутящего момента по отношению к регулированию имеет место как в начале, так и в конце процесса. Величина  $t_3$  в основном зависит от параметра регулирования  $\tau_*$  и мало меняется от вида переходного процесса (сброс или наброс, изолированная или параллельная работа). Параметр регулирования  $\tau_*$  определяется по (3), (5) или (6) в зависимости от исходных данных, а  $t_3$  — по кривой рис. 7. При расчете и исследованиях переходных режимов в первом приближении можно исходить из диаграммы постоянного запаздывания.

Институт водных проблем  
АН Армянской ССР

Поступило 5.1.1963

Կ. Խ. ՀՈՎՍԵՓՅԱՆ

ՀԻՒԲՈՏՈՒՐԲԻՆԻ ՓՏՏՈՂ ՄՈՄԵՆՏԸ ԱՆՅՄԱՆ ՌԵՃԻՄԻ ԺԱՄԱՆԱԿ

Ա մ փ ո փ ու լ մ

Հոդվածում բերված է անցման ռեժիմում հիդրոագրեգատի պտտող մոմենտի փոփոխությունը և ուշացման էքսպերիմենտալ հետազոտությունների արդյունքները: Այդ հետազոտությունների համար էքսպերիմենտալ բազա է ծառայել Ջրային պրոբլեմների ինստիտուտի հիդրոէներգոսխտման զինամիկ մոդելը, որը թույլ է տալիս վերարտադրել ցանկացած ոչ ստացիոնար ռեժիմները, լայն սահմաններում փոխելով ագրեգատի հիդրոմեխանիկական պարամետրերը:

էքսպերիմենտալ տվչալնրի մշակումից ստացվում է ուշացման ժամանակի և կանոնավորման պարամետրերի կապը (նկ. 7): Կանոնավորման պարամետրերը որոշվում են (3), (5) կամ (6) արտահայտութլուններից:

Մոդելի վրա և հիդրոկալաններում կատարված փորձերը ցույց են տալիս, որ անցման պրոցեսների ժամանակ հիդրոտուրբինի պտտող մոմենտի զինամիկ բնութագրերը կարելի է սպորոքսիմացնել ստատիկ բնութագրերով ըստ (7) արտահայտութլան:

#### Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Buell R., Hunter E. Electrical Engineering № 1, 1931.
2. Лебедев С. А. Влияние регулирования паровых турбин на устойчивость параллельной работы. Бюлл. ВЭИ, вып. 1, 1931.
3. Жданов П. С., Майер Р. И., Маркович И. М. Аварийное регулирование на Сталиноградской ГЭС журн. „Электрические станции“ № 6, 1937.
4. Горнштейн В. М. Некоторые возможности повышения устойчивости энергосистем со слабыми связями журн. „Электричество“, № 5, 1955.
5. Качанова Н. А., Крутикова В. Е. Исследование способов повышения устойчивости дальних электропередач переменного тока. Изд. АН УССР, 1955.
6. Золотарев Т. Л., Лифшиц Л. С., Руднев А. К., Тарасенко Ю. М. Исследование возможности повышения динамической устойчивости энергосистемы. ИФЖ, № 6, 1948.
7. Золотарев Т. Л., Лифшиц Л. С., Тарасенко Ю. М., Руднев А. К. Динамические характеристики гидроагрегата и их моделирование. Известия ВУЗ (Энергетика), № 5, 1960.
8. Гаркави Ю. Е., Смирнов М. Н. Регулирование гидротурбин. М., 1954.
9. Кривченко Г. Н., Аршиневский Н. Н., Клабуков В. М. Режимы регулирования поворотлопасных гидротурбин. ГЭИ, 1960.
10. Егиазаров И. В. Задачи научных исследований по изучению режимов работы гидроэнергосистем и их автоматического регулирования. „Известия“ АН АрмССР, т. VI, № 1, 1953.
11. Овсепян К. Х. Динамическая модель Водно-энергетического института АН Армянской ССР и ее задачи. „Энергетика“, № 1, 1958.

## ГИДРОТЕХНИКА

Г. А. АМБАРЦУМЯН

## НАНОСОСБРОСНОЙ ЩИТ-СИФОН

В [1] была дана критическая оценка работы основных типов водосбросных сооружений и указаны пути разработки новых комбинированных универсальных водосбросов, которые полнее отвечают предъявляемым к ним требованиям. Наши теоретические лабораторные и натурные исследования гидротехнических сооружений показали, что они получаются простыми и эффективными в работе, если при их разработке удастся добиться надлежащего соответствия между структурой потока у сооружения и его работой, т. е. если активным перестроением структуры бытового потока удастся подчинить ее работе сооружения. За последнее десятилетие разработаны новые схемы сифонных водосбросов с регулированием величины сбросного расхода [2] и [3], со значительным регулированием уровня водосбрасывания [4]\* и [5], а также со сбросом наносов [6] шуги\*\* и плавающих тел [7]. В последнее время передан производству разработанный в Арм. НИИГиМ сегментно-сифонный затвор [8]. На базе щита-сифона разработана новая схема этого сооружения для сброса вместе с водой донных наносов, осевших в верхнем бьефе.

На рис. 1 показана схема щитового комбинированного водосброса, приспособленного для сброса донных наносов. Это—сдвоенный щит-щит-сифон врезанный в обыкновенный плоский щит и плоский донный щит 2, оснащенный всеми элементами, обеспечивающими нормальную работу обыкновенного щита. Донный плоский щит 2 служит для осуществления полного опорожнения верхнего бьефа, промыва накопившихся наносов. Обыкновенный плоский щит 3, на котором монтирован щит-сифон 1, обеспечивает автоматический сброс воды при достижении уровня воды определенного значения. Для подъема и опускания, оба щита снабжены соответствующими подъемными механизмами 5, а для придания необходимой жесткости—каркасом. По контуру монтированы соответствующие уплотнения. Данный щит 2 может быть стационарным в виде порога—забрала или же подвижным. Плоский щит 3, в который монтируется сифон, имеет высоту, равную полной глубине воды в верхнем бьефе, и снабжен соответствующим подь-

\* Щитовой комбинированный водосброс. Авторское свидетельство № 107682.

\*\* Щит-сифон—шугосброс. Авторское свидетельство № 104376.

емным механизмом 6. Сифон монтируется на щите так, чтобы гребень водослива сифона совпал с нормальным подпертым горизонтом (НПГ), при этом верх плоского щита должен быть выше максимально подпертого горизонта (МПГ) на величину, предотвращающую перелив воды.

Сифон с боков перекрыт стенками 8, усиленными каркасом из уголков. Входное и выходное сечения сифона устраиваются так, что-

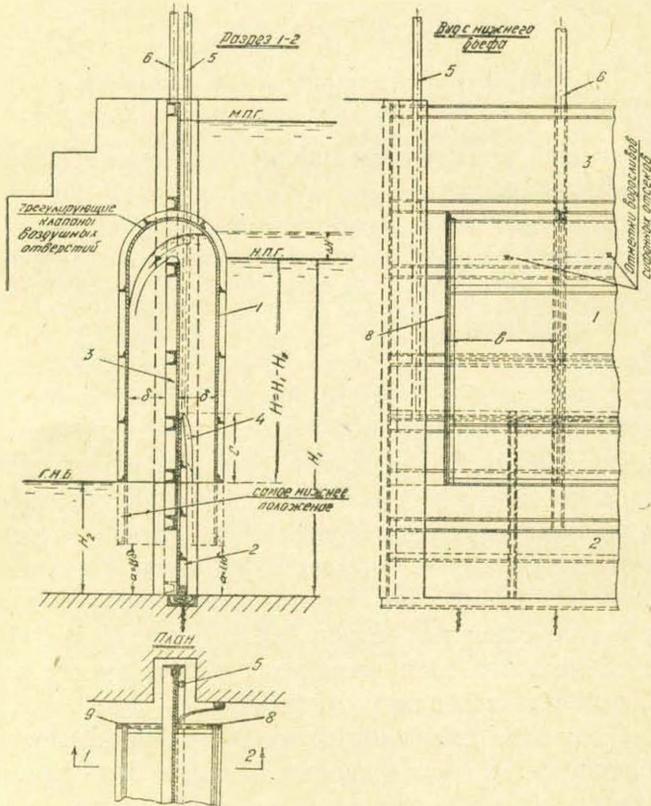


Рис. 1.

бы при любом положении они были бы выше отметки дна не менее чем на  $1,1\delta$  ( $\delta$  — высота сечения сифонной трубы). При определении размера сечения сифона целесообразно придерживаться отношения  $B/\delta = 6-9$ , где  $B$  длина отсека. Нижняя часть входного сечения щита-сифона оформляется с вертикальными боковыми вырезами 4 с таким расчетом, чтобы верхняя часть плоского донного щита 2 при опускании щита-сифона 1 частично поместилась бы в этих вырезах. При значительном водосбросном фронте щита-сифона целесообразно разбить его на отсеки. При этом отметки гребней отсеков следует принимать различными с тем, чтобы отдельные отсеки включались и выключались поочередно и плавно. При подъеме уровня воды выше НПГ вода начинает переливаться через гребень водослива и уносить с собой воздух из замкнутой области сифона. Здесь возникает разрежение

такой величины, что заполняется верхняя часть поворота сифона, и когда накопившаяся и подвешенная масса воды проваливается вниз, за ней возникает вакуум большой величины, обеспечивающий дальнейшее наполнение горловины сифона и непрерывную его работу.

Процесс включения сифона иногда происходит и со стороны нижнего бьефа. Здесь под ниспадающей струей возникает вакуум больше, чем над струей и это пространство заполняется водовоздушной эмульсией. Когда вес этого столба оказывается больше удерживающей способности нижнего бьефа, эта масса проваливается вниз и за ней возникает вакуум значительной величины, который как и в первом случае обеспечивает включение и нормальную работу сифона. Скорости, которые возникают у входа в сифон, велики, поэтому возможно использовать их для приближения, подъема и сброса в нижний бьеф вместе с водой значительное количество донных осевшихся наносов.

В отличие от обыкновенного сифона, для полного и легкого забора и сброса накопившихся в верхнем бьефе наносов с разных горизонтов, входное сечение сифонной трубы опускается до уровня накопления наносов. Наличие донного щита 2 дает возможность по мере сброса через сифон накопившихся наносов опускать входное сечение щита-сифона до уровня стояния наносов. Щиток 2 по мере необходимости может быть использован и для дополнительной подачи воды в нижний бьеф, с целью ускорения транспорта осевших там наносов. Регулирование работы сифона производится с помощью специального воздушного отверстия 7, снабженного поплавком или задвижкой с ручным приводом.

Ниже приводится методика определения компонентов скорости, возникающих у входного сечения сифонного сброса. На основании простого анализа можно доказать, что, если высота входного сечения сифона составляет 0,01 напора, то отношение скоростей верхней и нижней точек сечения составит 1,005, что указывает на возможность допущения постоянства скорости по высоте входного сечения сифона, а именно:

$$U \Big|_{x=0} = \frac{\partial \varphi}{\partial x} \Big|_{x=0} = f(y) = K \sqrt{2g(H_1 - H_2)} = \text{const}, \quad (1)$$

где  $\varphi$  — потенциал скоростей безвихревого потока идеальной несжимаемой жидкости в случае плоского движения;  $U$  — продольная скорость;  $x, y$  — координаты рассматриваемой точки;  $K$  — коэффициент скорости в общем виде.

Располагая входное сечение вертикально (рис. 2), воспользуемся решением, данным Санояном В. Г. [9]. При этом в данной стадии принимаем  $f(y) \neq \text{const}$  с тем, чтобы в конечном решении перейти к случаю  $f(y) = \text{const}$ . Потенциал скоростей безвихревого потока идеальной несжимаемой жидкости, в случае плоского движения, выразится через интеграл Фурье [10] в следующем виде:

$$\varphi = \int_0^{\infty} \frac{e^{-\lambda x}}{\lambda} (A\lambda \cos \lambda y + B\lambda \sin \lambda y) d\lambda. \quad (2)$$

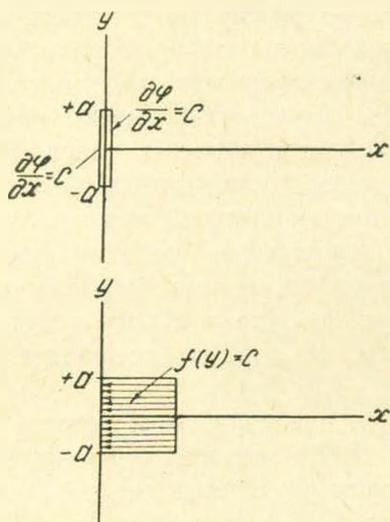


Рис. 2.

В рассматриваемом случае представляет интерес пространство, где  $x > 0$ . Значения коэффициентов  $A\lambda$  и  $B\lambda$  необходимо подбирать так, чтобы величина продольной скорости у входа в сифон ( $x=0$ ) имела бы заданное распределение по высоте (1).

С учетом (1) уравнение (2) можно представить в следующем виде:

$$\frac{\partial \varphi}{\partial x} = f(y) = \int_0^{\infty} A\lambda \cos \lambda y + B\lambda \sin \lambda y) d\lambda. \quad (3)$$

Поскольку значение  $f(y)$  в любом конечном интервале удовлетворяет условиям Дирихле, то (3) представляет собой обычное разложение функции  $f(y)$  по интегралам Фурье [10].

Значения коэффициентов  $A\lambda$  и  $B\lambda$  с учетом четности функции  $f(y)$  получаются равными:

$$A\lambda = \frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} f(\zeta) \cos \lambda \zeta d\zeta, \quad B\lambda = 0. \quad (4)$$

Подставив значения  $A\lambda$  и  $B\lambda$  в уравнение (2) для потенциала скорости, получим следующее выражение:

$$\varphi = -\frac{1}{\pi} \int_{-\infty}^{\infty} f(\zeta) d\zeta \int_0^{\infty} e^{-\lambda x} \cos \lambda (\zeta - y) \frac{d\lambda}{\lambda}. \quad (5)$$

По известным значениям потенциала скорости можно определить выражения для продольных и поперечных проекций скорости. Так из (5) для продольной проекции скорости получим:

$$U = \frac{\partial \varphi}{\partial x} = \frac{1}{\pi} \int_{-\infty}^{\infty} f(\zeta) d\zeta \int_0^{\infty} \cos \lambda (\zeta - y) e^{-\lambda x} d\lambda. \quad (6)$$

Для поперечной проекции скорости:

$$V = \frac{\partial \varphi}{\partial y} = -\frac{1}{\pi} \int_{-\infty}^{\infty} f(\zeta) d\zeta \int_0^{\infty} \sin \lambda (\zeta - y) e^{-\lambda x} d\lambda. \quad (7)$$

Интегрируя (6) и (7) в силу (1) получим [11]:

$$U = \frac{C}{\pi} \left( \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{a-y}{x} + \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{a+y}{x} \right); \quad (8)$$

$$V = \frac{C}{2\pi} \ln \sqrt{\frac{x^2 + (a-y)^2}{x^2 + (a+y)^2}}. \quad (9)$$

Общая скорость  $W$  в любой точке пространства определится зависимостью:

$$W = \sqrt{V^2 + U^2} = W(V, U). \quad (10)$$

Имея в виду что  $U = -\frac{\partial\psi}{\partial y}$ ,  $V = \frac{\partial\psi}{\partial x}$  получим окончательно:

$$\psi = \frac{C}{\pi} \left\{ y \operatorname{arctg} \frac{2ax}{x^2 - a^2 + y^2} + x \ln \sqrt{\frac{x^2 + (a-y)^2}{x^2 + (a+y)^2}} + a \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{2xy}{x^2 - y^2 + a^2} \right\}. \quad (11)$$

Эту задачу можно было решить и введением функции комплексного переменного. Рассмотрим аналитическую функцию:

$$\frac{dw}{dZ} = \frac{\partial\varphi}{\partial y} + i \frac{\partial\psi}{\partial x}. \quad (12)$$

где  $W = \varphi + i\psi$  а  $Z = y + ix$ .

На основании формулы Сохоцкого [12] получим

$$\frac{dW}{dZ} = \frac{1}{2\pi} \int_{-a}^{+a} \frac{2C}{x_1 - Z} dx_1 = \frac{C}{\pi} \ln \frac{Z-a}{Z+a}.$$

Откуда,

$$W = \frac{Ca}{\pi} Z \ln \frac{Z-1}{Z+1} + \frac{Ca}{\pi} \ln (Z^2 - 1). \quad (13)$$

Для записи решения в безразмерном виде примем обозначение  $C_1 = \frac{Ca}{\pi} \ln a^2$ . Тогда (13) примет вид:

$$W = \frac{C_1 a}{\pi} Z_1 \ln \frac{Z_1 - 1}{Z_1 + 1} - \frac{C_1 a}{\pi} \ln (Z_1^2 - 1), \quad (14)$$

где  $Z_1 = \frac{Z}{a}$ ,  $Z_1 = y + ix$  и  $W = \varphi + i\psi$ .

Отделив мнимую часть от реальной и заменив выражения  $\ln$  и  $\operatorname{ar} \operatorname{tg}$  соответствующими значениями, получим (11).

Значения  $U$  и  $V$  подсчитываются по формулам (6) и (7). Для определения функции тока по (11) сначала подсчитывается  $\psi$  для заданных значений  $x$  и  $y$ . По этим данным строятся кривые  $\psi = \psi(x, y)$ , затем для постоянного значения  $x = \operatorname{const}$  и значений  $y = 1, 2, 3 \dots$  определяются соответствующие величины  $\psi$ . По этим данным ( $\psi = \operatorname{const}$ ) строятся графики и функции тока.

Для проверки работы щита-сифона с точки зрения возможности захвата и сброса донных наносов с помощью сифона в гидротехнической лаборатории АрмНИИГиМ были проведены специальные экспериментальные исследования на модели.

Модель нанососбросного щита-сифона была выполнена из жести (рис. 3). Наносы подводились на специальной ложке к входу сифона при этом фиксировались координаты точки отрыва наноса сифонами и вес сброшенного наноса.

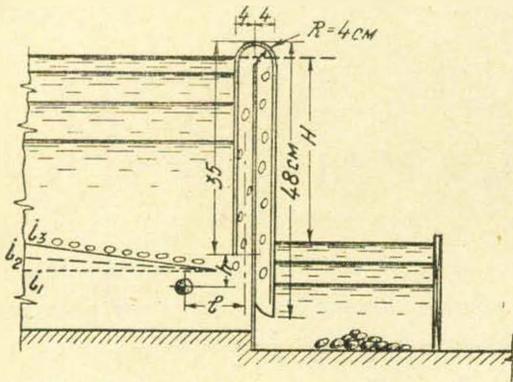


Рис. 3.

Для проверки работы сифона при массовом поступлении наносов к входу на определенном расстоянии по решетчатой наклонной плоскости подводились наносы. Сбросной способностью считалась та, при которой подводимое количество наносов все еще не накапливалось у входа в сифон. Результаты экспериментов

приводятся на рисунках 4 и 5, где через  $H_c$  обозначен рабочий напор сифона, а через  $H$  — горизонтальное расстояние захвата частицы.

Влияние формы камушек здесь не учитывалось, так как все камушки выбирались шарообразной формы. Из анализа лабораторных данных вытекает, что с увеличением действующего напора при постоянных координатах местонахождения твердой частицы, увеличивается вес захватываемой и сбрасываемой частицы.

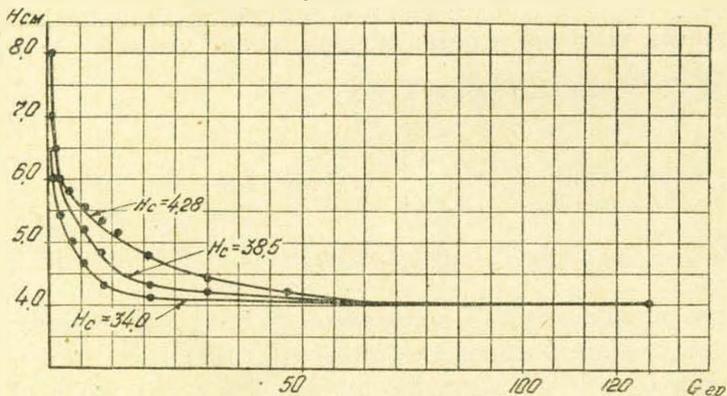


Рис. 4.

При заданном напоре и высоте подъема частицы, с увеличением веса, сокращается горизонтальное расстояние захвата. При небольшом изменении высоты подъема частицы резко изменяется вес сбрасываемой частицы. При заданном напоре условная зона захвата склады-

вается из горизонтального и вертикального участков. При этом единица высоты подъема равносильна семи—одиннадцати-кратным единицам горизонтального пути. Сбрасываемый расход наносов по весу доходил до 26% от общего расхода воды. Этот процент можно повысить, если будут сбрасываться наносы смешанных фракций.

На повороте Талинского магистрального канала недалеко от входа в тоннель, для поддержания уровня воды у входа в тоннель, были установлены щиты-сифоны. При проверке работы этих щитов-сифонов в натуре удалось фиксировать, что они при своей работе подымали и сбрасывали в нижний бьеф накопившиеся у поворота канала наносы. В частности, при величине напора сифона в 120 см вместе с водой,

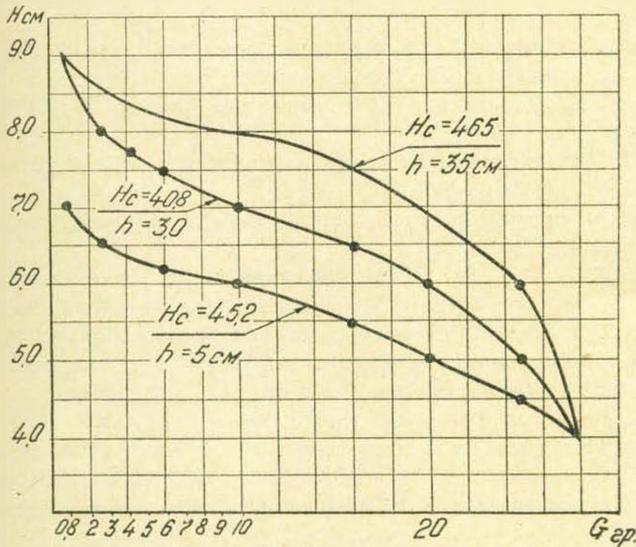


Рис. 5.

песком и илом сбрасывались наносы диаметром 5—8 см. Нанососбросный щит-сифон может быть использован в комбинации с водосбросным щитом-сифоном, щитом сифоном-шугосбросом. Сопоставление теоретических результатов с опытными будет дано позже после накопления значительных натурных данных.

АРМНИИГИАМ

Поступило 5.1.1963 г.

Գ. Ա. ՀԱՄԲԱՐՁՈՒՄՅԱՆ  
ՋՐԲԵՐՈՒԿԱՆԵՏ ՎՈՀԱՆ ՍԻՓՈՆ  
Ա մ փ ո փ ո ս մ

Ջրնեա կառուցվածքների դերը հիդրոտեխնիկական հանգույցների ճիշտ մշակման մեջ շատ մեծ է: Ներկայումս մշակվել են և արտադրության մեջ լայն կիրառություն են ստանում ունիվերսալ տիպի սիֆոնային ջրնետները: Որոշակի հետաքրքրություն է ներկայացնում վաճառ սիֆոնի մի նորաձևությունը՝ ջրբերովանեա վաճառ սիֆոնը: Այս ջրնետ կառուցվածքում օդոսփոփումը վաճառ սիֆոնի ալն հնարավորությունը, որ նրա մուտքամասը կա-



СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

А. Б. ПИРАДОВ

РЕЗУЛЬТАТЫ ИСПЫТАНИЯ СПИРАЛЬНО-АРМИРОВАННЫХ  
ПРЕДВАРИТЕЛЬНО НАПРЯЖЕННЫХ ГИБКИХ КОЛОНН

Вопрос продольного изгиба спирально армированных гибких колонн изучен недостаточно. В Центральной лаборатории заводской технологии НИИЖБ под руководством проф. В. В. Михайлова, автором статьи были проведены исследования с целью выяснения эффективности продольного предварительного напряжения на устойчивость колонны и влияния поперечного спирального армирования при больших гибкостях колонн. Исследования проводились на круглых колоннах диаметром 20 см и длиной 500 см. Колонны собирались из трех спирально армированных элементов, которые стягивались между собой четырьмя пучками 12Ø5 с пределом прочности  $\sigma_b = 170 \text{ кг/мм}^2$ . В трех колоннах пучки напрягались предварительно на величину  $0,65 \sigma_b = 110 \text{ кг/мм}^2$ , а в двух—только стягивались для возможности транспортировки и установки колонны в пресс.

Изготовление колонн осуществлялось следующим образом. Отдельные бетонные цилиндры длиной примерно 170 см бетонировались в металлической опалубке. Для укладки арматурных пучков при бетонировании создавались 4 канала диаметром 35 мм при помощи металлических труб, смазанных маслом и уложенных в специальные шаблоны.

После бетонирования через каждые 5—10 мин трубы прокручивались и по прошествии 1,5 часа после бетонирования вынимались. Укладка бетона сопровождалась интенсивным вибрированием тремя прикрепленными к опалубке вибраторами. На следующий день цилиндр распалубливался и укладывался во влажные опилки. После 28 дней хранения цилиндр обматывался спиралью из высокопрочной проволоки 4 мм  $\sigma_b = 160 \text{ кг/мм}^2$ , с шагом  $S = 12 \text{ мм}$ . Предварительное напряжение проволоки составило  $0,65 \sigma_b = 104 \text{ кг/мм}^2$ . Обмотанные образцы укладывались по три в ряд на стенде для последующей сборки. В оставленные отверстия временно пропускались монтажные стержни  $d = 24 \text{ мм}$  с нарезкой на концах. Стыки элементов омоноличивались эпоксидным клеем. Специальные плиты для заанкеривания всех четырех пучков также были приклеены клеем. Состав клея в весовых частях; эпоксидная смола (ЭД-5 или ЭД-6)—100; полиэфир МГФ-9—20; кубовой остаток (отвердитель)—25; цемент (наполнитель)—200. После смазки клеем приклеиваемых поверхностей колонна стягивалась

уложенными в каналы стержнями при помощи гаек. Полимеризация клея длилась 48 часов, после чего стержни удалялись из каналов. В каналы омоноличенной таким образом колонны были пропущены пучки, каждый из 12  $\varnothing$  5 мм. Расположение проволок в канале фиксировалось шаблонами, установленными с обоих торцов. Предварительное напряжение арматурных пучков осуществлялось домкратами двойного действия, установленными по одному с обоих торцов.

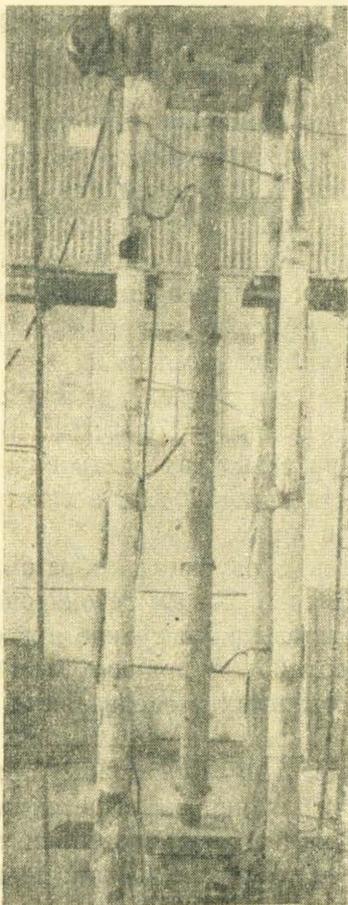


Рис. 1. Спирально армированная колонна с установленными приборами.

Для создания сцепления арматуры с бетоном в каналы был инъецирован раствор. Инъекция производилась ручным насосом по рекомендациям разработанным в НИИЖБе. Состав нагнетаемого раствора: цемент—100 кг; песок—50 кг; вода—40 кг. Водоцементное отношение  $V/C=0,4$ .

Испытание колонн производилось, после 20 дневного их хранения, на гидропрессе ИПС—1000. Передача нагрузки осуществлялась через шаровые шарниры. Для приближения работы колонны к действительным условиям, передача нагрузки осуществлялась с эксцентриситетом, равным 2 см и только одна колонна с продольным предварительным напряжением для сравнения была испытана на центрально приложенную нагрузку.

Нагрузка поднималась сначала ступенями по 10 т до 40 т, а затем ступенями по 5 т с выдержкой на каждом этапе по 20 мин. До и после выдержки производился замер показаний по всем установленным приборам. При нагрузке, близкой к разрушающей, что фиксировалось заметным нарастанием прогиба по показаниям индикаторов, дальнейшее нагружение прекращалось, и под постоянной нагрузкой образец выдерживался 16–20 часов. Постоянное значение нагрузки поддерживалось непрерывным подкачиванием масла в пресс.

Продольные деформации колонн замерялись индикаторами с ценой деления 0,01 мм на базе 570 мм, в середине каждого элемента, в четырех точках. В местах замера продольных деформаций были приклеены тензодатчики для одновременного замера поперечных деформа-

ций. Выгиб колонны измерялся прогибомерами с ценой деления 0,1 мм. в пяти точках по высоте колонны: у опор, в третьях и в середине. Общий вид колонны с установленными приборами показан на рис. 1.

Результаты испытания приведены в табл. 1.

При испытании колонн не было обнаружено внезапной потери устойчивости. Все колонны выгибались постепенно и при достижении предельной нагрузки наблюдалось резкое нарастание прогибов при постоянной и даже уменьшающейся нагрузке. Разрушение наступало после появления трещин в бетоне на растянутой стороне колонн. Спираль при этом не разрывалась.

Из рассмотрения графика зависимости выгибов колонн от величины продольной нагрузки (рис. 2) видно, что колонны с предвари-

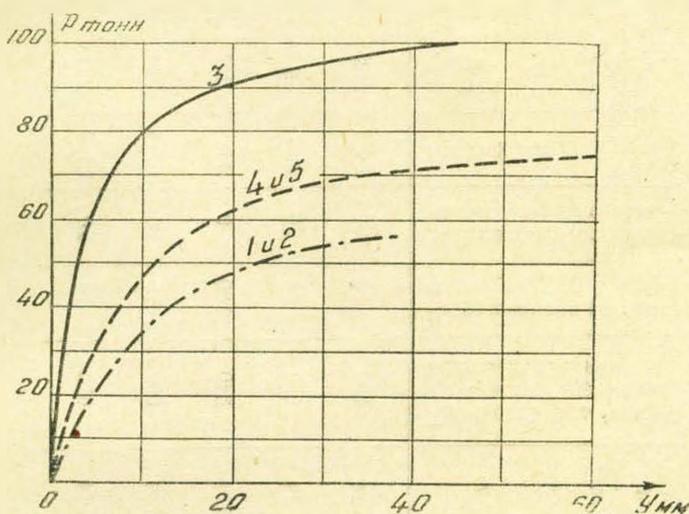


Рис. 2. Средние показатели прогибов колонн в зависимости от прикладываемой нагрузки. 1 и 2—внецентренно нагруженная двухосно предварительно напряженная колонна; 3—центрально нагруженная трехосно предварительно напряженная колонна; 4 и 5—внецентренно нагруженная трехосно предварительно напряженная колонна.

тельно напряженной продольной арматурой способны воспринимать большую нагрузку при большем выгибе, чем колонны без продольного предварительного напряжения. График подтверждает большую жесткость предварительно напряженных колонн по сравнению с ненапряженными при эксплуатационных нагрузках. Нарастание продольных деформаций по сжатой и растянутой граням в зависимости от величины действующей нагрузки для всех колонн приведено на рис. 3. Как видно из графика, относительные деформации по сжатой грани у колонн 1, 2 и 4, 5 одинаковы и равны  $\epsilon = 230 \cdot 10^{-5}$ , а у колонн 4 и 5  $\epsilon = 90 \cdot 10^{-5}$ . Это говорит о том, что предельное состояние трещинообразования у ненапряженных колонн достигается раньше, следствием чего является меньшая несущая способность. В центрально нагруженной колонне 3

Таблица результатов испытания спирально армированных колонн

№ колонн	Геометрические размеры колонн		Поперечное армирование $\varnothing 4$ мм $\sigma_b = 160$ кг/мм <sup>2</sup>		Продольное армирование $\varnothing 5$ мм $\sigma_b = 170$ кг/мм <sup>2</sup>		Прочность бетонного кубика $10 \times 10 \times 10$ см в день испытания	Разрушающая нагрузка т	Эксцентриситет приложения нагрузки мм	Прогиб мм	Деформации $\cdot 10^{+5}$				Вырезанные короткие образцы		Коэффициент продольного изгиба $\varphi$ из опыта
	диаметр см	длина см	$\mu_{сп} \%$ $F_{сп} \text{ см}^2$	$\sigma_0$ кг/мм <sup>2</sup>	$\mu_{пр} \%$ $F_{пр} \text{ см}^2$	N т					продольные		поперечные		длина см	разрушающая нагрузка т	
											сжатая грань	растянутая грань	сжатая грань	растянутая грань			
1	20	515	$\frac{2,2}{6,6}$	104	$\frac{3}{9,42}$	14	692	53	20	34,7	225	-110			121	450	0,11
2	20	485	$\frac{2,2}{6,6}$	104	$\frac{3}{9,42}$	14	850	68	20	40	248	-133			121	490	0,138
3	20	485	$\frac{2,2}{6,6}$	104	$\frac{3}{9,42}$	104	640	100	0	44	347	-80	-33	4	118	443	0,232
4	20	515	$\frac{2,2}{6,6}$	104	$\frac{3}{9,42}$	104	600	75	20	67,4	248	-83			118	420	0,178
5	20	485	$\frac{2,2}{6,6}$	104	$\frac{3}{9,42}$	104	619	75	20	61,4	231	-96	-24	20	117	462	0,162

несущая способность оказалась выше на 25% по сравнению с эксцентрично нагруженными колоннами.

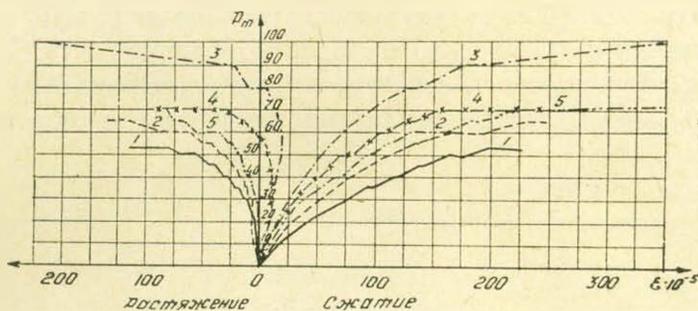


Рис. 3. График продольных деформаций спирально армированных колонн в зависимости от величины прикладываемой нагрузки.

Колонна 2 выдержала сравнительно большую нагрузку, чем колонна 1, так как бетон колонны 2 имел прочность при сжатии  $850 \text{ кг/см}^2$ , а колонны 1 —  $700 \text{ кг/см}^2$ .

Из торцов разрушенных колонн вырезались короткие элементы и испытывались с тем же эксцентриситетом приложения нагрузки, как и в колоннах, откуда они были вырезаны. По результатам этих испытаний, приведенных в таблице, вычислялись соответствующие значения  $\varphi$ . Как и следовало ожидать, продольное предварительное напряжение колонн увеличивает значение  $\varphi$ .

Необходимо отметить, что поперечное армирование гибких колонн предварительно напряженной спиралью не влияло на несущую способность колонн. Разрушение колонны происходило при деформативности и прочности характерной для обычных колонн. Спираль является поперечной арматурой и наиболее активно участвует в восприятии нагрузки при больших напряжениях бетона. В гибких же внецентренно сжатых колоннах, ввиду раннего выпучивания разрушение происходило при значительно меньших напряжениях бетона. По всей вероятности, с уменьшением гибкости колонн спиральная арматура в большей мере будет влиять на несущую способность колонны и достигнет полного своего значения при величине  $\frac{L}{D} \leq 10$ . Поэтому, при

гибкости имевшей место в нашем случае  $\left( \frac{L}{D} = \frac{500}{20} = 25 \right)$  колонна должна рассчитываться как обычная железобетонная, без учета влияния спирали на несущую способность. В этом случае при расчете указанных колонн по формулам СНиП II—В. 1—62 их несущая способность с заменой  $R_{np}$  на  $R_{np}^n$  составит:

Для предварительно напряженных колонн

$$N_n = \varphi (R_{np} \cdot F_b + \sigma_c^1 \cdot F_n) = 0,615 [0,420 \cdot 3,14 + 2(3,6 - 10,4) \cdot 4,7] = 35,7 \text{ т.}$$

Для колонн без предварительного напряжения

$$N_n = \varphi (R_{np} F_b + R_a^n F_a) = 0,615 (0,420 \cdot 3,14 + 3,6 \cdot 2 \cdot 4,7) = 102 \text{ т.}$$

Как видно из сопоставления полученных расчетных величин с фактическими они не соответствуют друг другу. Данные, полученные по формулам СНиП для предварительно напряженных колонн являются заниженными и требуют пересмотра. По формуле СНиП получается, что предварительное напряжение отрицательно влияет на несущую способность колонны, тогда как опытами выявлена его положительная роль.

Армянский НИИ  
строительных материалов и сооружений

Поступило 19.1.1963

Ա. Բ. ՊԻՐԱԴՈՎ

**ՊԱՐՈՒՅՐԱՅԻՆ ԱՄՐԱՆԱՎՈՐՄԱՄԲ ՆԱԽԱՂԱՐՎԱՅ ԺԿՈՒՆ ՍՅՈՒՆՆԵՐԻ ՓՈՐՁԱՐԿՄԱՆ ԱՐԿՅՈՒՆՔՆԵՐԸ**

Ա. մ փ ո փ ո Վ մ

Պարուլրալին ամրանավորմամբ ճկուն սյուների երկաշնական ծուծան հարցը անբավարար է ուսումնասիրված: Սյուների երկաթի առանցքալին և հոսառանցքալին նախապես լարված գեպքերի համար փորձնական տվյալներ բացակայում են:

Հոդվածի հեղինակի կողմից փորձեր են դրված 20 սմ արամագիծ ունեցող 500 սմ երկարությամբ սյուների վրա: Սյուները հավաքված են եղել պարուլրալին ամրանավորմամբ էլեմենտներից, որոնք միմյանց վրա են ձգվում 12 ՕՅ մմ մետաղալարի չորս փնջերի օղնուկով (Յ<sub>Բ</sub> = 17000 կգ/սմ<sup>2</sup>): Էլեմենտների միջև առաջացող կարանները լցվում են էպոկսիդալին հիմքի վրա պատրաստված մածուկով: Նման եղանակով պատրաստված երեք սյուներում մետաղալարի փնջերը նախապես լարված են եղել 0,65 Յ<sub>Բ</sub> չափով, որը նրանց մեջ առաջացնում է 11000 կգ/սմ<sup>2</sup> լարվածություն: Փորձարկող երկուսը սյուներում մետաղալարի փնջերը ձգված են եղել աջնքան, որ դրանք հնարավոր լինի տեղափոխել և տեղադրել ճնշիչի տակ:

Փորձարկման արդյունքները ցույց են տվել, որ սյուների հոսառանցք նախալարման գեպքում վերջիններիս կրողականությունը ավելանում է 25—30%—ով: Մեծ ճկունություն ունեցող պարուլրալին ամրանավորմամբ սյուների գեպքում պարուլրի կիրառությունը սյան կրողականության բարձրացման գործում էֆեկտիվ չէ և նրա հաշվարկի մեջ չպետք է ալն հաշվի առնել:

Սյան փորձարկման արդյունքները նախնական են և կարիք ունեն հետազոտել:

## СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

С. С. ДЖАНАЗЯН

УПРОЧНЕНИЕ НОВЫХ ВИДОВ ГОРЯЧЕКАТАННОЙ  
АРМАТУРЫ НАПРЯЖЕНИЕМ ПОД ТЕМПЕРАТУРОЙ\*

В настоящее время наиболее прогрессивными строительными конструкциями, сочетающими в себе высокопрочные бетон и арматуру, являются предварительно напряженные железобетонные конструкции, характерной особенностью развития которых в СССР является переход к широкому применению высокопрочной стержневой напрягаемой арматуры. Важными факторами, влияющими на целесообразность применения стержневой арматуры в предварительно напряженных конструкциях, являются: возможность массового производства ее из горячекатаных сталей; возможность эффективного применения метода электротермического натяжения арматуры; допустимость появления трещин в стадии эксплуатации для наиболее массовых конструкций третьей категории трещиностойкости; возможность получения достаточно больших удлинений при разрыве, обеспечивающих надежное перераспределение усилий в стадии разрушения железобетонных конструкций и др.

В качестве напрягаемой стержневой арматуры используются горячекатанная сталь класса А—IV марки 30ХГ2С (с пределом прочности не ниже  $90 \text{ кг/мм}^2$  и условным пределом текучести не ниже  $60 \text{ кг/мм}^2$ ) и сталь марки 35ГС, упрочненную вытяжкой.

Однако выпуск арматуры из стали марки 30ХГ2С профилей №№ 20—32 пришлось прекратить ввиду серьезных отступлений от стандарта по величине относительных удлинений при разрыве и углу загиба в холодном состоянии и, поэтому, целый ряд организаций, в настоящее время, занимается вопросом изыскания и внедрения в строительную практику новых видов высокопрочных сталей взамен стали марки 30ХГ2С.

Макеевским металлургическим заводом предложена и с конца 1961 года выпускается в опытном порядке по ВТУ № 44—62 арматурная сталь марок 20ХГ2Т, 20ХГ2СТ и 28Х2ГС. ЦНИИЧМ разработаны арматурные стали марок 20ХГ2Т, 20ХГ2Ц, 20ХГ2Ф и несвариваемая сталь марки 65ГС, которые начал выпускать Челябинский металлургический завод. К выпуску опытно-промышленных партий арматурной стали марки 65ГС в 1962 году приступил и Макеевский металлурги-

\* Работа выполнена автором под руководством канд. техн. наук Н. М. Мулина.

ческий завод им. С. М. Кирова, но с 1963 года взамен этой стали выпускается сталь марки 85ГС.

Все приведенные марки сталей являются горячекатанными сталями класса А—IV, легированными титаном, церконием, ванадием, марганцем и силициумом.

С 1962 года нами проводится работа по изучению релаксации и ползучести арматуры класса А—IV при нормальных и повышенных температурах. Эксперимент проводился на пятирычажной машине конструкции НИИЖБ, снабженной печами, позволяющими производить натяжение арматуры под заданной температурой. Деформации арматуры замерялись установленным на ней экстензометром, снабженным двумя индикаторами часового типа. Контроль температуры нагрева стержня осуществлялся с помощью хромель-алюмелевых термодпар, крепящихся на стержне в верхней, средней и нижней зонах нагрева печи. Верхнее и нижнее отверстия в печи замазываются асбестом для предотвращения утечки тепла.

Образцы арматуры, подвергнутые вытяжке под различными напряжениями и температурами, после их испытания на релаксацию были испытаны на разрыв с измерением деформаций двумя рычажными тензомерами.

Результаты испытаний на разрыв показали, что пределы текучести ( $\sigma_{0,2}$ ) и пропорциональности ( $\tau_{0,02}$ ) образцов, нагруженных под определенными температурами намного выше, чем пределы текучести и пропорциональности идентичных образцов, но подвергнутых только нагружению или только температурному воздействию.

Так например, образец из стали марки 20ХГСТ, нагруженной до напряжения  $56,5 \text{ кг/мм}^2$  при температуре  $300^\circ$  имел  $\sigma_{0,2} = 80 \text{ кг/мм}^2$  и  $\tau_{0,02} = 75 \text{ кг/мм}^2$ , тогда как образец, подвергнутый только нагружению имел  $\sigma_{0,2} = 72 \text{ кг/мм}^2$ ,  $\tau_{0,02} = 61 \text{ кг/мм}^2$ , и только нагретый до  $300^\circ$  образец имел  $\sigma_{0,2} = 76 \text{ кг/мм}^2$ ,  $\tau_{0,02} = 63 \text{ кг/мм}^2$ . В состоянии поставки сталь 20ХГСТ имела  $\sigma_{0,2} = 72 \text{ кг/мм}^2$  и  $\tau_{0,02} = 47 \text{ кг/мм}^2$ .

Предел прочности всех четырех образцов был почти одинаковым, он находился в пределах от  $99,5 \text{ кг/мм}^2$  до  $100 \text{ кг/мм}^2$ .

Это явление упрочнения стали от нагружения под температурой было проверено над другими марками горячекатанных сталей.

При разных температурах под напряжением  $80 \text{ кг/мм}^2$  были вытянуты стали 20ХГ2Ф (легированная ванадием) 20ХГ2Ц (легированная церконием) и несвариваемые стали марок 65ГС и 85ГС.

На рис. 1 приведен график изменения величин пределов прочности, текучести и пропорциональности образцов арматуры из стали марки 20ХГ2Ц (плавка 29280), нагруженных до напряжения  $80 \text{ кг/мм}^2$  при температурах в пределах  $20-450^\circ$ .

Температура в  $300^\circ$  оказалось наиболее целесообразной для упрочнения стали марки 20ХГ2Ц. При ней предел текучести возрастает на  $36,3\%$  по отношению к пределу текучести в состоянии поставки. Предел пропорциональности возрастает на  $86,5\%$  и предел прочности—на

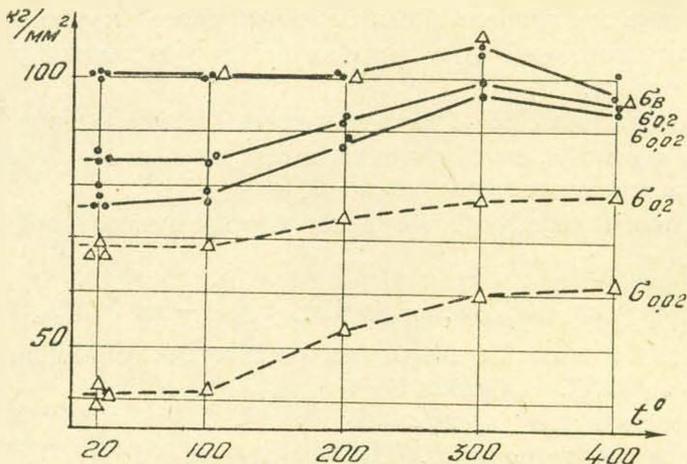


Рис. 1. Изменение свойств стали марки 20ХГ2Ц в зависимости от способов упрочнения. Точками на кривых обозначены образцы, напряженные до  $\sigma = 80 \text{ кг/мм}^2$  под температурой; треугольниками образцы, подвергнутые только температурному воздействию

5,5%. С дальнейшим повышением температуры значения  $\sigma_{0,02}$ ,  $\sigma_{0,2}$  и  $\sigma_{\text{в}}$  понижаются. Аналогичная картина наблюдалась и у стали марки 20ХГ2Ф. После упрочнения при температуре 300° наблюдался прирост.  $\sigma_{0,2}$  — на 43% и  $\sigma_{0,02}$  — на 127%. Температура 300° неблагоприятно действует и на эту сталь.

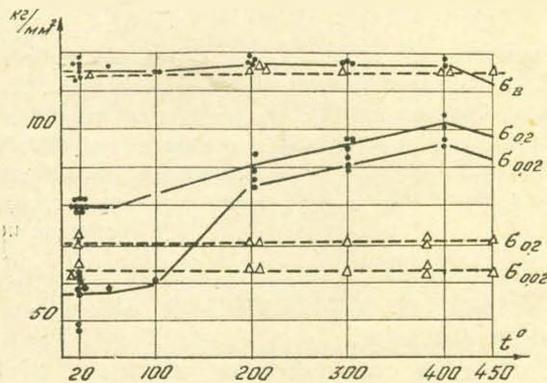


Рис. 2. Изменение механических свойств стали марки 85ГС в зависимости от способов упрочнения.

Наиболее эффективным отпуск под напряжением оказался для несвариваемых сталей марок 65ГС и 85ГС (графики изменения их механических свойств приведены на рис. 2 и 3). Как видно на рис. 2 и 3, образцы арматуры, подвергнутые только нагреву, не меняют своих механических характеристик. От воздействия только напряжения несколько увеличивается предел текучести, но зато уменьшается значение предела пропорциональности.

Сочетание же напряжения и температурного воздействия значительно увеличивает  $\sigma_{0,02}$ ,  $\sigma_{0,2}$  и даже на некоторую величину возрастает предел прочности.

Для стали марки 65ГС напряжение под температурой 300° дало увеличение  $\sigma_{0,2}$  и  $\sigma_{0,02}$ , по отношению к тем же характеристикам в состоянии поставки, соответственно на 37,5— и 51,0%.

Для стали марки 85ГС напряжение под температурой 400° дало увеличение

$$\sigma_b \text{ — на } 1,5\%; \sigma_{0,2} \text{ — на } 42\% \text{ и } \sigma_{0,02} \text{ — на } 52,5\%.$$

На рис. 4 приведены диаграммы растяжения образцов из арматуры марки 85ГС. Образец № 1 испытан после нагружения до  $\sigma = 80 \text{ кг/мм}^2$  при температуре 300°. Образец № 2 испытан после нагружения до  $\sigma = 80 \text{ кг/мм}^2$ ;

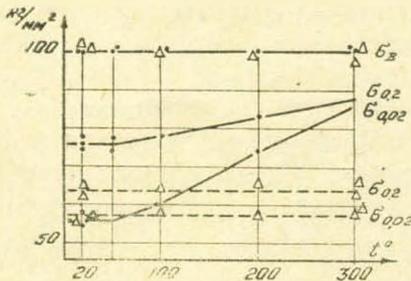


Рис. 3. Изменение механических свойств стали марки 65ГС в зависимости от способов упрочнения. Точками на кривых обозначены образцы с нагревом с вытяжкой до  $\sigma = 80 \text{ кг/мм}^2$ ; треугольниками — только с нагревом.

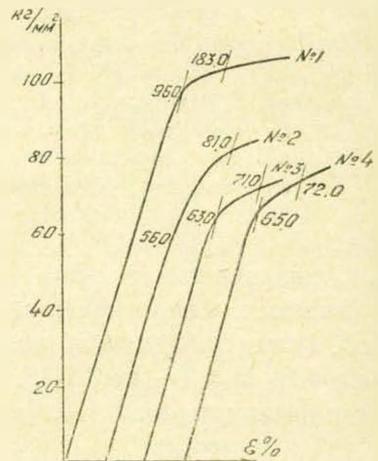


Рис. 4. Диаграмма растяжения образцов из стали марки 85ГС. Образец № 1 — подвергнут нагружению до  $\sigma = 80 \text{ кг/мм}^2$  под температурой 400°; № 2 — подвергнут нагружению до  $\sigma = 80 \text{ кг/мм}^2$ ; № 3 — подвергнут только нагреву; № 4 — испытан в состоянии поставки.

Образец № 3 испытан после нагрева до 300°. Образец № 4 испытан в состоянии поставки.

При оценке качества стали вторым важным критерием, после прочности стали, является вязкость или пластичность стали, которая оценивается по удлинению при разрыве и испытанием на загиб. Вязкость стали позволяет предотвратить внезапные разрушения при перегрузках, о которых дают знать в достаточной мере деформации.

Относительные удлинения при разрыве у образцов подвергнутых напряжению под температурой не отличались от удлинений образцов, испытанных в состоянии поставки.

Как показала проделанная нами работа, метод вытяжки под температурой является эффективным и нетрудоемким методом упрочнения арматурных сталей, могущим принести государству значительную экономию металла. А металл является в настоящее время дефицитным

строительным материалом и, поэтому внедрение в производство отпусков под напряжением которых, насколько нам известно, в строительной практике еще нигде не применялся, должно существенно облегчить проблему снабжения металлом строительных организаций.

В зависимости от марок сталей низкотемпературным отпуском можно сэкономить 37—43% металла.

Уже сейчас, на заводах, применяющих метод электротермомеханического натяжения, а число таких заводов велико, можно упрочнять сталь способом напряжения под температурой. Однако в производственных условиях удобнее напрягать арматуру с контролем деформаций, а не напряжений.

В табл. 1 приводятся деформации сталей и температуры, необходимые для достижения наибольшего эффекта упрочнения. Задаваясь параметрами температуры и деформаций, приведенными в таблице, возможно производить упрочнение арматуры непосредственно на существующих установках электротермомеханического натяжения.

Таблица 1

Марка стали	Оптимальная температура в градусах	Деформация %
20ХГ211	300	0,78
20ХГ2Ф	300	1,0
85ГС	400	1,9

Поскольку эксперименты с упрочнением арматуры производились на лабораторной установке и длительность процесса упрочнения составляла 2—2,5 минуты, а в производственных условиях это время желательно будет уменьшить в 3—4 раза, то трудно утверждать, что сталь, упрочненная в производственных условиях, будет абсолютно схожей по своим механическим свойствам со сталью, упрочненной в лабораторных условиях. Необходимо поэтому, чтобы строительные организации, применяющие метод электротермомеханического натяжения, попытались производить упрочнение арматуры на своих установках. Однако целесообразнее всего, если металлургические заводы, изготовляющие арматурную сталь, упрочняли бы ее непосредственно у себя на заводе и в упрочненном виде поставляли строительным организациям.

ՈՒՍՔԱՆՁՅԱՆ

ՇԻՎԱԿԵԼՈՅՎԱԾ ԱՄՐԱՆԻ ՆՈՐ ՏԵՍԱԿՆԵՐԻ ԱՄՐԱՅՈՒՄԸ  
ՋԵՐՄՈՒԹՅԱՆ ՏԱԿ ԼԱՐՈՒՄՈՎ

Ա մ փ ո փ ու մ

Հողվածում բերվում է ներկայումս Միությունում ԴՕՇ—5781—61 համաձայն թողարկվող A—IV խմբի ամրանի նկարագրությունը և այդ ամրանի ամրացման նոր եղանակը: Փորձերը ցույց են տվել, որ նոր եղանակի կիրառությունը գեպքում հնարավոր է ամրանի ամրության սահմանը՝ ավելացնել  $5,5\%$ -ով, հոսունության սահմանը՝  $37,5—48\%$ -ով, իսկ համեմատության սահմանը՝  $51—127\%$ -ով, առանց հարաբերական երկարացման չափը փոքրացնելու:

Ցույց է տրված նոր եղանակի պարզությունը և ցածր արժեքը համեմատած ջերմամշակման եղանակի հետ, ինչպես և նրա ավելի մեծ էֆեկտիվությունը ձգման եղանակի համեմատությամբ: Այնուհետև նշվում է այդ եղանակի արտադրության մեջ արագ ներդրման հնարավորությունը, օգտագործելով ամրանի էլեկտրա-ջերմամեխանիկական ձգման համար գոյություն ունեցող սարքավորումները:

Բերվում են ձգման եղանակով ամրանի ամրացման շորս գրաֆիկները իրենց փորձնական տվյալներով, ցածր ջերմաստիճանային թողարկումով և նրանց համատեղությամբ:

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

А. А. РОТИНЯНЦ

ОПЫТ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПРЕДВАРИТЕЛЬНО-НАПРЯЖЕННЫХ  
ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ БАЛОК МОСТОВ

Индустриализация строительства мостов может быть осуществлена, главным образом, путем применения сборных конструкций. За последние годы проделана большая работа по внедрению индустриальных конструкций и прогрессивной технологии в мостостроение, в результате чего строительные организации Минтрансстроя, начиная с 1960 г. для изготовления пролетных строений малых и средних мостов, как правило, применяют предварительно-напряженные железобетонные конструкции. Наряду с положительным опытом работы по внедрению прогрессивных конструкций, необходимо выявить имеющиеся недостатки в организации работ по изготовлению сборных железобетонных конструкций, с целью их устранения, а также совершенствование технологических приемов их изготовления на заводах и полигонах.

В настоящее время широкое распространение на заводах сборного железобетона средней и малой мощности получила поточно-агрегатная технология изготовления различных железобетонных конструкций. Такая технология требует сравнительно небольших удельных капиталовложений на единицу продукции. Работа специализированных агрегатов и установок не обусловлена принудительным ритмом потока, как это имеет место при конвейерной технологии. При поточно-агрегатной технологии элемент перемещается на тележках вдоль технологической линии, на каждом участке которой производятся определенные операции, требующие различного времени для их выполнения. Технологическая схема изготовления балок показана на рис. 1. По такой технологии, в частности, изготавливались предварительно-напряженные железобетонные балочные пролетные строения моста через реку Дон у г. Ростова. Техническая характеристика балок этого моста: пролет  $L = 33,5$  м; высота  $H = 2,58$  м (рис. 2); вес—113 т; объем  $45,2$  м<sup>3</sup>; бетон марки «400»; расход арматуры 13,5 т. Балки армировались 24 пучками, содержащими по 24 проволоки диаметром 5 мм из высокопрочной стали, с пределом прочности  $150$  кг/мм<sup>2</sup>. Балки рассчитаны под нагрузку Н-8.

Поточно-агрегатная линия производства таких балок состояла из зон: армирования и натяжения арматуры; формования изделий; пропаривания; распалубливания; чистки и смазки форм; складской (для готовой

продукции). Технологией изготовления балок была предусмотрена подача готовых арматурных каркасов из арматурного цеха на склад готовых арматурных каркасов с последующей их установкой в форму-опалубку с помощью козлового крана ККУ-14. Заготовка арматурных каркасов и пучков производилась в арматурном цехе (крытое здание). Для изготовления каркасов применялась арматура диаметром 22—32 мм периодического профиля. Резка и правка этой арматуры производилась на станке УПО-01. В связи с тем, что максимальная длина обрезаемых стержней на этом

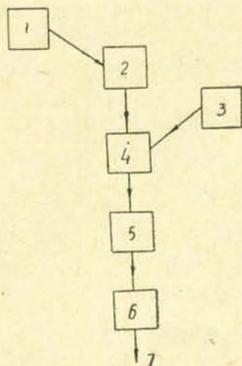


Рис. 1. Принципиальная технологическая схема изготовления ж. б. балок. 1—заготовка арматуры; 2—сборка форм; установка арматурных каркасов и натяжение арматуры; 3—приготовление бетона; 4—бетонирование балки; 5—термовлажностная обработка; 6—распалубка, мелкий ремонт изделия; 7—отправка на склад готовой продукции.

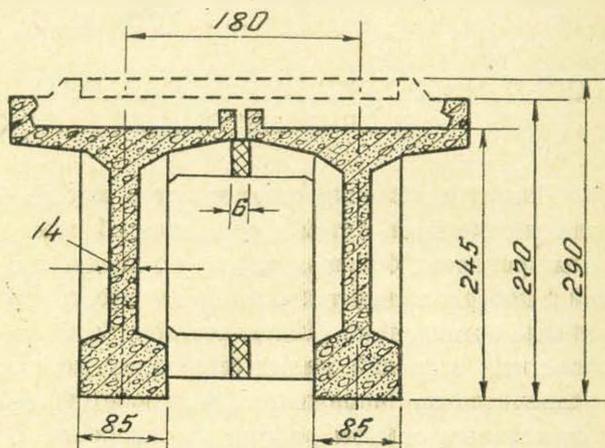


Рис. 2. Поперечный разрез пролетного строения моста.

станке составляет 8,0 м, арматура от этого станка поступала к станку типа МСР—75 для стыкования арматуры. На станке С—146 А арматура изгибалась и ей придавался необходимый профиль. Заготовка хомутов производилась на менее мощном станке из—4. На этом же станке производилась резка арматурных пучков, свитых из высокопрочной проволоки диаметром 5 мм.

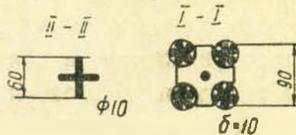
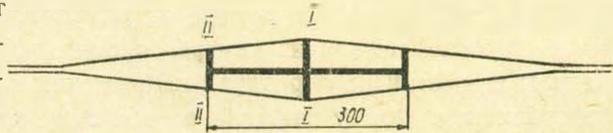
Заготовленные арматурные каркасы вывозились из арматурного цеха на тележке по рельсовому пути и складировались на специальной площадке, расположенной рядом со стендом натяжения. Разгрузка каркасов производилась козловым краном грузоподъемностью 7,5 т. После сборки и смазки формы на стенд натяжения поступали арматурные пучки и производилось их натяжение при помощи гидродомкратов, двойного действия 1-С2 с тяговым усилием равным 60 т.

Заготовка проволочных пучков состояла из следующих операций: разматывание бухты с правкой арматурных прутьев; резка арматурных прутьев по размерам, равным длине пучков; свивка арматурных прутьев в малые пучки, состоящие из шести прутьев (рис. 3а); свивка четырех малых пучков в один большой пучок (рис. 3б) с установкой промежуточных анкеров (рис. 4), которые бетонируются со всей балкой. На концах

каждого пучка для его закрепления устанавливались инвентарные клиновые анкеры-захваты, разработанные ЦНИИСом, которые обеспечивали надежное закрепление пучков натянутой арматуры. Измерения напряженного состояния во всех пучках балки до ее бетонирования показали, что разница усилий в отдельных пучках не превышала 3%. Надо отметить, что натяжение арматуры являлось наиболее трудоемким процессом, который длился около 9 смен в связи с тем, что в балке имелось 24 пучка и каждый из них натягивался отдельно. Общее натяжное усилие одного пучка арматуры составляло 47 т. Сжимающее усилие от натяжения всех трех рядов арматуры в нижней растянутой зоне балки составляло  $47 \times 24 = 1130$  т. После натяжения арматуры и ее заанкеривания форма передвигалась на следующий операционный пост, где устанавливались остальные элементы арматурного каркаса и приваривались закладные части, подача которых производилась козловым краном. После окончания всех арматурных работ и закрепления арматуры, тележка с формой поступала в цех бетонирования по специальной эстакаде.



Рис. 3. Поперечный разрез арматурных пучков.



Размеры в мм

Рис. 4. Схема промежуточного анкера в пучке арматуры.

Бетон, изготовленный на бетоносмесительной установке подвозился в бункере на автомашине к козловому крану. Из бункера бетон перегружался в другой специальный бункер, смонтированный на двух балках, пере-

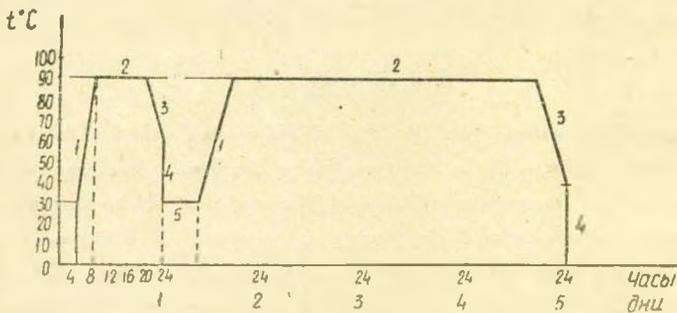


Рис. 5. Режим пропаривания железобетонной балки. 1—подъем температуры до 90°C; 2—пропаривание при постоянной температуре; 3—снижение температуры в камере; 4—охлаждение бетона; 5—распалубливание.

крывающих пролет цеха. Эти балки были установлены на тележки, с помощью которых передвигались по рельсовому пути. Указанное приспособление напоминало мостовой кран, который передвигается над бетонире-

мой конструкцией. Бетонирование балки производилось в цехе круглосточно, на что затрачивалось около двух дней. Уплотнение бетона осуществлялось при помощи внутренних глубинных и наружных тисковых вибраторов. Перед бетонированием металлическая форма смазывалась смесью машинного и солярового масла, что облегчало распалубливание балки. По окончании бетонирования балка перемещалась в пропарочную камеру, где производилась термовлажностная обработка. Начальная температура пропаривания составляла 25—30°. Подъем температуры производился со скоростью 20°С в час (рис. 5). Таким образом, через 3 часа после поступления балки в камеру температура достигает 80—90°С. Балка вместе с формой находилась в камере на протяжении 24 часов, после чего она выкатывалась из камеры и частично распалубливалась. Затем балка вновь поступала в камеру, где она продолжала пропариваться при максимальной температуре 80—90°С до того, пока бетон набирал 70% проектной прочности. После этого камера остуживалась в течение 1,5—2 часов, затем балку выкатывали из камеры, производили обрезку заанкеренной арматуры симметрично передавая напряжения на бетон, и полностью ее распалубливали. Форму очищали от остатков бетона и покрывали смазкой. С помощью двух полиспастов грузоподъемностью 60 тонн, балка поднималась, железнодорожная тележка, освобожденная от балки, возвращалась через пропарочную камеру в цех бетонирования, к месту сборки формы и установки арматуры. Изготовленная балка перемещалась на склад готовой продукции, где производилась ее доводка (мелкий ремонт, заделка мелких раковин и т. д.) и паспортизация. На изготовление одной балки затрачивалось 12—14 дней.

#### Ա. Ռ. ԹՈՏԻՆՅԱՆՑ

#### ԿԱՄՈՒՐՋՆԵՐԻ ՆԱԽԱՂԱՐՎԱԾ ԵՐԿԱԹՔԵՏՈՆԵ ՀԵԾԱՆՆԵՐԻ ՊԱՏՐԱՍՏՄԱՆ ՓՈՐՁ

#### Ա մ փ ո փ ո՛ւ մ

Հողվածում նկարագրվում է 33,5 մ երկարությամբ և 113 տ. քաշ ունեցող հեծանալին կամուրջների թռիչքային շինությունների նախալարված երկաթբետոնե հեծանների պատրաստման տեխնոլոգիան: Հեծանների պատրաստման տեխնոլոգիական սխեման ցույց է տրված 1 նկարում: Հեծանները պատրաստված են եղել 400 ամրանիչ ունեցող բետոնից: Ամրանավորումը իրականացված է 150 կգ/մ<sup>3</sup> ամրություն ունեցող լարերի փնջով: Հեծանները հաշվված են եղել H—8 բեռնվածքի տակ:

## НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

Н. К. КАРАПЕТЯН

К МЕТОДИКЕ ОПРЕДЕЛЕНИЯ СПЕКТРАЛЬНОГО СОСТАВА  
КОЛЕБАНИЙ ПОЧВЫ ПУТЕМ ГАРМОНИЧЕСКОГО АНАЛИЗА

Исследования спектрального состава колебаний почвы советскими и зарубежными учеными проводились двумя методами: графо-аналитическим и инструментальным. Эти работы показали важность и необходимость изучения спектрального состава колебаний почвы. Несмотря на многочисленные исследования, проведенные в этой области, нет однозначных ответов на такие вопросы, как зависит ли спектральный состав колебаний почвы от грунтовых условий данной местности, от условий возбуждения, от эпицентрального расстояния, от глубины и мощности очага. Недостаточно исследован также вопрос о наличии в спектре одного или нескольких пиков (преобладающих периодов) и факторов влияющих на пикообразование и их сглаживание в спектре колебаний. Знание преобладающих периодов в спектре сейсмических волн имеет также большое практическое значение для решения вопросов сейсмостойкого строительства. Особый интерес представляет сравнение спектральных кривых землетрясений, взрывов и микросейсм в одной и той же местности.

Предлагаемая нами методика определения спектрального состава колебаний почвы путем гармонического анализа заключается в следующем. Анализируемая кривая (будь то акселерограмма или сейсмограмма землетрясения, запись микросейсм или взрывов) увеличивается примерно в 10—12 раз. Затем срединная линия кривой делится на ряд участков вертикальными линиями, проходящими через характерные пики кривой. Каждый такой участок подвергается гармоническому анализу.

Как известно, гармоническим анализом называется процесс разложения данной функции в ряд Фурье:

$$f(x) = \frac{a_0}{2} + \sum_{k=1}^{\infty} (a_k \cos kx + b_k \sin kx),$$

где  $a_0$ ,  $a_k$ ,  $b_k$  — коэффициенты Фурье функции  $f(x)$ . Нами при расчетах применен способ, предложенный Лёманом [1]. Для получения более длинных периодов необходимо произвести последовательное укрупнение участков рассматриваемой кривой и подвергнуть эти участки также гармоническому анализу. Полученные значения периодов и

5. Изв. ТН. № 4

соответствующие им значения ускорений или смещений сводятся в таблицу. Способ Лёмана дает возможность получения десяти гармоник, но нами берутся только первые пять гармоник как наиболее достоверные. Затем, по полученным данным строится спектральная кривая, а также график частота случаев—период для разложения данной кривой. Изложенная методика определения спектрального состава колебаний почвы дает дискретные значения периодов и соответствующих им значений ускорений или смещений, что правильно для периодических функций. Сейсмические же колебания представляют собой непериодическую функцию с переменной амплитудой и периодом, имеющим сплошной спектр с преобладанием определенных периодов. Таким образом, в нашем случае больше подходило бы представление колебаний в виде интеграла Фурье. Однако нужно полагать, что в первом приближении данная методика дает возможность судить о характерных чертах частотного состава колебаний почвы данного района. Предложенная методика была использована нами для определения спектрального состава колебаний почвы при некоторых сильных калифорнийских землетрясениях по акселерограммам, любезно предоставленным нам С. В. Медведевым. Были отобраны восемь акселерограмм шести землетрясений силой 7 и 8 баллов с наиболее четкой записью. Данные об этих землетрясениях приведены в табл. 1. Акселерограммы записаны на сейсмических станциях, расположенных в разных пунктах с различными грунтовыми условиями. Записи ускорений произведены акселерографами с прямой оптической регистрацией на фотобумаге [2]. На записях отсутствует первое вступление, так как барабан регистрира начинает свое движение от пускового устройства, включающегося при начале колебания грунта. Частотная характеристика приборов такова [3], что увеличение ускорения колебания грунта для диапазона периодов примерно от 0,1 сек и более является постоянным.

По максимальным значениям ускорений для каждого периода построены спектральные кривые. На рис. 1 а представлена спектральная кривая восьмибального землетрясения 9.III.1949 г. При этом по оси абсцисс отложены значения периодов, а по оси ординат—средняя амплитуда гармоники  $r = \sqrt{a_k^2 + b_k^2}$ , выраженная в долях  $g$ . Полученные спектры представлены не в обычном виде линейных спектров (вертикальных прямых параллельных оси ускорений), а в виде ломаных линий, соединяющих концы этих вертикалей. Такое чисто условное представление сейсмических спектров способствует лучшему прослеживанию характера изменения интенсивности колебаний от периода и выявлению преобладающих периодов. Для наглядности ординаты на графиках не приведены. Пунктирными линиями соединены точки, значения которых получены по укрупненным участкам.

В табл. 1 приведены величины пиков-ускорений и соответствующие им значения периодов для спектра ускорений почвы, полученные нами, а также для спектра ускорений реакции здания, полученные

Таблица 1

Дата землетрясения	Координаты эпицентра		Эпицентр. расстояние в км	Балльность по С. В. Медvedеву	Интенсивность <i>M</i>	Место записи и составляющие	Максимальные ускорения и соответствующие им периоды			
	φ <sup>0</sup> <sub>N</sub>	λ <sup>0</sup> <sub>W</sub>					По спектру ускорений почвы		по спектру ускорений реакции здания	
							Т период сек	ускорение в долях g	Т период сек	ускорение в долях g
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
9.III.1949	—	—	22	8	—	Холистер N 89 W	0,259 0,0756 0,318 0,0533 0,341 0,1000 0,376 0,0507 0,518 0,0513	0,158 0,878 0,339 1,326 0,500 0,949 0,668 0,468 0,984 0,375		
9.III.1949	—	—	22	8	—	Холистер SO1 W	0,247 0,0521 0,282 0,1399 0,318 0,0651 0,494 0,0520	0,255 0,872 0,274 1,016 0,339 2,400 0,363 1,016 0,373 1,208 0,511 0,808 0,582 0,816		
11.IX.1938	40,0	125,0	20	7	5,5	Феридале N 45 E	0,185 0,0204 0,216 0,0171 0,373 0,0189 0,432 0,0300	0,137 0,660 0,168 0,641 0,181 1,410 0,250 0,711 0,287 0,705 0,310 0,711 0,421 0,631		
11.IX.1938	40,0	125,0	20	7	5,5	Феридале S 45 E	0,136 0,0214 0,186 0,0243 0,271 0,0216 0,373 0,0219 0,424 0,0394 0,542 0,0284	0,139 1,026 0,176 1,224 0,216 1,275 0,295 1,070 0,429 0,952 0,529 0,590 0,879 0,336		
3.X.1941	40,0	125,0	24	7	6,4	Феридале N 45 E	0,114 0,0297 0,186 0,0450 0,229 0,0464 0,286 0,0273 0,307 0,0273 0,371 0,0391 0,700 0,0254	0,160 1,560 0,171 1,560 0,181 1,560 0,195 1,648 0,300 1,248 0,342 1,560 0,395 1,664 0,642 1,096		

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
13.IV.1949	47,25	122,5	60	7	7,0	Сиэтл N 88W	0,250	0,0387	0,245	0,830
							0,327	0,0320	0,281	1,500
							0,654	0,0342	0,295	1,218
							0,885	0,0329	0,310	0,930
							0,942	0,0446	0,334	1,269
							0,981	0,0393	0,363	0,990
1,039	0,0413	0,879	0,766							
									0,984	0,628
									1,105	0,740
11.III.1933	33,6	118,0	62	7	6,25	Лос-Анже- лос N 89E	0,364	0,0162	0,153	0,363
							0,424	0,0216	0,184	0,414
							0,833	0,0265	0,210	0,341
							0,970	0,0174	0,224	0,368
							1,030	0,0208	0,260	0,464
							1,364	0,0181	0,297	0,370
							1,636	0,0158	0,518	0,339
									0,584	0,445
									0,655	0,502
		0,710	0,401							
		1,197	0,315							
		1,410	0,285							
		1,687	0,254							
18.V.1940	32,7	115,0	11	7	6,7	Эль-Центро N — S	0,164	0,0355	0,158	4,528
							0,257	0,0245	0,171	3,792
							0,329	0,0364	0,187	5,032
							0,514	0,0351	0,210	3,600
									0,263	5,160
		0,479	4,128							
		0,539	3,376							

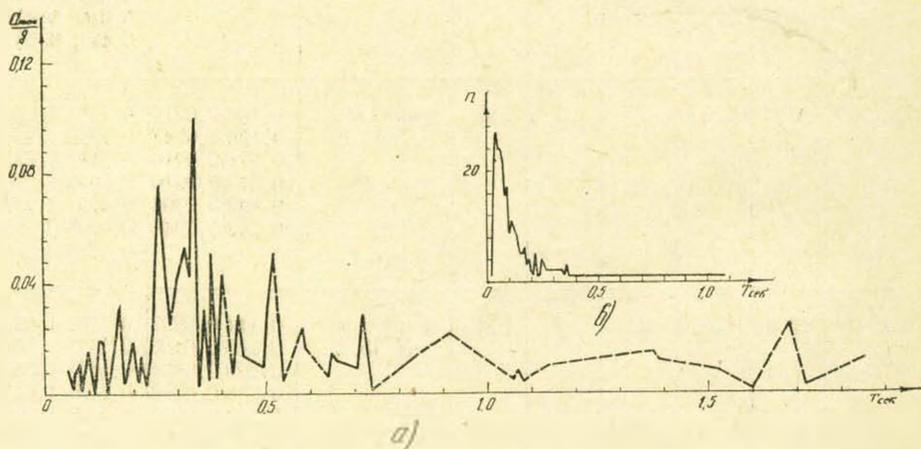


Рис. 1,

Г. В. Хаузнером, Р. Р. Мартемом и И. Л. Алфордом с помощью электро-аналога [4]. При сравнении данных этих двух спектров можно отметить в общем одинаковый характер кривых, а также увеличение числа пиков ускорений для одного и того же землетрясения при переходе от спектра ускорений почвы к спектру ускорений реакции здания.

Из построенных кривых наиболее резко выраженным пиком ускорения обладают спектры колебаний почвы при восьмибальном землетрясении 9.III.1949 г. Для всех рассмотренных спектральных кривых построены графики „частота случаев—период“. Эти графики в первом приближении дают картину количественного распределения периодов при данном землетрясении. На графиках по оси абсцисс отложены значения периодов, а по оси ординат—частота случаев. Наиболее резко выраженными пиками обладают графики „частота случаев—период“ для восьмибального землетрясения 9.III.1949 г. (рис. 1в).

Предлагаемая методика определения спектрального состава колебаний почвы может быть использована при анализе записей землетрясений и взрывов.

#### Л И Т Е Р А Т У Р А

1. *W. Lohman*. Harmonische Analyse zum Selbstunterricht. Berlin, 1921.
2. *С. В. Медведев*. Ускорения колебаний грунта при сильных землетрясениях. Тр. Института физики Земли, № 10 (177), 1960.
3. *G. W. Housner, R. R. Martel, Y. L. Alford*. Spectrum Analysis of Strong Motion Earthquakes. Bulletin of the Seismological Society of America, April, 1953, vol. 43, № 2.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

Р. Е. ТРОЗЯН

К РАСЧЕТУ ГИДРАВЛИЧЕСКОГО УДАРА  
 В ТРУБОПРОВОДАХ

Известно, что в напорных трубопроводах гидравлический удар возникает при внезапном закрытии или открытии затвора. Гидравлический удар характеризуется изменением скорости жидкости в трубах, что приводит к изменению давления. При этом скорость течения жидкости  $v$  и давление  $h$  меняются по длине  $x$  водовода и по времени  $t$ , что можно представить в следующем виде:

$$v = v(x, t); \quad (1)$$

$$h = h(x, t). \quad (2)$$

Явление гидравлического удара для идеальной жидкости Н. Е. Жуковским описывается следующей системой дифференциальных уравнений первой степени в частных производных [1]:

$$\frac{\partial v}{\partial x} = \frac{g}{a^2} \cdot \frac{\partial h}{\partial t}, \quad (3)$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} = g \frac{\partial h}{\partial x}. \quad (4)$$

Для решения этих уравнений Н. Е. Жуковский применил метод Римана; другие же исследователи как Аллиевы, М. А. Мостков [2] в результате рассмотрения дифференциального уравнения второй степени в частных производных получили решение в следующем виде [2]:

$$h - h_0 = F\left(t - \frac{x}{a}\right) + f\left(t + \frac{x}{a}\right), \quad (5)$$

$$v - v_0 = -\frac{g}{a} \left[ F\left(t - \frac{x}{a}\right) - f\left(t + \frac{x}{a}\right) \right]. \quad (6)$$

Из (5) и (6) можно получить формулу прямого гидравлического удара [2], однако ее можно получить иным путем.

Действительно, на основании (1)

$$x = x(v, t). \quad (7)$$

Подставляя в уравнение (2) значение  $x$  из (7) в общем виде получим:

$$h = \varphi (v, t). \quad (8)$$

Дифференцируя уравнение (8) по  $t$  и по  $x$ , в силу (1) полагая что зависимость  $\varphi$  от  $t$  слабая, то есть принимая:

$$\frac{\partial \varphi}{\partial t} = 0, \quad (9)$$

соответственно получим:

$$\frac{\partial h}{\partial t} = \frac{\partial \varphi}{\partial v} \cdot \frac{\partial v}{\partial t}; \quad (10)$$

$$\frac{\partial h}{\partial x} = \frac{\partial \varphi}{\partial v} \cdot \frac{\partial v}{\partial x}. \quad (11)$$

Подставляя полученные значения  $\frac{\partial h}{\partial t}$  и  $\frac{\partial h}{\partial x}$  в уравнения (3) и (4)

получим:

$$\frac{\partial v}{\partial x} = \frac{g}{a^2} \frac{\partial \varphi}{\partial v} \frac{\partial v}{\partial t}; \quad (12)$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} = g \frac{\partial \varphi}{\partial v} \frac{\partial v}{\partial x}. \quad (13)$$

При совместном решении уравнений (12) и (13) получим:

$$\frac{g}{a} \frac{\partial \varphi}{\partial v} = \pm 1. \quad (14)$$

Умножая обе части уравнения (14) на  $dv$  получим:

$$\frac{g}{a} \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial v} dv = \pm dv. \quad (15)$$

С другой стороны, полный дифференциал уравнения (8) с учетом (9) имеет следующий вид:

$$dh = \frac{\partial \varphi}{\partial v} \left( \frac{\partial v}{\partial x} dx + \frac{\partial v}{\partial t} dt \right).$$

Имея ввиду, что множитель в скобках представляет собой полный дифференциал уравнения (1) по скорости, получим:

$$dh = \frac{\partial \varphi}{\partial v} dv. \quad (16)$$

Подставляя значение  $\frac{\partial \varphi}{\partial v} dv$  в (15) получим.

$$\frac{g}{a} dh = \pm dv. \quad (17)$$

Интегрируя это уравнение, от начальной скорости  $v_0$  и начального статического давления  $h_0$  до некоторых значений  $v$  и  $h$ , получим

$$h - h_0 = \pm \frac{a}{g} (v_0 - v), \quad (18)$$

где знак плюс соответствует повышению, а минус — понижению давления.

#### Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Жуковский Н. Е. О гидравлическом ударе в водоводных трубах. М.—Л., 1949.
2. Мостков М. А. Гидравлический удар в гидроэлектрических станциях. М.—Л., 1938.

Բ Ո Վ Ա Ն Կ Ե Ա Կ Ո Ի Թ Յ Ո Ի Ն

**Շինարարական մեխանիկա**

Ա. Գ. Կազարով. Պինդ մարմինների մեխանիկական նմանությունը և շինարարական կոնստրուկցիաների ու կառուցվածքների սեյսմականությունը մեջ նրա կիրառման մասին (հայտրցում 8) . . . . .	3
Կ. Մ. Կուրեբյան. Ստատիկորեն անորոշելի ֆերմայի լարումները նրա ամենաթեթև քաշին համապատասխանող հաստացրված ձիլների զեպում (հայտրցում 2) . . . . .	15

**Կիրառական մեխանիկա**

Ա. Մ. Մխիրբյան. Ցուրբույնա փոխանակման պրոպագի սրջումը ջրամբարում նրա ջրային և ֆերմային բաղանդների միջոցով . . . . .	23
---	----

**Էներգետիկա**

Կ. Ե. Լավսիկյան. Հիդրատարրի նի պտույ մոտենար անցման բեմի մամանակ . . . . .	31
--	----

**Հիդրոսեյսնիկա**

Գ. Ա. Լամբարձումյան. Ջրերու կանեա զանան-սիֆոն . . . . .	41
---	----

**Շինարարական կոնստրուկցիաներ**

Ա. Բ. Պիրալով. Պարույրային տմրանավորմա շր նախալարված ձկուն սյունների փորձարկման արդյունքները . . . . .	49
Ա. Ս. Ջանուկյան. Շիկալոցիված տմրանի նոր տեսակների ամրացումը ջերմություն տակ լարումով . . . . .	55
Ա. Ռ. Լեռնիկյանց. Կամուրջների նախալարված երկաթբետոնե հեծանների պատրաստման փորձ . . . . .	61

**Գիտական նոթեր**

Ն. Կ. Կարապետյան. Հարմունիկ անալիզի եզանակով բնահողի ստատիստիկների սպեկտրով կազմի որոշման մեթոդիկայի վերաբերյալ . . . . .	65
Ա. Ե. Թրոյլյան. Ջրատարների մեջ հիդրավիկ հարվածի հաշվարկի վերաբերյալ . . . . .	70

## СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

### Строительная механика

- А. Г. Назаров.* О механическом подобии твердых тел и его применении к исследованию строительных конструкций и сейсмостойкости сооружений (сообщение 8) . . . . . 3
- К. Х. Хуберян.* Напряжения в статически неопределимой ферме, отвечающие наименьшему ее весу при фиксированных усилиях (сообщение 2) . . . . . 15

### Прикладная метеорология

- А. М. Мхитарян.* Определение коэффициента турбулентного обмена в водоеме по его водному и тепловому балансам . . . . . 23

### Энергетика

- К. Х. Овсепян.* Момент вращения гидротурбин в переходных режимах . . . . . 31

### Гидротехника

- Г. А. Амбарцумян.* Нанососбросный щит-сифон . . . . . 41

### Строительные конструкции

- А. Б. Пирадов.* Результаты испытания спирально армированных предварительно напряженных гибких колонн . . . . . 49
- С. С. Джаназян.* Упрочнение новых видов горячекатанной стержневой арматуры напряжением под температурой . . . . . 55
- А. А. Ротинянц.* Опыт изготовления предварительно напряженных железобетонных балок мостов . . . . . 61

### Научные заметки

- Н. К. Кирапетян.* К методике определения спектрального состава колебаний почвы путем гармонического анализа . . . . . 65
- Р. Е. Трозян.* К расчету гидравлического удара в трубопроводах . . . . . 70



Сдано в производство 19/VI 1963 г. Подписано к печати 30/VII 1963 г.

ВФ 07169. Заказ 273, изд. 2317, тираж 640, объем 4,62 п. л.

Типография Издательства Академии наук Армянской ССР, Ереван, Барекамути, 24