

С. М. СЛИССКИЙ

ГИДРАВЛИКА ЗДАНИЙ ГИДРОЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

«ЭНЕРГИЯ»
МОСКВА 1970



В книге излагаются методы гидравлических расчетов как общие для водосбросных плотин и зданий ГЭС, так и отдельные, специфические для зданий ГЭС. Эти расчеты предназначены для нахождения решений, повышающих энергетические качества гидроэлектростанций как совмещенного, так и несовмещенного типа. Помимо оригинальных методов расчета, разработанных автором, в книге проанализирован ряд известных решений, что позволило выявить наиболее достоверные из них и рекомендовать их в проектной практике.

Изложение ряда способов расчета сопровождается примерами, которые делают книгу доступной для использования в проектных организациях и в учебных заведениях при курсовом и дипломном проектировании. Книга представляет интерес также и для работников научно-исследовательских организаций.

3-2-11
58-69

СЛИССКИЙ СЕРГЕЙ МИТРОФАНОВИЧ

ГИДРАВЛИКА ЗДАНИЙ ГИДРОЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

Редактор А. М. Прудовский

Технический редактор Л. А. Пантелеева

Переплет художника А. М. Кувшинникова

Сдано в набор 10/II 1970 г. Подписано к печати 14/VII 1970 г. Т.06394
Формат 70×108^{1/16} Бумага типографская № 2
Усл. печ. л. 37,1 Уч.-изд. л. 37,4
Тираж 2 000 экз. Цена 2 р. 07 к. Зак. 1075

Издательство „Энергия“. Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10

Московская типография № 10 Главполиграфпрома
Комитета по печати при Совете Министров СССР.
Шлюзовая наб., 10.

ПРЕДИСЛОВИЕ

Для повышения эффективности гидроэлектрических станций, существенное значение имеют применение рациональных компоновок зданий ГЭС и приданье элементам проточной части оптимальных очертаний и размеров. В связи с этим для обоснования гидравлической части сравниваемых вариантов зданий ГЭС и принимаемых решений требуется проведение соответствующих расчетов и лабораторных исследований.

При проектировании зданий ГЭС обычных распространенных типов решения принимаются в большинстве случаев по аналогии с уже осуществленными сооружениями, в связи с чем гидравлические расчеты сводятся к минимуму, хотя, как это показывает рассмотрение с современных позиций осуществленных решений, гидравлические качества сооружений можно было бы улучшить путем проведения надлежащих расчетов.

Проектирование ГЭС совмещенного типа потребовало разрешения ряда новых гидравлических задач, ответы на которые первоначально не могли быть найдены расчетным путем. Поэтому для проверки и обоснования проектных решений стали широко применяться лабораторные исследования турбинных блоков [ВНИИГ, НИС Гидропроекта, ВНИИгидромаш (б. ВИГМ), ВОДГЕО, МЭИ, ЛПИ, МИСИ, МГМИ (б. МИИВХ), БПИ]¹.

Ныне подобные исследования являются неотъемлемой частью комплекса работ при проектировании как совмещенных, так и несовмещенных зданий ГЭС и проводятся во многих научно-исследовательских и учебных институтах.

В результате лабораторных исследований и натурных испытаний рядом авторов были разработаны новые способы и методика гидравлических расчетов, использующихся при проектировании зданий ГЭС.

Академик А. Н. Крылов, говоря о стоимости вычислительной работы при проектировании кораблей, указывает, что «по сравнению со стоимостью экспериментов, даже на модели она (т. е. вычислительная работа; С. С.) будет ничтожно мала»². Такое положение имеет место и при проектировании зданий ГЭС, так как их лабораторные исследования весьма трудоемки. Поэтому задачей совершенствования гидравлических расчетов является доведение их до такого состояния, которое дает возможность уже на предварительных стадиях проектиро-

¹ Полные названия научно-исследовательских и учебных институтов приведены ниже.

² А. Н. Крылов, О боковой качке корабля, Собрание трудов, т. XI, Изд-во АН СССР, 1951, стр. 363.

вания зданий ГЭС находить решения, приближающиеся к оптимальным и сводящие последующие лабораторные исследования к минимуму или исключающие их. Уверенность в достоверности расчетов должна быть не меньшая, чем при расчете пропускной способности водосливов, сопряженных глубин, или, например, при расчете на прочность ряда элементов конструкций.

Гидравлика пока далека от такого состояния. Особенно далеки от совершенства способы расчета глубины размыва, аэрации потока, прогноза процесса кавитации. Но следует иметь в виду, что методы расчета, имеющие в своей основе даже несовершенную теорию, но использующие в конечном счете экспериментальные поправки, дают, в конце концов, приемлемые для практики результаты расчета, что позволяет рекомендовать применение таких способов расчета в практике проектирования. Ряд решений, имеющих в своей основе достаточно строгие теоретические предпосылки, может уже сейчас приниматься без лабораторной проверки или с минимальным использованием экспериментов.

То, что в процессе проектирования зданий ГЭС при разрешении гидравлических задач расчетный путь применяется недостаточно, объясняется несколькими причинами. Многие решения не доведены до формы, позволяющей инженерам их использовать. В ряде случаев проектировщиков отпугивает сложность расчетов и отсутствие надлежащей их методики. Часть решений, имеющаяся в периодической литературе, ведомственных изданиях, диссертациях, отчетах по научно-исследовательским работам, выпадает из поля зрения проектировщиков. Ряд решений не подтвержден соответствующими экспериментами, в том числе натурными, что вызывает недоверие к расчетным данным. Некоторые решения дают разноречивые результаты. Наконец, имеется инертность во внедрении в проектирование новых методов расчета: отдается предпочтение лабораторным исследованиям или принятию решений по аналогам.

Назрела необходимость обобщения предложений по гидравлическим расчетам зданий ГЭС, обобщения рекомендаций, полученных при лабораторных исследованиях турбинных блоков, отбора и переработки способов расчета, разработанных для других гидротехнических сооружений, в том числе таких, как способ расчета глубины размыва за креплениями, расчета концевых устройств, прогноза кавитации и пр.

Имеющиеся многочисленные решения по некоторым вопросам автор рассматривал *с позиции инженера-проектировщика*, который должен из большого числа рекомендаций выбрать наиболее достоверные. Эта задача осложняется тем, что число работ по многим вопросам велико, а результаты расчета не всегда одинаковы и даже противоречивы. Поэтому большое внимание в настоящей работе уделяется сопоставлению способов расчета, их критике, что должно способствовать отбору наиболее удачных решений и дальнейшему их совершенствованию. Некоторые из рассматриваемых решений схематичны и приближенны. Однако потребность в способах расчета настолько велика, что даже эти прибли-

женные и, порой, грубые способы расчета представляют практический интерес.

Не имея возможности остановиться на всех или даже на большей части имеющихся работ по тем или иным вопросам, автор рассмотрел или позднейшие работы, или те, которые уже нашли применение в практике проектирования. Наиболее сложные из них поясняются примерами.

Изложение гидравлики зданий ГЭС потребовало в ряде случаев рассмотрения конструктивных решений элементов сооружения, что по возможности сведено к минимуму. Уделяется внимание классификации зданий ГЭС, терминологии. Это необходимо для более четкого изложения основного материала и устранения имеющейся путаницы в нашей литературе. Например, некоторые авторы делят здания ГЭС на водосливные и совмещенные, в то время как водосливные ГЭС сами по себе являются совмещенными. Устаревшие или в принципе неприемлемые определения содержатся в терминологии гидротехники [267] и гидротурбин [268] АН СССР. Переосмотр и введение некоторых новых определений оказались неизбежными.

Часть главы 4 (§ 4-1, 4-6 и 4-9) написана совместно с инженером С. И. Егоршиным; § 4-8 — с инженером Д. Д. Сейфулла.

Автор признателен инженеру Э. И. Перцовой за помощь в работе над книгой и канд. техн. наук А. М. Прудовскому за его полезные советы, позволившие улучшить работу, а также заранее всем лицам, которые найдут возможность высказать критические замечания по работе и направить их в издательство «Энергия», Москва Ж-114, Шлюзовая наб., 10.

Автор

НАЗВАНИЯ НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИХ ПРОЕКТНЫХ И УЧЕБНЫХ ИНСТИТУТОВ, ВСТРЕЧАЮЩИХСЯ В КНИГЕ

БПИ — Белорусский политехнический институт.

**ВНИИГ — Всесоюзный научно-исследовательский
институт гидротехники имени Б. Е. Веденеева.**

**ВНИИгидромаш — Всесоюзный научно-исследова-
тельный, конструкторский и технологический
институт гидромашиностроения (б. ВИГМ).**

**ВОДГЕО — Всесоюзный научно-исследовательский
институт водоснабжения, канализации, гидро-
технических сооружений и инженерной гидро-
геологии.**

**Гидропроект — Всесоюзный проектно-изыскатель-
ский и научно-исследовательский институт
Гидропроект имени С. Я. Жука.**

**ЛПИ — Ленинградский политехнический институт
имени М. И. Калинина.**

**МГМИ — Московский гидромелиоративный инсти-
тут.**

**МИИВХ — Московский институт инженеров водно-
го хозяйства (в настоящее время МГМИ).**

**МИСИ — Московский инженерно-строительный ин-
ститут имени В. В. Куйбышева.**

МЭИ — Московский энергетический институт.

**НИИГ — Научно-исследовательский институт гид-
ротехники (в настоящее время ВНИИГ).**

**НИС Гидропроекта — Научно-исследовательский
сектор Гидропроекта.**

**ТНИСГЭИ — Тбилисский научно-исследовательский
институт сооружений и гидроэнергетики име-
ни А. В. Винтера.**

Глава первая

ОСНОВНЫЕ ПОНЯТИЯ

1-1. ГИДРАВЛИКА ЗДАНИЙ ГИДРОЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ. ТИПЫ И ГИДРАВЛИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ЗДАНИЙ ГЭС

Повышение эффективности современных гидроэлектростанций, столь важное для народного хозяйства, возможно главным образом за счет снижения капитальных затрат и улучшения энергетических качеств оборудования и гидроэлектростанций в целом. При этом имеющаяся органическая связь энергетического оборудования и строительной части требует решения задач, возникающих при проектировании, в комплексе, с учетом влияния параметров здания ГЭС на работу турбин. Решение гидравлических вопросов должно быть подчинено требованиям получения заданных энергетических параметров при максимальной эффективности ГЭС.

Здание ГЭС рассматривается нами совместно с его подводящим и отводящим руслами. Турбинный блок является основной частью здания, предназначенный для размещения гидроагрегатов, вспомогательного оборудования, проточной части турбин и водосбросов.

К задачам, разрешаемым при гидравлических расчетах зданий ГЭС, относится определение размеров и очертаний следующих элементов:
проточной части здания ГЭС (турбинного блока);
водоприемника, сороудерживающих решеток и устройств;
участков, сопрягающих водоприемник с турбинными водоводами или турбинной камерой;
участков, сопрягающих отсасывающую трубу с водобоем;
подводящего и отводящего русла, включая крепления и ковши, предназначенные для защиты креплений от подмыва.

Этот перечень задач расширяет границы, в которые заключено здание ГЭС: строгость терминологии приносится в жертву требованиям практики¹.

Например, водоприемник русской ГЭС является единым целым с собственно зданием ГЭС, а у приплотинных ГЭС и, тем более, деривационных, он представляет собой отдельное сооружение. Однако задачи и способы гидравлического расчета водоприемников любого типа общие, что позволяет рассматривать их как составную часть здания ГЭС.

Основная часть собственно здания ГЭС — турбинный блок² может быть одноагрегатным или двухагрегатным (рис. 1-1). В последнем случае некоторые элементы проточной части здания являются общими (например, при турбинах со встречным вращением общими могут быть водоприемник и напорный водосброс, рис. 1-1).

¹ Укажем на имеющийся в мировой практике подобный случай нарушения строгости терминологии. В свое время по международному соглашению считалось, что «гидротурбина начинается в сечении входа в турбинную камеру и оканчивается в сечении нижнего бьефа ... с распределением скоростей, наиболее близким к бытовому» ([221] стр. 153).

² В литературе и в проектной практике часто путают определения «турбинный блок» и «секция здания ГЭС», Секция — «часть здания ГЭС ... отделенная от смежных частей здания ГЭС постоянными швами» [268, термин 227].

Под проточной частью здания ГЭС (турбинного блока) подразумеваются его водоводы, в том числе проточная часть турбины¹. Такие элементы проточной части, как рабочее колесо и направляющий аппарат, изучаются и проектируются турбиностроителями. Турбинные камеры и отсасывающие трубы проектируются совместно турбиностроителями и гидротехниками. Поэтому гидравлический расчет турбинных камер и отсасывающих труб относится к гидравлике зданий ГЭС (в настоящей работе турбинная камера не рассматривается, а отсасывающая труба затрагивается лишь при рассмотрении нижнего бьефа ГЭС).

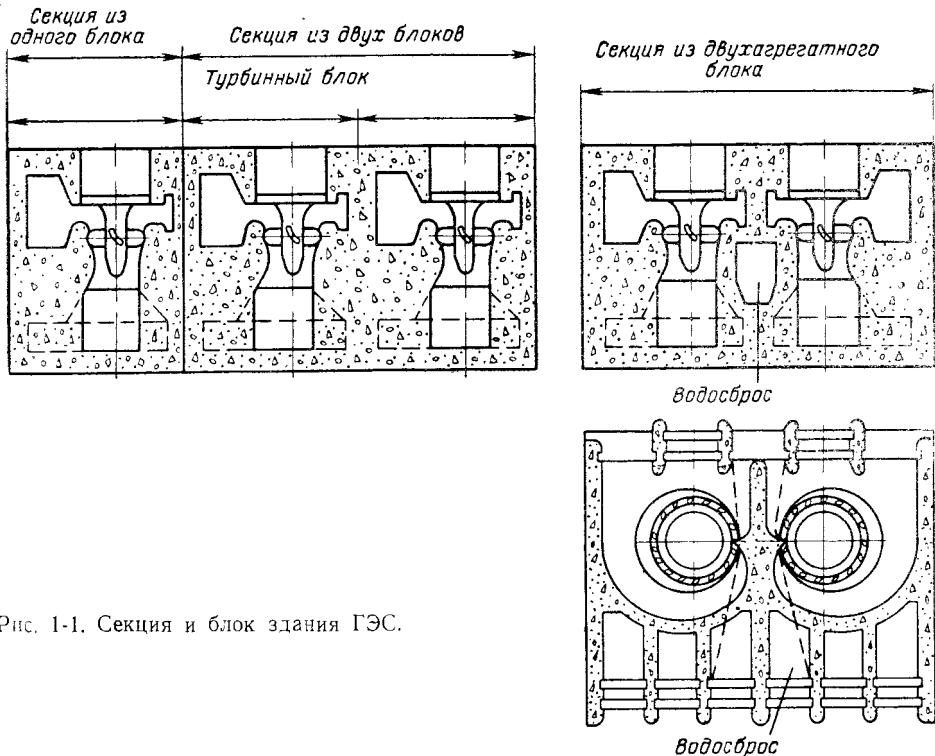


Рис. 1-1. Секция и блок здания ГЭС.

Несколько обоснованно можно рассматривать подвод воды от водоприемника к турбинной камере. На русловых ГЭС он осуществляется коротким турбинным водоводом («подводящей камерой турбины»)² [268, термин 103], представляющим собой переходный участок от водоприемника к турбинной камере. На деривационных ГЭС между водоприемником и турбинной камерой может быть или только турбинный напорный водовод («турбинный водовод ГЭС» [268, термин 206]), или деривация, переходящая в турбинный напорный водовод (табл. 1-1). Расчеты деривации и длинного напорного водовода имеют специфические особенности (неустановившееся движение, гидравлический удар) и в настоящей работе не рассматриваются³.

¹ Проточной частью турбины называются «омываемые рабочим потоком рабочие органы турбины» (турбинная камера, направляющий аппарат, рабочее колесо и отсасывающая труба) [268, термин 134].

² Этот термин в настоящей работе не употребляется. Короткий водовод перед турбинной камерой русового здания ГЭС называется «предтурбинной камерой».

³ Расчет гидравлического удара иногда требуется производить даже для русловых ГЭС (удар в отсасывающей трубе). По этому вопросу отсылаем читателя к специальным работам [173].

Таблица 1-1

Характеристики типов зданий ГЭС и их проточной части

Типы здания ГЭС	Подводящее руло	Водоприемник	Подвод воды от водоприемника к турбинной камере (на деривационных ГЭС от водоприемника или от уравнительного резервуара)	Отводящее руло
Русловые (здание воспринимает напор)	Участок верхнего бьефа, заключенный между верховыми открытыми устоев. Иногда имеется короткий подводящий канал	Входит в состав турбинного блока	Коротким турбинным водоводом (предтурбинная камера)	Участок нижнего бьефа, заключенный между низовыми открытыми устоевами, иногда переходящий в короткий канал
Приплотинные (здание не воспринимает напор)	В большинстве случаев отсутствует; иногда имеет те же элементы, что и на русловых ГЭС	Совмещен с плотиной или вынесен в верхний бьеф или на берег	Турбинным водоводом в теле плотины, напорным туннелем или напорным трубопроводом	Такое же, как и у русловых ГЭС
Деривационные (здание не воспринимает напор)	Подводящее руло как элемент здания ГЭС отсутствует	Расположен в начале деривации или в напорном бассейне. Может быть совмещен с плотиной или вынесен на берег	Турбинным водоводом в виде напорного трубопровода или напорного туннеля	Как у русловых и приплотинных ГЭС или в виде деривации

Подводящими и отводящими руслами называются участки нижнего и верхнего бьефов здания ГЭС, определяющие условия подвода воды к водоприемнику и отвода воды от гидроэлектростанции, вместе с их конструктивными элементами (береговыми устоями, раздельными стенками, водобоем, участком, сопрягающим отсасывающую трубу с водобоем, рисбермой, ее концевым устройством и пр.)

Компоновка здания ГЭС и его гидравлические особенности в значительной мере определяются величиной напора и способом его создания, поскольку от этого зависит, будет ли ГЭС русловой, приплотинной или деривационной (табл. 1-1).

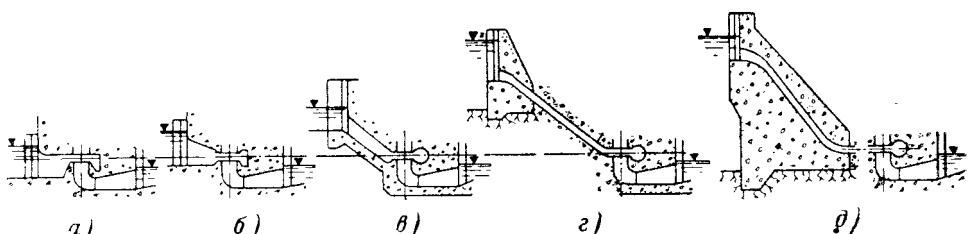


Рис. 1-2. Изменение взаимного расположения водоприемника и агрегата с увеличением напора.

а, б, в — здания ГЭС, воспринимающие напор; г, д — здания ГЭС, не воспринимающие напор.

Влияние напора на тип здания ГЭС можно проследить на рис. 1-2. С увеличением напора водоприемник смещается вверх относительно турбины (рис. 1-2, б). Затем может появиться щитовая стена, которая

еще связана конструктивно с остальной частью здания¹ (рис. 1-2,*в*). С дальнейшим повышением напора водоприемник отделяется от турбинного блока (рис. 1-2,*г*, *д*) и здание ГЭС становится приплотинным, а при наличии между водоприемником и зданием ГЭС деривации — деривационным.

В табл. 1-1 не показаны особенности здания ГЭС, связанные с типом турбины, турбинной камеры, положением оси гидроагрегата. В действительности эта связь весьма существенна.

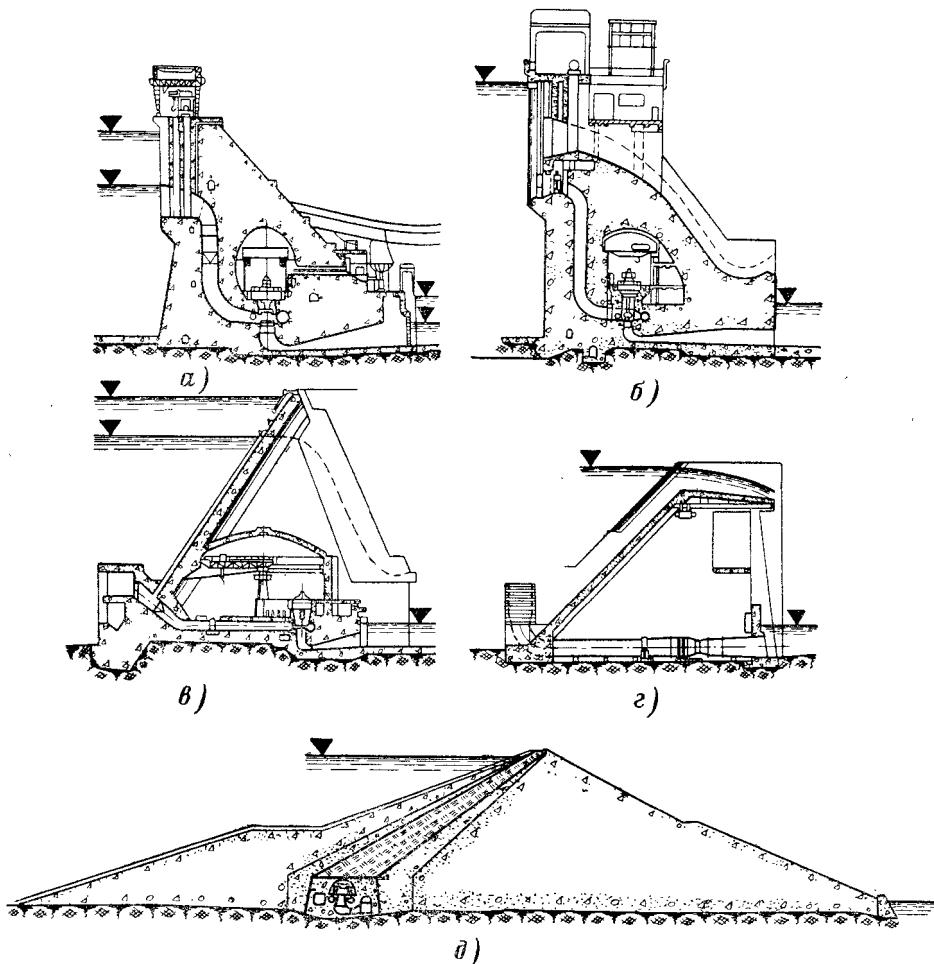


Рис. 1-3. Встроенные здания ГЭС.

а — совмещение с глухой массивной плотиной; *б* — то же с водосливной плотиной; *в* — то же с многоарочной контрфорсной плотиной; *г* — то же с контрфорсной плотиной с плоскими перекрытиями; *д* — с земляной плотиной (здание ГЭС в бетонном зубе).

Существенное влияние на компоновку и конструкцию здания ГЭС оказывает совмещение ГЭС и водосбросов в едином сооружении (здание ГЭС совмещенного типа). Однако совмещение ГЭС с водосбросами не изменяет классификации, приведенной в табл. 1-1.

Для каждого типа ГЭС установилась определенная стандартная гидравлическая схема несовмещенного здания ГЭС. Новые гидравлические задачи возникли в связи с совмещением в одном сооружении здания ГЭС и водосбросов.

¹ Щитовая стена может работать на сдвиг самостоятельно или совместно с остальной частью здания. В зависимости от этого здание со щитовой стенкой может быть соответственно приплотинным или русловым.

К совмещенным относятся все ГЭС, здания которых представляют собой конструктивно единое целое с сооружением другого назначения (водоподпорным, водосбросным, судоходным) или одновременно с комплексом сооружений (например, «здание ГЭС — водосброс — шлюз» [63]). Если здание ГЭС совмещено с бетонной или железобетонной, глухой или водосливной плотиной, с размещением машинного зала в пределах тела плотины или между контрфорсами без существенного изменения (увеличения) размеров нормального профиля плотины, то такие ГЭС обычно называются встроеными (рис. 1-3). К этому же типу может быть отнесена ГЭС, расположенная в теле земляной плотины (рис. 1-3, д).

Если здание ГЭС одновременно является водосбросным сооружением, то его гидравлические особенности определяются типом водосброса, который может быть выполнен в виде водослива, напорных или полунапорных водосбросов, в соответствии с чем совмещенная ГЭС может быть водосливной, с напорными или полунапорными водосбросами.

Распространены следующие схемы совмещения зданий ГЭС и водосбросов (на рис. 1-4 стрелками показано расположение водосбросов):

1 — водосбросы расположены под отсасывающей трубой;

2 — водосбросы проходят под турбинной камерой (в обход вертикального патрубка отсасывающей трубы и затем над диффузором горизонтального патрубка отсасывающей трубы);

3 — водосбросы расположены над турбинной камерой (в обход турбинной шахты или вала вертикального агрегата);

4 — водосбросы расположены между генераторами (в обход шахты генератора);

5 — сброс воды осуществляется над низким машинным залом или над горизонтальным агрегатом;

6 — сброс воды производится над высоким машинным залом;

7 — вода сбрасывается через турбинную камеру, имеющую водосбросное отверстие со стороны нижнего бьефа;

8 — водосбросы выведены в отсасывающую трубу.

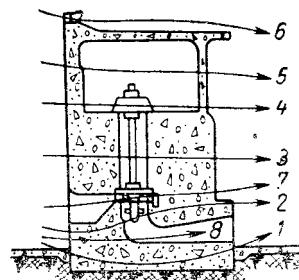


Рис. 1-4. Схемы совмещения здания ГЭС и водосбросов.

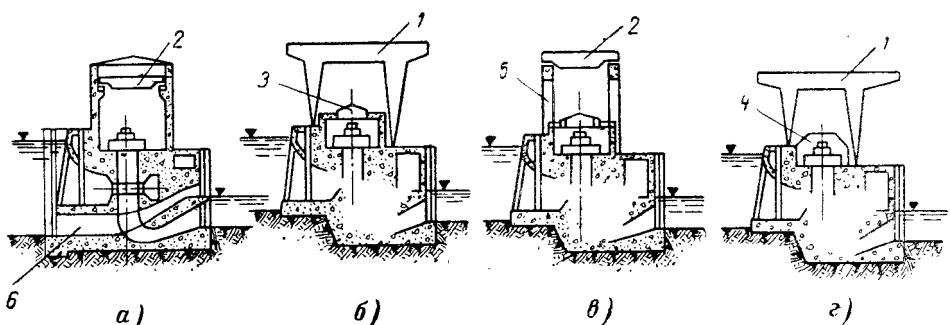


Рис. 1-5. Машинные залы несовмещенных зданий и зданий совмещенных с напорными водосбросами.

a — высокий; *b, c* — низкий; *d* — машинный зал отсутствует; 1 — порталный кран; 2 — мостовой кран; 3 — съемная крышка; 4 — индивидуальный колпак генератора; 5 — эстакада; 6 — водосбросы.

Водосбросы могут быть также расположены между турбинными блоками. Если при этом чередуются турбинные и водосливные блоки, ГЭС называется бычковой.

При вертикальном агрегате может быть применена любая схема совмещения, изображенная на рис. 1-4, при горизонтальном агрегате —

схемы 5 и 6 (рис. 1-3). Подвод воды к водосбросу может производиться также по турбинному водоводу (см. § 1-2).

Расположение водосбросов и их гидравлические особенности, положение оси агрегата взаимосвязаны с типом машинного зала. Применение вертикальных агрегатов на ГЭС, совмещенных с напорными водосбросами, не приводит к каким-либо особенностям машинных залов по сравнению с применяющимися на несовмещенных ГЭС (рис. 1-5).

Машинный зал может быть низким или высоким в зависимости от расположения основного кранового оборудования: внутри или снаружи помещения. При расположении генераторов под колпаками (открытое машинное здание — рис. 1-5,в) машинный зал может отсутствовать.

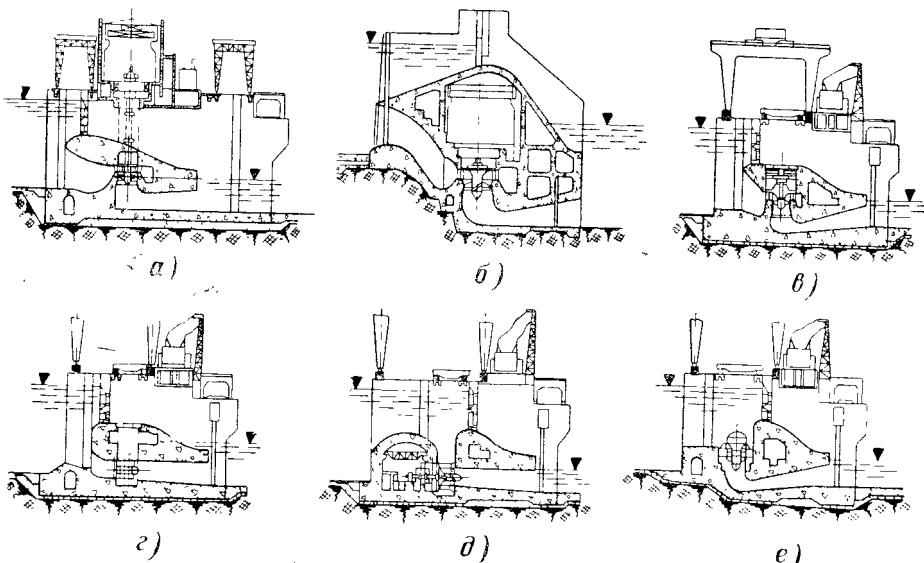


Рис. 1-6. Водосливные здания ГЭС (решения Б. К. Александрова).

а — высокий машинный зал (надводосливный); сброс воды в обход вала агрегата; б — сброс воды над высоким машинным залом; в, г — сброс воды над низким машинным залом; д — подводный низкий машинный зал; е — здание без машинного зала.

Машинный зал водосливных ГЭС (рис. 1-6) может быть надводосливным, подводосливным или подводным. Он может отсутствовать при расположении генератора под колпаком над водосливом или при применении бульбового агрегата (рис. 1-6,е).

При пропуске сбросного расхода через здание ГЭС или между турбинными блоками удается использовать часть энергии сбросного потока¹ для некоторого восстановления напора турбины, снижающегося в паводок. Достигается это за счет эжекции, т. е. такого воздействия сбросного потока (эжектирующего) на поток, проходящий через турбину (эжектируемый), при котором увеличивается напор турбины.

Слово «эжекция» происходит от французского *éjection* (выбрасывание). В зависимости от того, где происходит воздействие водосбросного (эжектирующего) потока на турбинный (эжектирующий), различают эжекцию в нижний бьеф, в отсасывающую трубу, в водовод, соединенный с проточной частью, и комбинированную эжекцию (рис. 1-7).

При эжекции в нижний бьеф (рис. 1-7) поток из верхнего бьефа сбрасывается в обход отсасывающей трубы; его эжектирующее действие на турбинный поток происходит вне отсасывающей трубы. Сброс может осуществляться через водосливы — водосливная

¹ Энергия сбросного потока на несовмещенных ГЭС частично может использоватьсь при эжекции по фронту ГЭС, см. § 1-3.

эжекция (рис. 1-7) или через напорные водосбросы — эжекция напорными водосбросами (рис. 1-7). Струя сбросного потока в нижнем бьефе может быть затоплена или не затоплена. При этом в нижнем бьефе может иметь место отогнанный прыжок, при котором смешение сбросного и турбинного потоков происходит при глубинах, меньших критических.

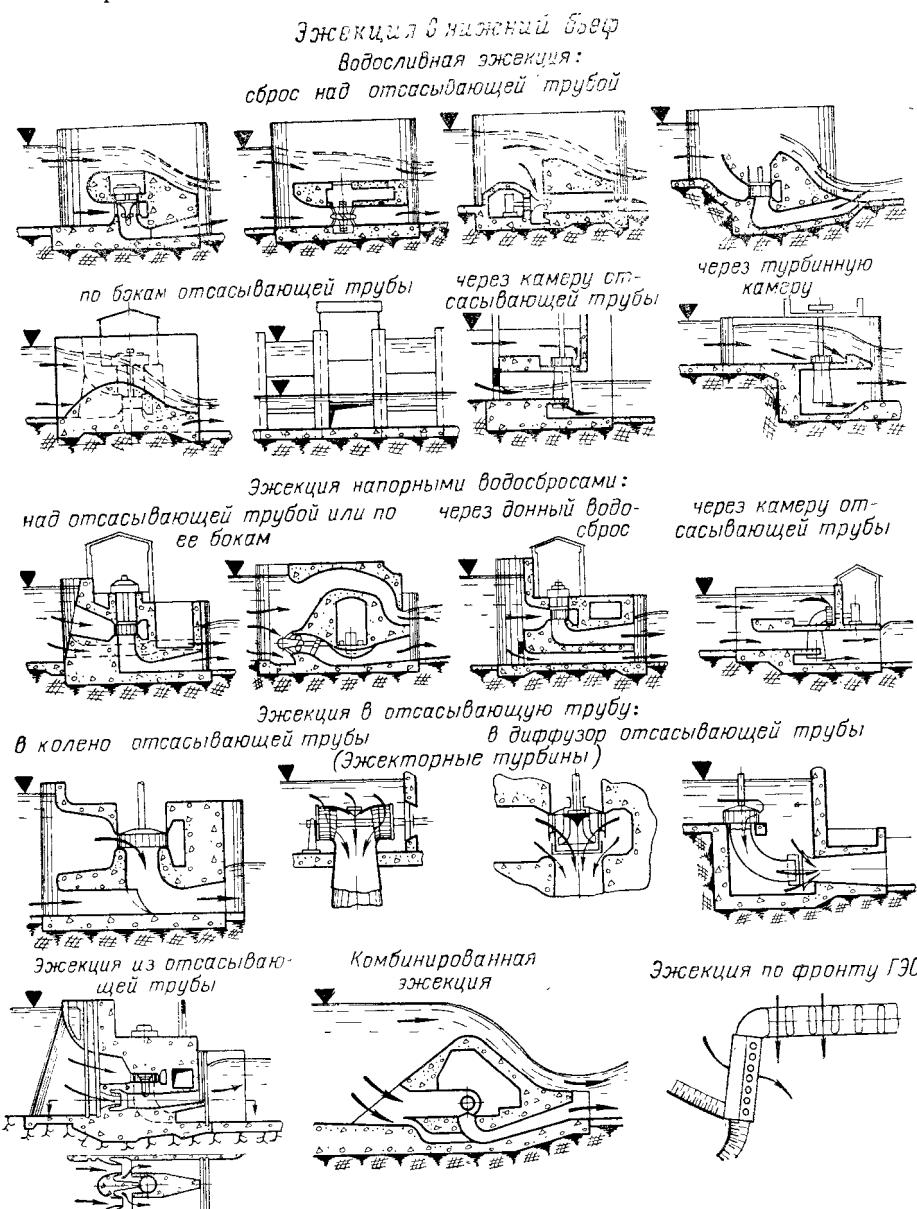


Рис. 1-7. Схемы эжекции на совмещенных гидроэлектростанциях.

При эжекции в отсасывающую трубу (рис. 1-7) сбросной поток поступает в отсасывающую трубу, минуя рабочее колесо; взаимодействие потоков происходит непосредственно в отсасывающей трубе.

При эжекции в водосбросы (эжекция из отсасывающей трубы), соединенные с проточной частью отверстиями в стенках отсасывающей трубы, воздействие на турбинный поток происходит за счет разности давлений в отсасывающей трубе и в водосбросах.

Комбинированный способ эжекции (рис. 1-7) заключается в сочетании разных схем эжекции: водосливной, напорными водобросами, в отсасывающую трубу и пр.

Особое место занимает эжекция по фронту здания ГЭС. В этом случае увеличение напора турбины достигается за счет соответствующего взаимоположения здания ГЭС (несовмещенного типа) и водобросной плотины.

1-2. ГИДРАВЛИЧЕСКИЕ СХЕМЫ ЗДАНИЙ ГЭС

а) Несовмещенные ГЭС

После появления вертикальных гидроагрегатов с радиально-осевыми, а затем поворотнолопастными турбинами проточная часть русловых, приплотинных и деривационных ГЭС приняла определенные формы, ставшие классическими. Некоторые вариации форм и размеров проточной части зданий обусловливаются исходными данными, а их гидравлическая схема остается в целом неизменной. Лишь при замене изогнутой отсасывающей трубы трубой раструбного типа гидравлическая схема здания несколько отлична от классической вследствие иных условий сопряжения с нижним бьефом потока, выходящего из отсасывающей трубы.

Раструбные отсасывающие трубы получили довольно широкое распространение в США в 20-годах [79]; в настоящее время они применения не находят. Возможность применения раструбных труб в связи со стремлением упростить формы проточной части турбины для максимального использования сборного железобетона изучалась в последние годы отечественными проектными организациями, но применительно к совмещенному ГЭС.

Появление различных типов горизонтальных агрегатов потребовало разработки компоновок здания, отвечающих особенностям проточной части таких агрегатов (рис. 1-8).

Прямоточные гидроагрегаты на несовмещенных ГЭС применения не получили.

Агрегаты с прямоточной турбиной и вынесенным генератором начали использоваться еще в начале 20-х годов [49], т. е. в период внедрения в практику поворотнолопастных турбин. Этот тип агрегата ныне вновь привлекает внимание гидротехников [331, 332 и 349].

Капсульные агрегаты, появившиеся еще в 1935 г. и с тех пор значительно усовершенствованные, установлены на ряде несовмещенных ГЭС, хотя чаще они используются на совмещенных ГЭС.

Полупрямоточные гидроагрегаты с вынесенным генератором начали применяться в 50-х годах [49, 275], главным образом на совмещенных ГЭС.

Изменение положения оси агрегата оказывается на проточной части турбины, но может не повлиять существенно на остальные элементы проточной части здания ГЭС, что видно, например, из сопоставления вариантов одной из ГЭС на р. Висле (рис. 1-9).

В последние годы много внимания уделяется отысканию новых рациональных решений водоприемников. На несовмещенных ГЭС с вертикальными гидроагрегатами в быках, образующих водоприемник, устраиваются прорези (рис. 1-10), которые позволяют при значительном засорении решеток данного блока и их очистке при опущенных заграждениях осуществлять питание водой турбины данного блока из водоприемников соседних блоков.

Заслуживают внимания различные компоновки зданий ГЭС, расположенных в узких створах. В проекте ГЭС Сунда (Конго [205] разработаны оригинальная компоновка спаренных башенных водоприем-

ников перед плотиной и размещение агрегатов в здании ГЭС в шахматном порядке с применением искривленных подводящих трубопроводов и отсасывающих труб различной длины (рис. 1-11).

В Советском Союзе предложена для узких створов встроенная ГЭС (совмещение с глухой или водосливной плотиной) с расположением агрегатов в два яруса и более по высоте, с общим машинным залом и водоприемником и отсасывающими трубами различной длины (рис. 1-12) [39]. Двухъярусное расположение агрегатов было предусмотрено в проектах Токтогульской и Чиркейской ГЭС. Создающиеся при двухъярусном расположении выходных отверстий отсасывающих труб несколько необычные гидравлические условия в нижнем бьефе благоприятны, поскольку работающие агрегаты оказывают друг на друга положительное энергетическое влияние. На Токтогульской ГЭС общая длина отсасывающей трубы нижнего яруса достигает $16,5 D_1$, вместо обычных ($5 \div 6$) D_1 , что потребовало изучения влияния удлинения отсасывающей трубы на к. п. д. и условия регулирования агрегата.

На ГЭС с напорами около 100 м и более увеличение мощности одного агрегата до 500—1 000 Мвт вызывает трудности в создании целесообразной конструкции спиральной камеры, приводит к повышению веса агрегата и значительному увеличению гидравлической осевой нагрузки на подпятник, увеличению габаритов блока в плане. В связи с этим появились предложения о применении компоновки агрегата со спаренным рабочим колесом, с одной или двумя спиральными камерами и с двумя расположенными друг над другом отсасывающими трубами (рис. 1-13). Компоновки подобного типа предлагаются для радиально-осевой турбины со спаренным рабочим колесом и для диагональной поворотнолопастной турбины [108, 183 и 184].

Особенно много усилий проектировщиков и исследователей было направлено на отыскание оптимальных очертаний и размеров отсасывающих труб для турбин с вертикальным валом. Отсасывающие трубы некоторых типов (гидрокон, коноидальная, пятчная и др.) были использованы в отдельных случаях. Ряд предложений (труба сотовая и ряд труб сокращенной высоты или длины) [8] признания не получил, поскольку ухудшаются гидравлические качества. Предпочтение по-прежнему отдается классической изогнутой отсасывающей трубе, энергетические качества которой превзойти не удается.

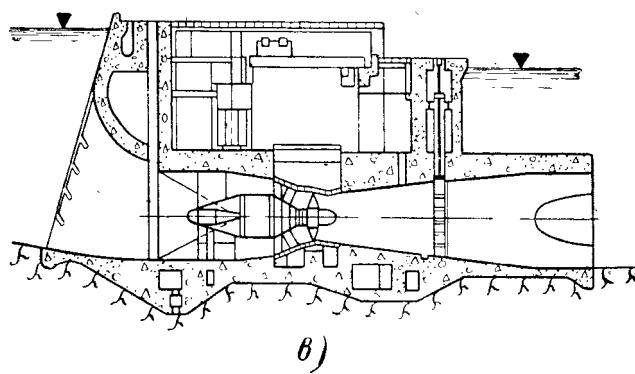
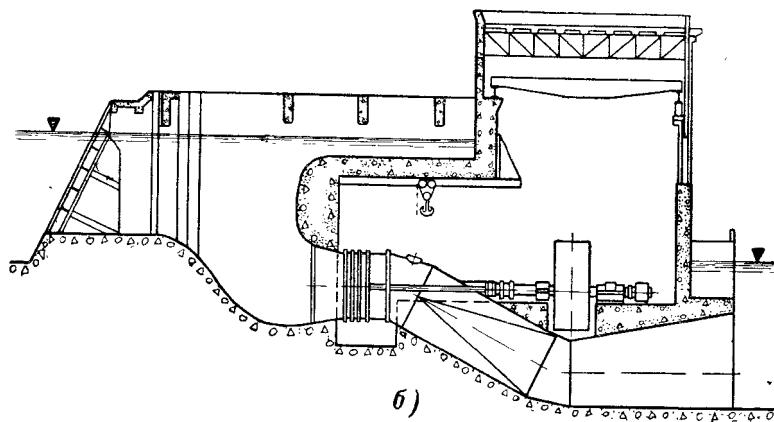
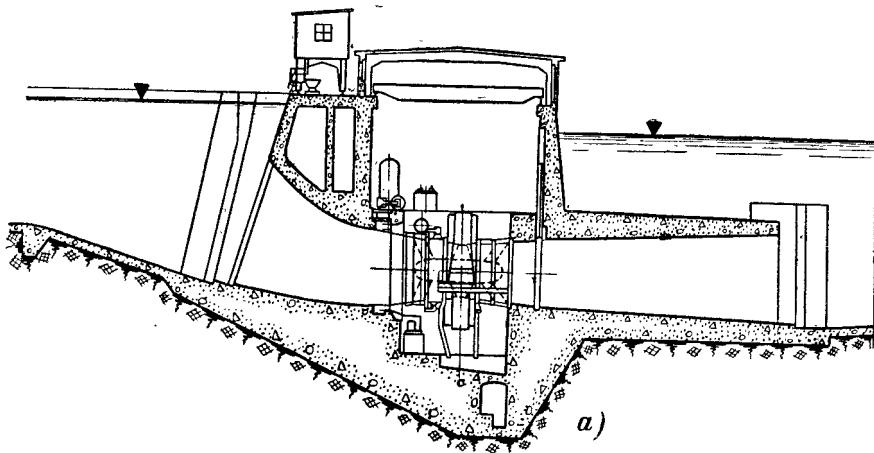
б) Совмещенные ГЭС

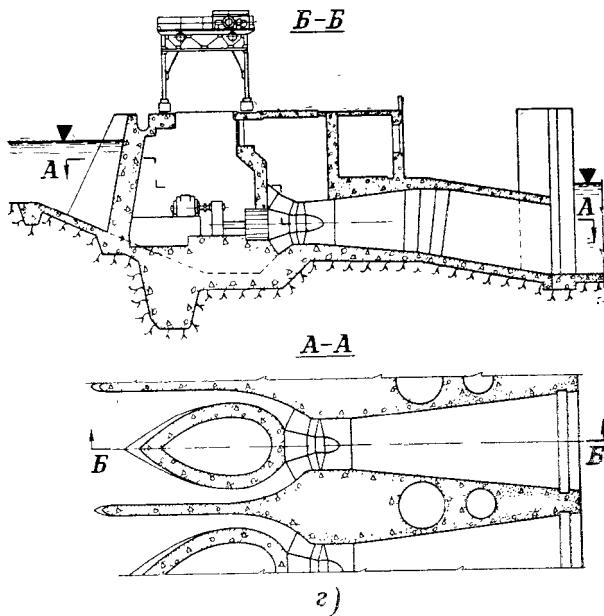
Совмещение в одном сооружении здания ГЭС и водосбросов развивалось по нескольким направлениям. Первоначально в одних случаях преследовалась лишь цель сокращения водосбросного фронта гидроузла, в других — использование энергии сбросного потока за счет эжекции. И только впоследствии стали появляться и реализовываться предложения, направленные одновременно на сокращение водосбросного фронта и на использование эжекции¹.

Совмещенные ГЭС особенно широкое распространение получили в Советском Союзе, во Франции, в Югославии, ГДР, ФРГ и Австрии. В каждой из этих стран совмещенные ГЭС имеют свою специфику, определяющуюся природными условиями.

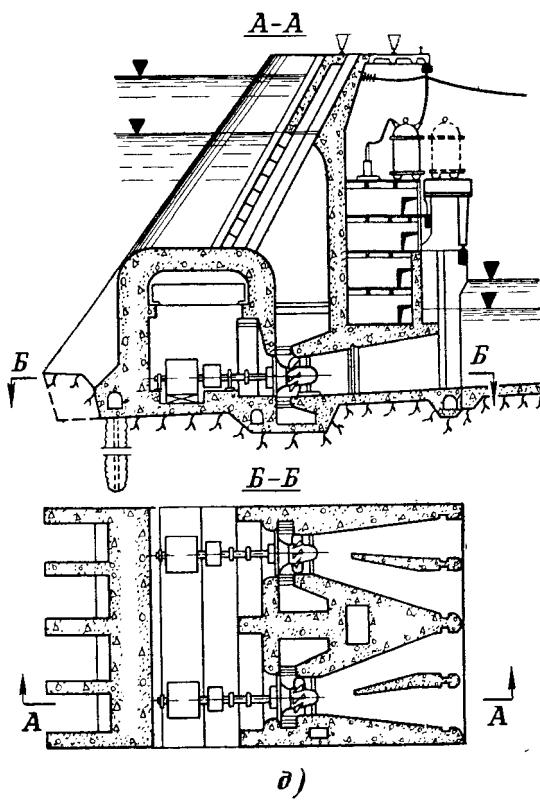
В СССР строительством совмещенных ГЭС на многоводных реках достигается прежде всего сокращение фронта водосбросных сооружений и в ряде случаев эффект эжекции и облегчение условий пропуска строи-

¹ Пути развития и реализации идей совмещения зданий ГЭС и водосбросов подробно рассмотрены рядом авторов: 1932 г. [193], 1948 г. [96], 1953 г. [239]. Сведения о развитии компоновок зданий совмещенных ГЭС опубликованы в 1955 г. [12], 1960 г. [204], 1967 г. [223].





г)



д)

Рис. 1-8. Несовмещенные здания ГЭС с горизонтальными агрегатами.

а — прямоточный агрегат (проект [335]); *б* — прямоточная турбина с вынесенным генератором ($H=11,5$ м, $N_{агр}=10,5$ Мвт, ГЭС Шодьер № 2, Канада); *в* — капсульный агрегат ($H=7,95$ м, 4×20 Мвт, $D_1=6,1$ м, ГЭС Пьер-Бенит, Франция [346]); *г* — полупрямоточный с генератором в шахте ($H=4,6$ м, $4 \times 1,49$ Мвт, $D_1=3,05$ м, агрегат с мультипликатором, ГЭС Вадринау, Франция [49]); *д* — полупрямоточный с генератором в подводном машинном зале (проект, $H=40$ м, $N_{агр}=105$ Мвт, $D_1=6,6$ м [16]).

тельных расходов. Благодаря эффективности совмещения зданий ГЭС и водосбросов для гидроузлов среднего и малого напора совмещенные ГЭС в СССР стали основным типом сооружений.

Строительство во Франции в 1932 г. первой в Европе водосливной ГЭС Кембс оказало огромное влияние на использование совмещения в других странах. В этой же стране получило развитие экспериментальное строительство бычковых ГЭС с горизонтальными агрегатами различного типа. Но характерными для Франции являются совмещенные

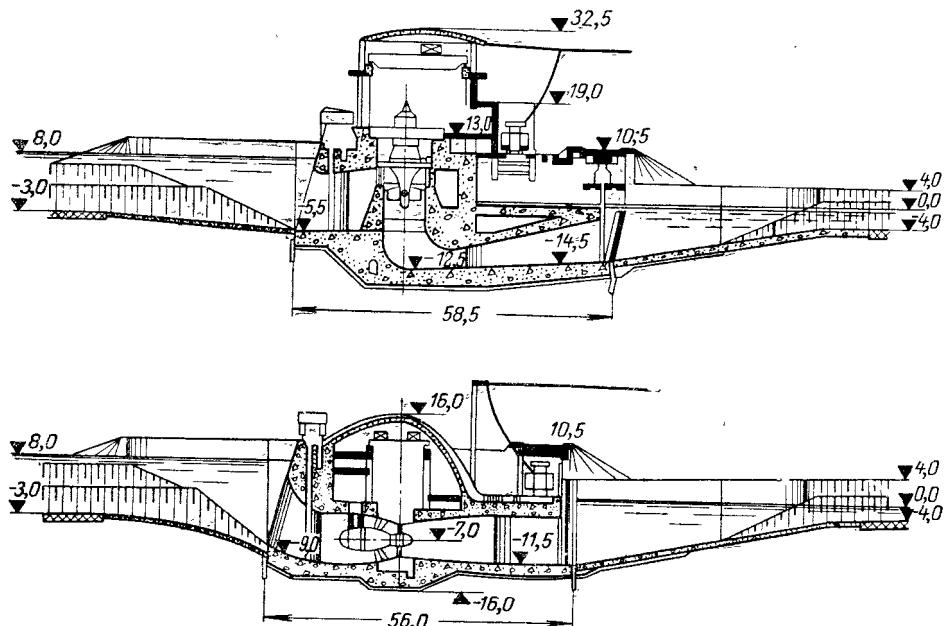


Рис. 1-9. Сопоставление зданий ГЭС с вертикальным и горизонтальным капсульным агрегатами ($H=6,85$ м, $N_{\text{агр}}=10$ Мвт, $D_1=6$ м).

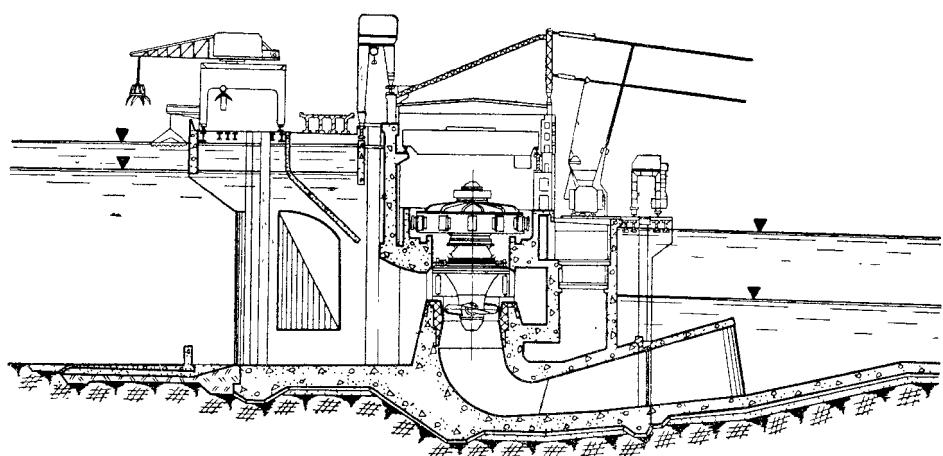


Рис. 1-10. Здание Воткинской ГЭС руслового типа с водоприемником, имеющим в бэках проемы ($H=16,5$ м, 10×100 Мвт, $D_1=9,3$ м).

ГЭС с консольными водосбросами над зданием с высоким машинным залом, строительство которых оказалось рациональным при значительных напорах в случае стесненного створа. Эффект эжекции на этих ГЭС при редких сбросах паводка существенного энергетического значения иметь не может, и поэтому он не учитывается. Понижение уровня воды

под струей, сбрасываемой с консоли, позволяет уменьшить высотные габариты элементов здания, предназначенных для защиты машинного зала от затопления (ГЭС Эгль [219]).

В Югославии получили распространение бычковые ГЭС. При малых напорах и значительных расходах реки данный тип совмещенной ГЭС не сокращает длины водо-броссного фронта, но упрощает пропуск строительных расходов и дает возможность использовать эффект эжекции.

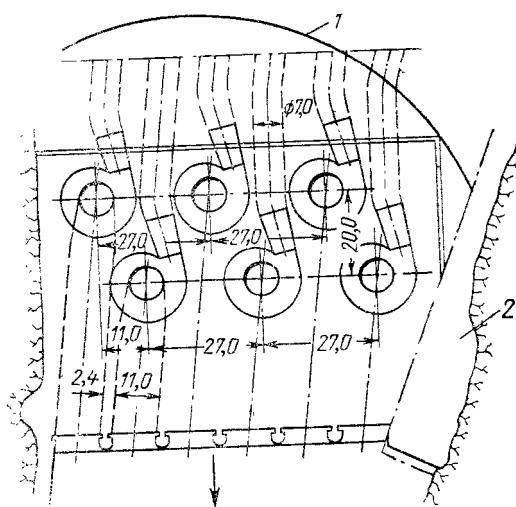


Рис. 1-11. Размещение в шахматном порядке агрегатов с отсасывающими трубами различной длины ($H=125$ м, 6×218 Мвт, проект).

1 — грань плотины; 2 — водосброс.

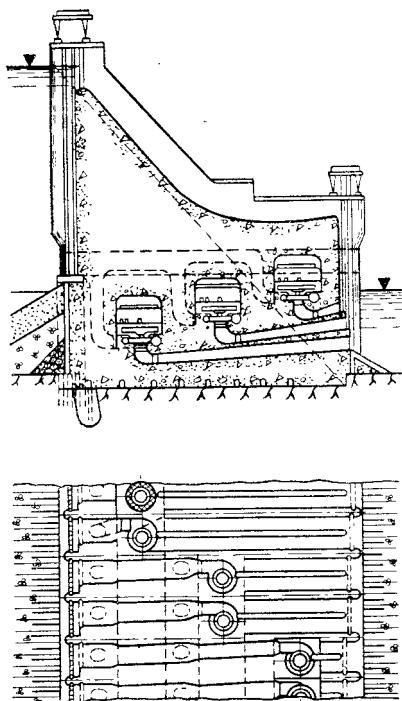
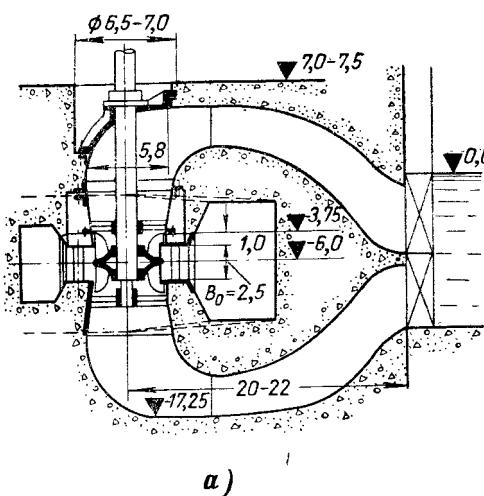
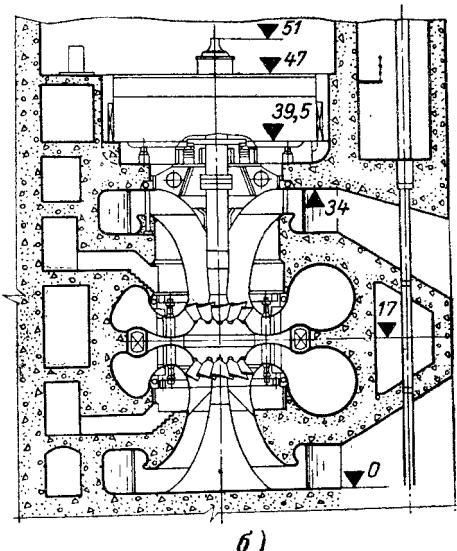


Рис. 1-12. Водосливная ГЭС с гидроагрегатами, расположенными в три яруса (патент).



a)



b)

Рис. 1-13. Эскизы установок со спаренным рабочим колесом.

a — радиально-осевая турбина при $H=95$ м, $N=510$ Мвт, $D_1=5,3$ м; б — диагонально-поворотно-лопастная турбина, $D_1=8,5$ м, $N=1\ 000$ Мвт.

В ФРГ было построено большое число однотипных водоотливных ГЭС с горизонтальными гидроагрегатами. Тип ГЭС обусловлен малыми напорами и сравнительно небольшими расходами в паводок.

В Австрии имеются водоотливные ГЭС того же типа, что и в ФРГ, и бычковые ГЭС, аналогичные имеющимся в Югославии.

В настоящее время совмещенные ГЭС получают все большее распространение: построены, строятся или проектируются совмещенные ГЭС в Чехословакии, Польше, Испании, ОАР, Индонезии, Японии, Китае, США и в других странах.

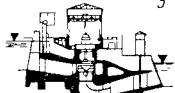
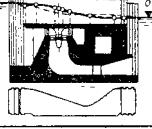
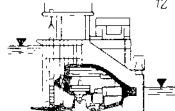
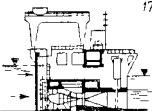
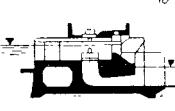
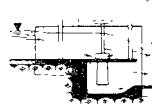
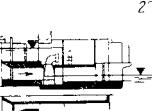
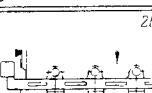
Типы водоотводов		Водоотливы			
	Положение водоотводов	Практического профиля	С широким порогом	Консольное	Быстротоки или водоотливы, переходящие в быстроток
Донное	Под отсасывающей трубой				
Глубинное	Под турбинной камерой				
Подбровастное	Над турбинной камерой вблизи турбинной шахты или вала агрегата				
	Междугенераторами				
Подбровастное	Над высоким машинным залом			 Diagram 14: Plan view of a diversion structure above a low machine hall." data-bbox="758 550 908 610"/>	
	Над низким машинным залом или над агрегатом				
Совмещенные	Совмещенные с турбинной камерой				
	Выведенные в отсасывающую трубу или в камеру отсасывающей трубы				
Поверхностные	Междутурбинными блоками				

Рис. 1-14. Основные типы

В США исследование и строительство совмещенных ГЭС началось в 20-х годах. Однако лишь на одной ГЭС (Митчелл) за счет совмещения был сокращен водосбросной фронт гидроузла. Целесообразность совмещения в США оценивалась только с точки зрения использования эффекта эжекции. Усложнив компоновку зданий, но не получив соответствующего энергоэкономического эффекта, американцы с 30-х годов прекратили работу над совмещенными ГЭС. Х. Л. Купер, американский

Напорные водосливы			Полунапорные водосбросы	Эжекция
Конфузорные	Диффузорные	Конфузорные или диффузорные сифонные		
			X	X
		X	X	
20	21			
		X	X	

совмещенных зданий ГЭС.

консультант на Днепрострое, при обсуждении в 1926 г. в ВСНХ вопроса использования эжекции на строящейся в то время Диепровской ГЭС, заявил: «Я не верю в пользу эжекторов для каких-либо гидросиловых установок... В Америке было два или три претенциозных примера употребления эжекторов, но в каждом случае они претерпевали неудачу. Я не знаю в Америке ни одного инженера с практическим опытом, который теперь устанавливал бы эжекторы какого-либо типа» [203]. Однако фактом, указывающим на признание в настоящее время американскими инженерами целесообразности совмещения зданий ГЭС и водосбросов, получившего распространение в Советском Союзе, является строительство в США крупной совмещенной ГЭС Уэллс [338], вошедшей в строй в 1967 г.

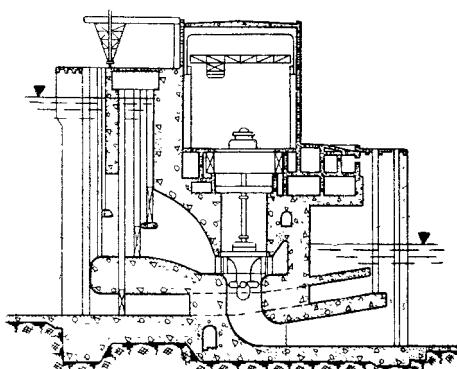


Рис. 1-15. Проект здания Куйбышевской ГЭС у Самарской Луки (1937 г.).

ГЭС, характеризующиеся гидравлическими особенностями водосбросов и их положением, представлены на рис. 1-14. В качестве примеров приведены наиболее типичные построенные или запроектированные ГЭС.

Водосбросы под отсасывающей трубой (рис. 1-14, 1). Здание ГЭС с водосбросом, расположенным под отсасывающей трубой, предложено в 1946 г. в СССР, причем одновременно в здании ГЭС предлагалось разместить камеру судоходного шлюза (над отсасывающей трубой [63]). По-видимому, располагать водосбросы под отсасывающей трубой имеет смысл в тех случаях, когда они будут использоваться как промывники на реках с большим количеством наносов или для пропуска строительных расходов, как это, например, имеет место на ГЭС Наглу (рис. 1-25, г) и Монтейнар (рис. 1-24, е).

Водосбросы под турбинной камерой (рис. 1-14, 2—4). Впервые здание ГЭС с напорными водосбросами под турбинной камерой было запроектировано в 1937 г. (рис. 1-15) [12, 140]. Основные черты этой конструкции сохранились в ряде последующих проектов и осуществлены на крупных отечественных русловых ГЭС [94, 223] (табл. 1-2).

Здания ГЭС, приведенные в табл. 1-2, имеют различные высоту отсасывающей трубы, плановые конфигурации водосбросов и угол охвата спиральных камер.

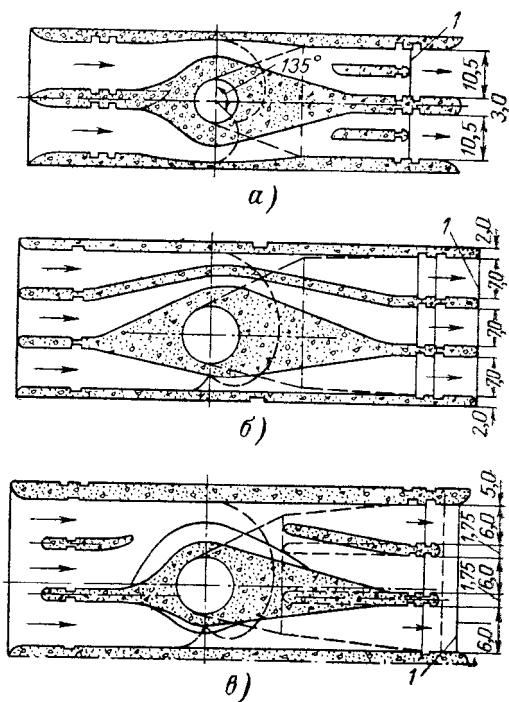


Рис. 1-16. Плановые очертания водосбросов.
а — Волжские ГЭС; б — Новосибирская ГЭС; в — Каховская ГЭС; 1 — сливная кромка полки.

Таблица 1-2

Здания гидроэлектростанций СССР с напорными водосбросами под турбинными камерами и над ними

ГЭС, год начала эксплуатации	$D_1, \text{ м}$	Строительная высота отсыпки винтовой трубы h	Ширина турбинного блока B	Напоры		Выходные отверстия водосбросов	Оголеное водосбросом к расходу турбины при $H_{\text{мин}}^*$, $\text{м}^3/\text{сек}$	Удельный расход на присборение при расчетном расходе $t, \text{ м}$	Глубина на присборение при расчетном расходе $t, \text{ м}$
				Расчетный по мощности $H_p, \text{ м}$	$H_{\text{Макс}}, \text{ м}$				
в долях D_1									
Волжская имени В. И. Ленина (1955)	9,3	2,24	3,2	19,0	30,0	11,8	4	3,4×4,35	1,4
Волжская имени ХХII съезда (1959)	9,3	2,24	3,2	20,0	27	14,0	4	2,4×4,35	1
Новосибирская (1957)	8,0	1,92	3,13	14,3	19,8	11,5	3	2,5×5,7	1,5
Каховская (1955)	8,0	1,54	3,2	13,8	16,5	8,9	3	2,5×6,0	1,3
Уч-Курганская (1961)	4,1	2,36	—	25,8	36,0	18,5	2	4,0×4,5	3
Саратовская (1967)	10,3	2,03	4,37	9,7	15,0	3,7	2	8,6×12,0	5
<i>Напорные водосбросы под турбинной камерой</i>									
Иркутская (1956)	7,2	1,915	3,03	26,0	31,5	25,0	2	1,8×7,4	0,87
Дубоссарская (1954)	3,7	2,15	3,52	12,8	16,5	8,0	2	4,0×4,5	8
<i>Напорные водосбросы над турбинной камерой, под машинным зданием (в обход турбинной шахты)</i>									
Иркутская (1956)	7,2	1,915	3,03	26,0	31,5	25,0	2	1,8×7,4	32,5
Дубоссарская (1954)	3,7	2,15	3,52	12,8	16,5	8,0	2	4,0×4,5	42

* В 2 блоках ГЭС устанавливаются горизонтальные агрегаты.

На Каховской ГЭС уменьшение высоты трубы до $1,54 D_1$ снизило к. п. д. турбин и выработку энергии, но привело к уменьшению капиталовложений, облегчению условий строительства и его ускорению. Увеличение высоты отсасывающей трубы до $2,24 D_1$ на Волжской ГЭС имени В. И. Ленина обусловлено стремлением получить больший к. п. д. турбины и требованием размещения в массиве блока водосбросов таких размеров, которые обеспечили бы достаточную пропускную способность.

Плановые очертания водосбросов Волжских ГЭС приведены на рис. 1-16. Водосбросы симметричны относительно продольной оси блока, что потребовало применения спиральной камеры с углом охвата 135° . На Новосибирской и Каховской ГЭС несимметричное расположение в плане водосбросов позволило иметь спиральные камеры с углом охвата 180° .

Применение спиральных камер с углом охвата 135° приводит к снижению к. п. д. турбины на $0,5\text{--}1\%$ и увеличивает расстояние между осями агрегатов [275].

При проектировании Волжских, Новосибирской и Каховской ГЭС учитывалось требование действующего в то время нормативного документа РУ-10-53 [218], согласно которому водосбросы должны были выполняться конфузорными. Поэтому возможность развития поперечного сечения

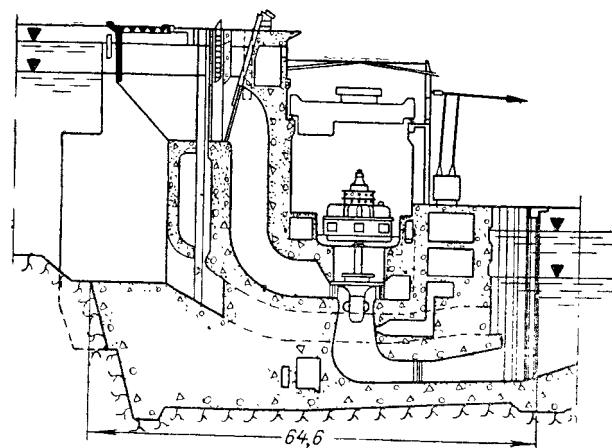


Рис. 1-17. Русловое здание Уч-Курганской ГЭС с высоко расположенными входными отверстиями турбинного водовода и напорными водосбросами под турбинной камерой.

водосбросов и выходных отверстий ограничивалась площадью ключевого сечения, расположенного по оси агрегата или несколько ниже по течению. Гидроэлектростанции, приведенные в табл. 1-2, имеют водосбросы с площадью выходного сечения на $2\text{--}5\%$ меньшей, чем площадь ключевого сечения.

На Каховской ГЭС площадь выходных отверстий водосбросов несколько больше, чем на Новосибирской ГЭС. Это достигнуто при том же диаметре рабочего колеса и меньшей высоте отсасывающей трубы за счет объединения на некоторой длине двух левых водосбросов в один. Площадь ключевого сечения увеличилась, что дало возможность при сохранении конфузорности водосброса увеличить размеры выходных отверстий.

Несколько отлична от рассмотренных Уч-Курганская ГЭС на р. Нарыне. Она имеет необычный для русловых ГЭС водоприемник с высоко расположенными, во избежание попадания крупных наносов в турбинный тракт, отверстиями водоприемника (рис. 1-17). Низко расположенные водоприемные отверстия обеспечивают промыв наносов перед ГЭС (сток взвешенных наносов на 1 м длины створа гидроузла достигает 0,138 млн. т в год).

При разработке Саратовской ГЭС было признано, что придание конфузорности напорным водосбросам не обязательно (рис. 1-14,3). Однако до сих пор диффузорные напорные водосбросы применения не нашли. Для той же ГЭС рассматривался вариант водосброса без верхнего перекрытия за ключевым сечением (полунапорный водосброс).

Б. Е. Никитиным (МЭИ) под руководством автора запроектировано здание ГЭС с напорными водосбросами, переходящими в ключевом сечении в полку с обратным уклоном (рис. 1-14,4). Напор водосбросов по сравнению со статическим напором удалось повысить на 150% (!), что проверено экспериментально на модели турбинного блока в МЭИ.

Здания ГЭС с напорными водосбросами под турбинной камерой были запроектированы также для Каменской ГЭС на р. Оби. Вариант двухагрегатного блока с турбинами различного направления вращения рассматривали при проектировании Саратовской ГЭС (рис. 1-1).

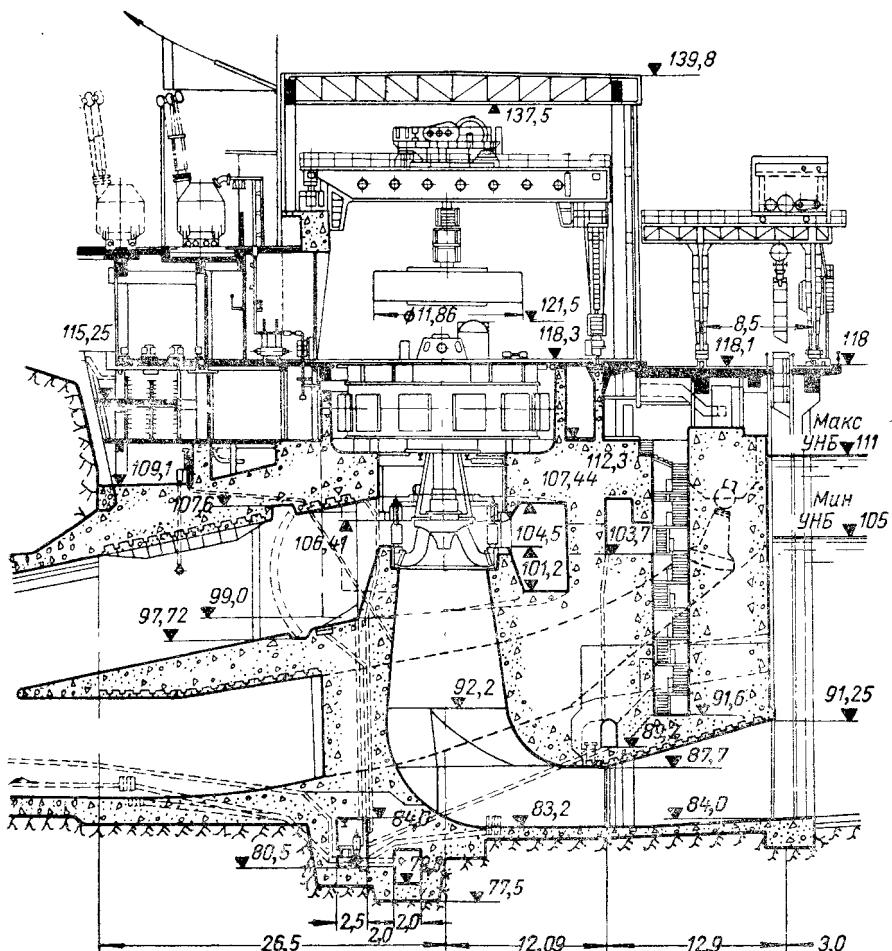


Рис. 1-18. Совмещение с водосбросами здание Асуанской ГЭС.

Схема здания ГЭС с водосбросами под турбинной камерой использована на Асуанской ГЭС [130]. Напорные водосбросы (по одному на каждый блок) питаются из напорного туннеля, подающего воду одновременно к двум блокам здания ГЭС (рис. 1-18). Напор на Асуанской ГЭС равен 74 м, что примерно в 3 раза превышает напоры совмещенных ГЭС на Волге, Оби или Днепре. Вместо плоских затворов, которые приняты для ГЭС, построенных в Советском Союзе, применяются сегментные затворы с механизмом, обеспечивающим прижатие затвора по контуру отверстия водосброса. В отличие от других ГЭС с напорными водосбросами на Асуанской ГЭС осуществлен свободный отброс струи.

Три ГЭС с водосбросами под турбинной камерой запроектированы в составе каскада на р. Ваг в Чехословакии (1955 г.): Хричев, Микшова и Поважска Быстрица (рис. 1-19).

Предполагается построить совмещенные ГЭС с напорными водосбросами под турбинной камерой на некоторых ирригационных каналах Индии, в том числе ГЭС Кози ($H=6,1$ м, $N=20$ Мвт, $Q=210$ м³/сек) [336].

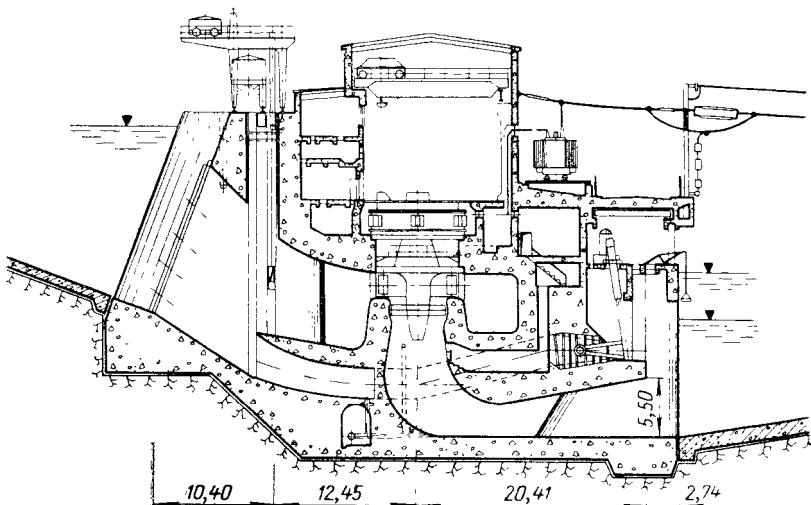


Рис. 1-19. Здание ГЭС Поважска Быстрица (проект, 3×16,5 Мвт). Затвор водосбросов обратный сегментный с гидроподъемником.

Водосбросы над турбинной камерой, в обход турбинной шахты или вала агрегата (рис. 1-14, 5—9). Водосбросы расположены под машинным залом. Они могут быть выполнены в виде водосливов (с надводосливным машинным залом), напорных или же полунапорных водосбросов.

Выполненной по этой схеме первой водосливной ГЭС является ГЭС Кембс (1932 г., Франция, 6 агрегатов по 25 Мвт) [330, 335], послужившая прототипом для разрабатывавшихся в СССР в 30-х годах водосливных ГЭС [72, 12, 87, 140].

Близка к ГЭС Кембс по компоновке начавшаяся эксплуатироваться в 1952 г. ГЭС Отмарсхейм (4 агрегата по 35 Мвт), расположенная в 14,5 км ниже Кембс [219, 335]. Водосбросы вначале напорные, переходят затем в водослив (рис. 1-14, 9). Предназначены они для пропуска 1 200 м³/сек воды при неработающих или частично работающих турбинах.

Водосливная ГЭС с надводосливным машинным залом, с валом турбины внутри бычков имеется в США (р. Кентукки) [78].

В Советском Союзе имеются две ГЭС с напорными водосбросами в обход турбинной шахты: Иркутская (рис. 1-14, 7) и Дубоссарская.

На Дубоссарской ГЭС расход водосбросов в 8 раз больше расхода турбин. Это обстоятельство требовало отнести при гидравлических исследованиях запроектированного сооружения особенно внимательно к условиям работы водоприемника. Но из-за недостаточной изученности условий водоприема было принято неудачное решение. При сбросе паводка через здание ГЭС перед сороудерживающими решетками образуется мощный восходящий поток, что вызывает потери напора в водоприемнике, превосходящие увеличение напора за счет эжекции [223]. Под действием восходящего тока имелись случаи подъема решеток.

Водосбросы между генераторами (рис. 1-14, 10, 11). Варианты здания с водосбросами между генераторами были предложены и изучались при проектировании Куйбышевского гидроузла [65]. Поскольку достичь нужной пропускной способности здания ГЭС не удалось, эта схема не нашла применения.

Водослив практического профиля или с широким порогом над машинным залом или над агрегатом (рис. 1-14, 12, 16, 17). По данным С. А. Егорова [96], первая установка с размещением гидротурбины (турбонасосного агрегата) в теле водослива построена в 1913 г. (гидроустановка Муффат). Первой водосливной ГЭС с капсулыми агрегатами в литературе называют ГЭС Рюсцин ($2 \times 195 \text{ квт}$) на р. Парсента в Польше (1935—1936 гг.).

Таблица 1-3

Водосливные ГЭС СССР

ГЭС, год начала эксплуатации	D_1 м в долях D_1	h, l	B	Напоры				$b, м$	$\frac{Q_b}{Q_T}$	Q_{\max}^* $м^3/с/к$	t_{\max}^* $м$	
				$H_{\text{пр}}^*, м$	$H_{\text{макс}}^*, м$	$H_{\text{мин}}^*, м$	$H_{\text{тр}}^*, м$					
<i>Вертикальные агрегаты</i>												
Камская (1954)	5,0	1,915	3,2	15	21	11	10,62	12	7	60	17,4	
Кайрак-Кумская (1956)	5,0	1,915	3,2	20	24,5	13,5	9,80	10,5	—	—	15	
Ириклинская (1960)	2,0	—	—	30,5	33,5	15	11,5	10,5	30	75	23	
Павловская (1959)	5,5	1,92	3,57	22	32	21	12,3	16	30	63	11,2	
Плавинская (1965)	6,0	1,915	3,1	34	40	23,7	10	14	30	60	15,3	
<i>Горизонтальные агрегаты</i>												
Камская (1958)	5,0	—	3,2	16	21	11	10,62	12	7	60	17,4	
Киевская (1965)	6,0	4,5	2,37	7,8	11	5	7,1	12	18	50	12	
Череповецкая (1966)	5,5	4,35	2,37	10,5	15	8,7	6,0	10,5	0,87	30	13	
Каневская (строительства).	6,0	4,5	2,37	7,6	14,65	4,5	9,3	12	3,4	75	22,75	

Причина. Для вертикальных агрегатов: h — высота стасывающей трубы; для горизонтальных агрегатов: l — длина отсыпающей трубы, отсчитываемая от оси поворота лопастей рабочего колеса, $H_{\text{пр}}^*$ — напор на гребне водослива, b — ширина в свету водосливного пролёта. Остальные обозначения те же что и в табл. 1-2.

В 1938 г. сдана в эксплуатацию ГЭС Штейнбах на р. Иллер (ФРГ) с четырьмя прямоточными агрегатами по 1840 квт [49, 335].

В последующем до 1951 г. на реках Иллер и Лех (ФРГ) и р. Заах (Австрия) построено еще 14 подобных водосливных ГЭС. Их общая установленная мощность вместе с ГЭС Штейнбах достигла $90,5 \text{ Мвт}$ (73 агрегата) [49].

Крупные водосливные ГЭС с машинными залами под водосливом впервые появились в Советском Союзе. По проекту, разработанному под руководством Б. А. Александрова, построена Камская ГЭС ($N_{\text{агр}} = 21 \text{ Мвт}$), давшая промышленный ток в 1954 г. (рис. 1-14, 16). За Камской ГЭС последовало строительство ряда других крупных водосливных ГЭС с вертикальными агрегатами (табл. 1-3).

Варианты водосливных ГЭС с вертикальными агрегатами разрабатывались для Рыбинской, Куйбышевской [12, 72], Камышинской [12], для каскада ГЭС на р. Днестре [103] и других ГЭС.

Горизонтальный агрегат в СССР впервые установлен в одном из блоков Камской водосливной ГЭС (прямоточный гидроагрегат с генератором, вынесенным в шахту) [65, 204, 275].

В результате проведенной в Гидропроекте работы по типизации и унификации зданий ГЭС установлено, что водосливные русловые здания ГЭС с горизонтальными капсулыми агрегатами более экономичны,

чем с вертикальными агрегатами как водосливные, так и с напорными водосбросами. Однако вследствие малого махового момента капсульных агрегатов, снижающего устойчивость работы ГЭС в системе при резких изменениях нагрузки, окончательного решения о преимущественном применении капсульных агрегатов не принято. Мощность одного капсульного агрегата достигает на Киевской ГЭС 17,5 Мвт при $D_1 = 6,0$ м; на Череповецкой ГЭС — 20 Мвт при $D_1 = 5,5$ м. Опытные агрегаты на Саратовской ГЭС будут иметь мощность 45 Мвт при $D_1 = 7,5$ м.

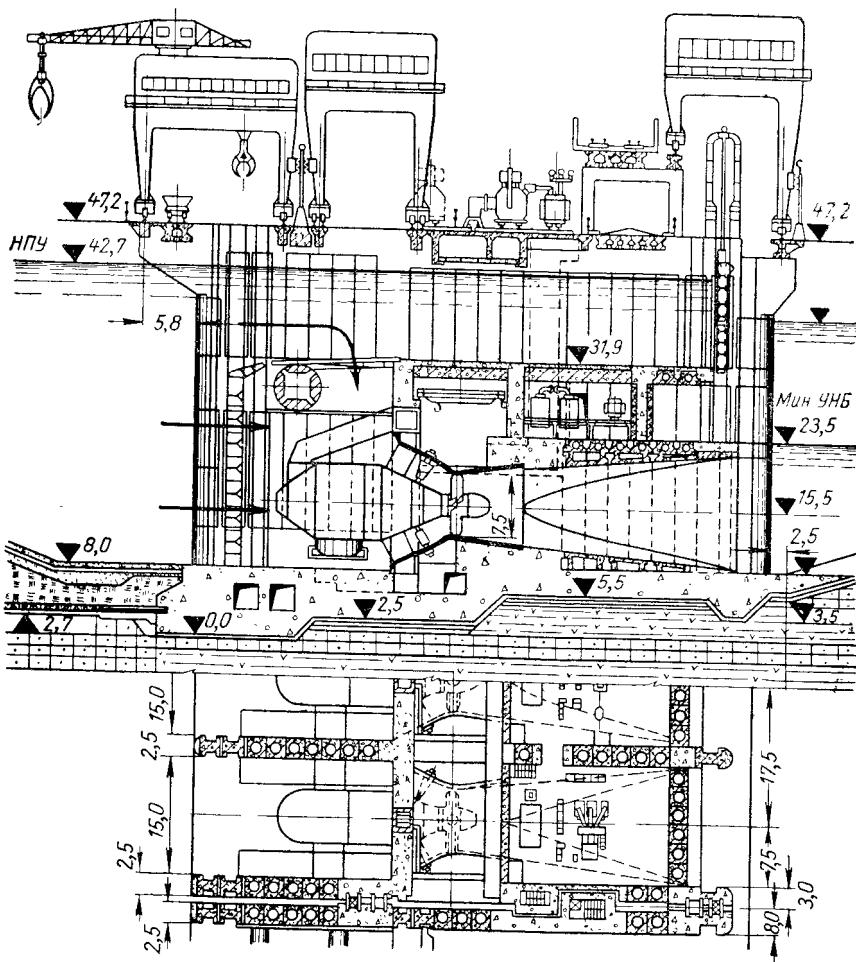


Рис. 1-20. Вариант здания Нижне-Камской ГЭС с капсульными агрегатами ($H = 18 \div 20$ м, $N_{\text{агр}} = 45$ Мвт, $D_1 = 8,0$ м).

Всего согласно проработкам Гидропроекта в СССР в ближайшие годы предполагается строительство более 35 водосливных ГЭС, что делает вопрос применения мощных капсульных агрегатов весьма актуальным. Как следует из этих проработок, при напорах от 11 до 20 м и сбросных расходах обеспеченностью 0,01%, изменяющихся в пределах от 5 000 до 71 000 м³/сек, при мощности ГЭС от 100 до 1 620 Мвт водосливные ГЭС с широким порогом и горизонтальными капсульными агрегатами дают по сравнению с имеющимися вертикальными агрегатами снижение стоимости сооружений на 10—15%. Мощность, развиваемая капсульным агрегатом, на 20—30% больше мощности вертикального агрегата с тем же

диаметром колеса, что позволяет соответственно сократить фронт здания ГЭС.

На рис. 1-20 изображен отвечающий современным требованиям турбинный блок крупной водоотливной ГЭС с капсульными агрегатами [156]. При напоре на водоотлив 10,8 м удается достичь на 1 м длины здания ГЭС удельного суммарного расхода 77 м³/сек. Предложен и ряд других решений водоотливных ГЭС с горизонтальными агрегатами, иногда имеющих ту же исходную схему (рис. 1-21) [303], иногда оригинальных.

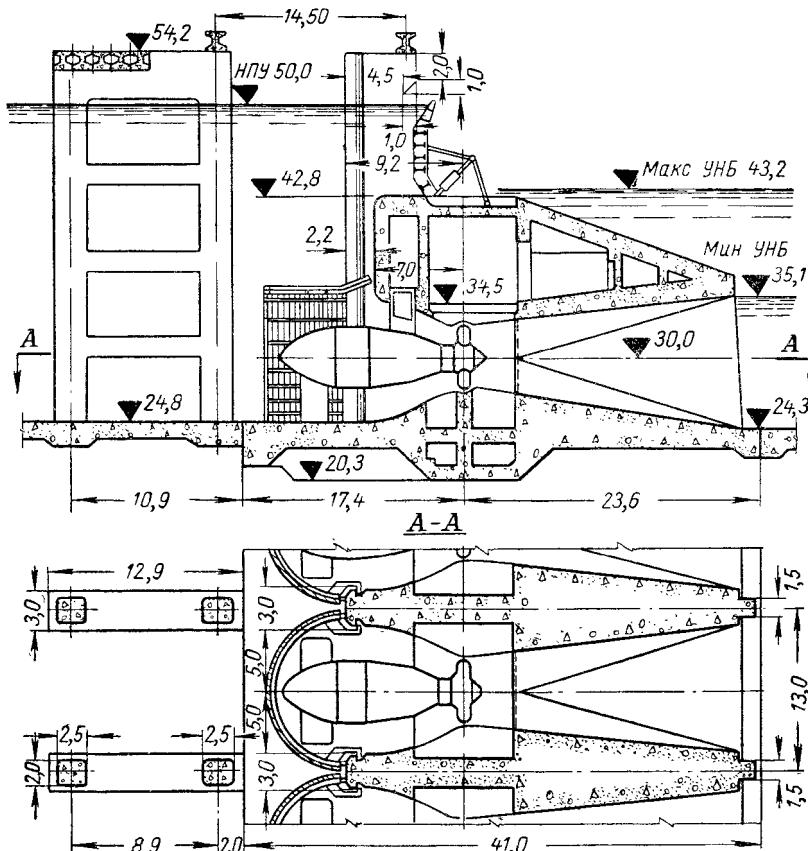


Рис. 1-21. Водоотливная ГЭС с капсульными агрегатами ($H=15$ м, $N_{\text{агр}}=20$ МВт, $D_1=5,5$ м). Применены арочные железобетонные затворы и полукруглые решетки (проект).

При напорах от 20 до 50 м и сбросных расходах обеспеченностью 0,01% до 42 000 м³/сек целесообразно возведение (на скальных и полускальных основаниях) водоотливных ГЭС с высоким машинным залом и сороудерживающими решетками, несколько вынесенными вперед (рис. 1-22) *. Примерно так решена русловая Плявинская ГЭС на Даугаве (рис. 1-23). Гидравлической особенностью этой ГЭС по сравнению с другими отечественными водоотливными гидроэлектростанциями является сброс с водоотвода свободной струй.

Для узких створов может оказаться выгодным использовать схему встроенной водоотливной ГЭС, как это имеет место, например, на ГЭС

* Недостаточно развитый носок водоотвода не обеспечит отброс струи за наклонный участок водобоя и приведет к уменьшению напора турбины (см. § 2-6).

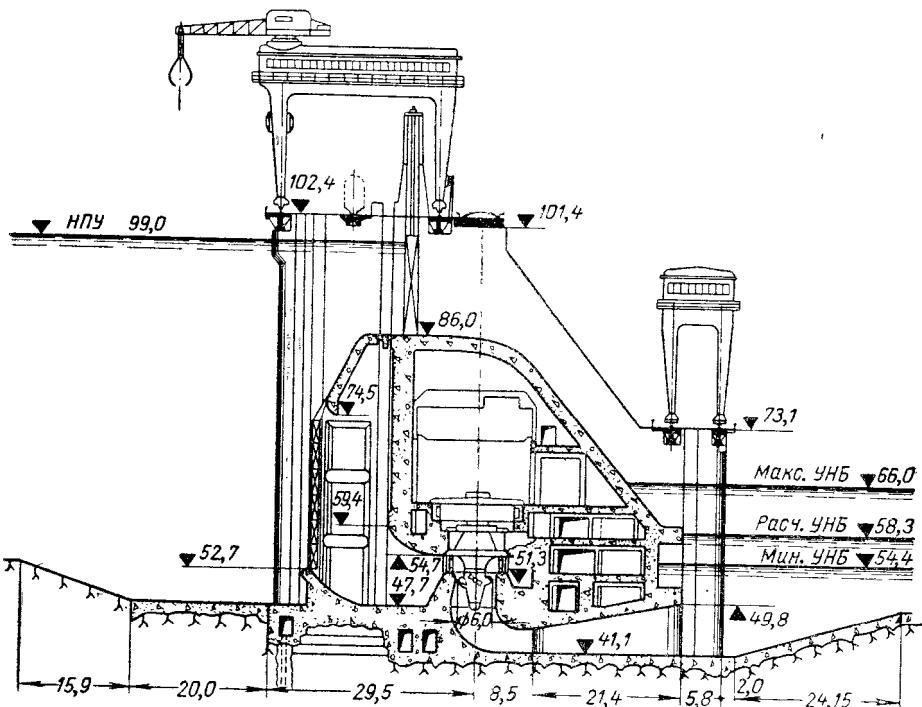


Рис. 1-22. Проект современной водосливной ГЭС при напоре 20—50 м.

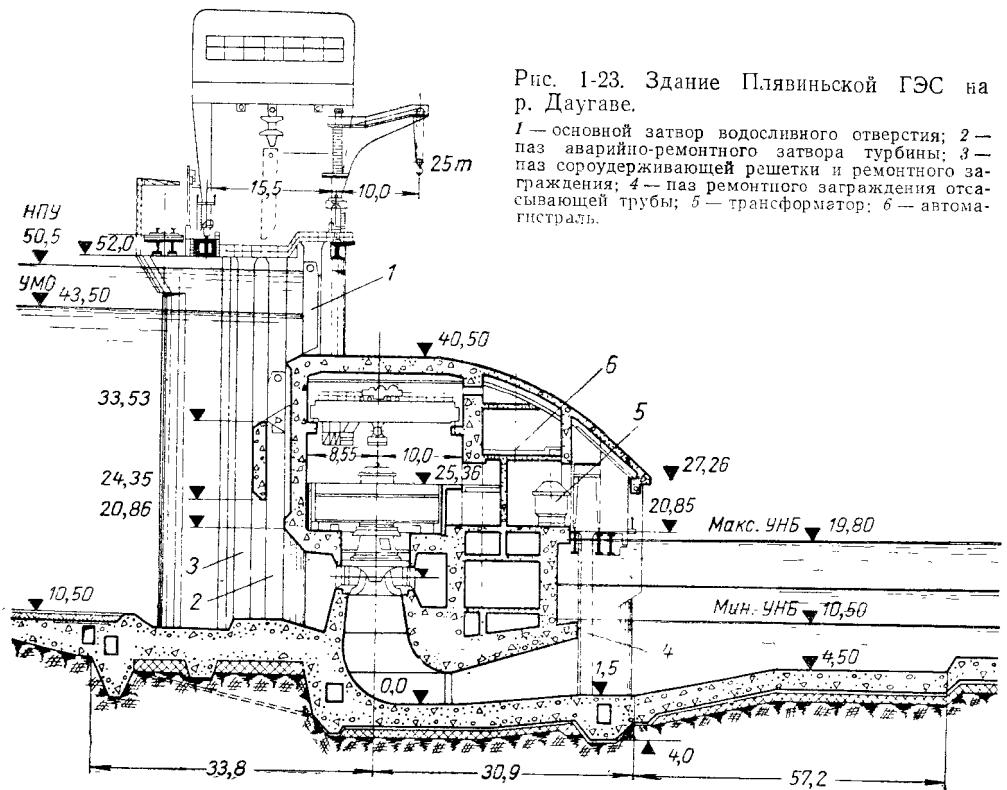


Рис. 1-23. Здание Плявиньской ГЭС на р. Даугаве.

1 — основной затвор водосливного отверстия; 2 — паз аварийно-ремонтного затвора турбины; 3 — паз сороудерживающей решетки и ремонтного заграждения; 4 — паз ремонтного заграждения отсылающей трубы; 5 — трансформатор; 6 — автоматическая магистраль.

Таблица 1-4

Здания ГЭС с консольными водосливами

ГЭС, год начала эксплуатации	Мощность, Мвт	Статический напор, м	Суммарный расход турбин, м ³ /сек	Расход консольных водосливов, м ³ /сек	Тип плотины ²
Франция					
Сен-Этьен-Канталь (1945)	3×29,4	63	165	1 200	A-Г
Эгль (1946)	4×50	82	300	4 000	A-Г
Жениссия (1947)	6×65	70,2	600		Г
Бор (1952)	2×90	114,5	200	1 200	A-Г
	1×3	(обеспечивает санитарный расход при не-работающих основных агрегатах)			
Шастан (1952)	1×23*	70	40		
Монтеинар (1962)	3×75	71	405	4 000	A-Г
	4×80	127	300	2 500	
	1×0,6				A
Чехословакия					
Слапы (1954)	3×50	56	300	3 000	Г
ГДР					
Пель (1964)	1×3	40	—	130	Г
Швейцария					
Ова-Спин (1967)	2×25 (обратимые агрегаты)	60	—	250	A
Болгария					
Ивайловград (1964)	3×36	44	280	5 237	Г
КНР					
Синьцзян ¹	8×72,5	100	—	14 000	Г
Япония					
Шин-нарикагава	303	96	—	—	A
Афганистан²					
Наглу (1965)	80	73,7	—	4 000	Г
СССР					
Саянская (вариант проекта)	12×530	221,9	3 600	19 000	A-Г

* Дополнительный агрегат, для которого водохранилище, создаваемое плотиной Бор, является нижним бьефом [219].

¹ По данным проектного задания 1956 г.

² А-Г — арочно-гравитационная; А — арочная; Г — гравитационная.

Шаньцзян (1957 г., 4×15 Мвт, КНР) [166], а при большем числе агрегатов их можно располагать в несколько рядов и ярусов (рис. 1-11, 1-12).

Консольный водосброс над высоким машинным залом (табл. 1-4 и рис. 1-14, 13) находит применение на приплотинных ГЭС с гравитационными, арочно-гравитационными и арочными плотинами (рис. 1-24—1-26) при напорах, превышающих 40—50 м. Профиль консольного водослива может быть любого очертания (с оголовком практического профиля, в виде широкого порога, с консолью, имеющей в конце прямой или обратный уклон, без развитой консоли), причем в начале водослива иногда может иметь напорный участок.

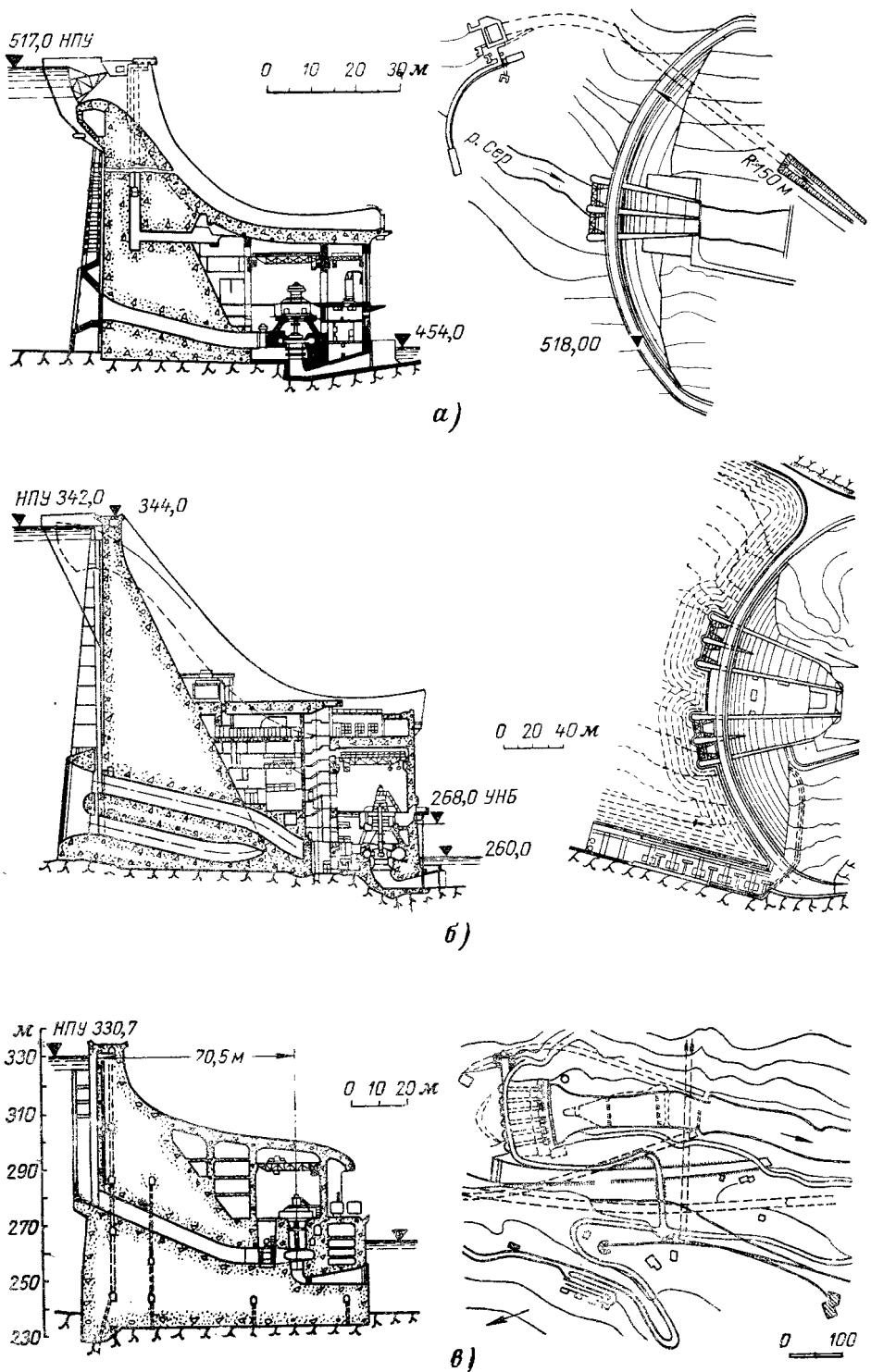
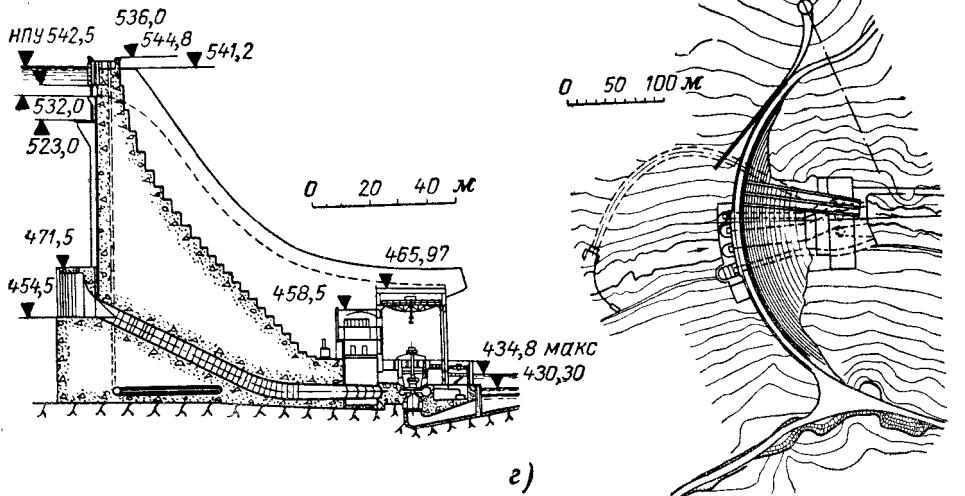
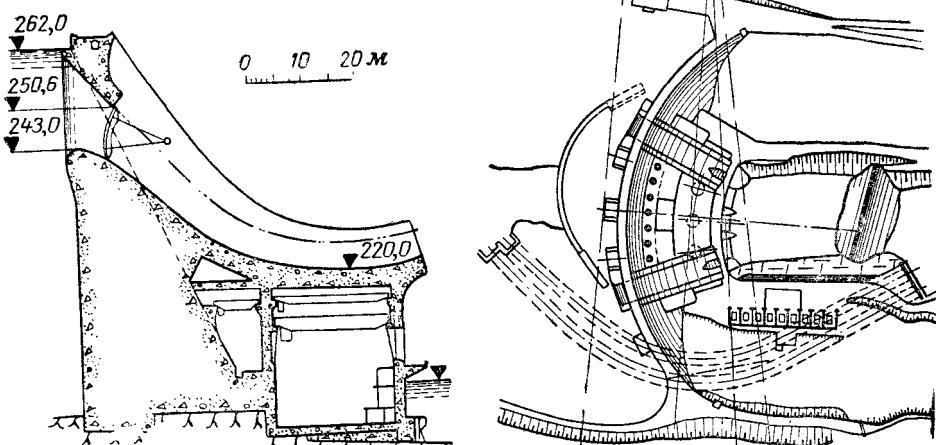


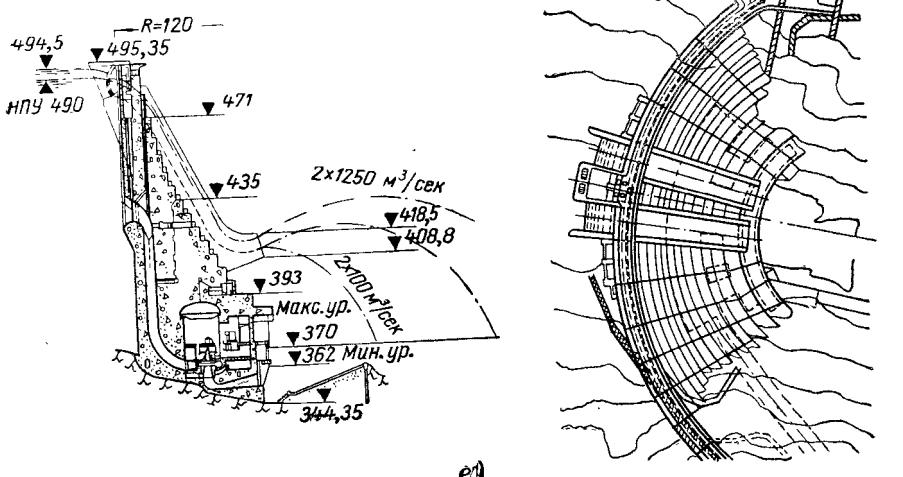
Рис. 1-24. Французские ГЭС
а -- Сен-Этьен-Канталь; б -- Эгль;



е)

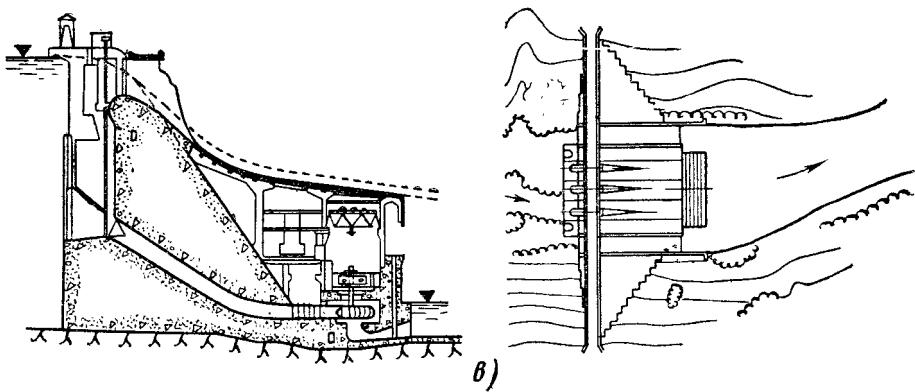
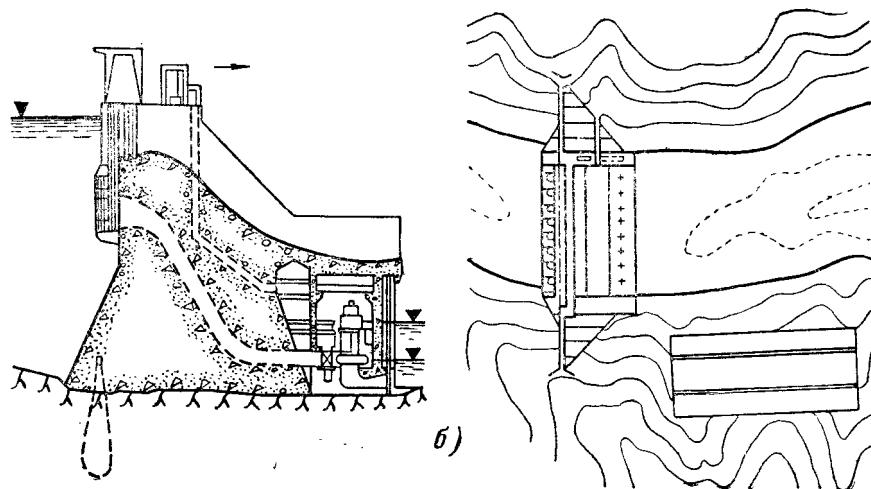
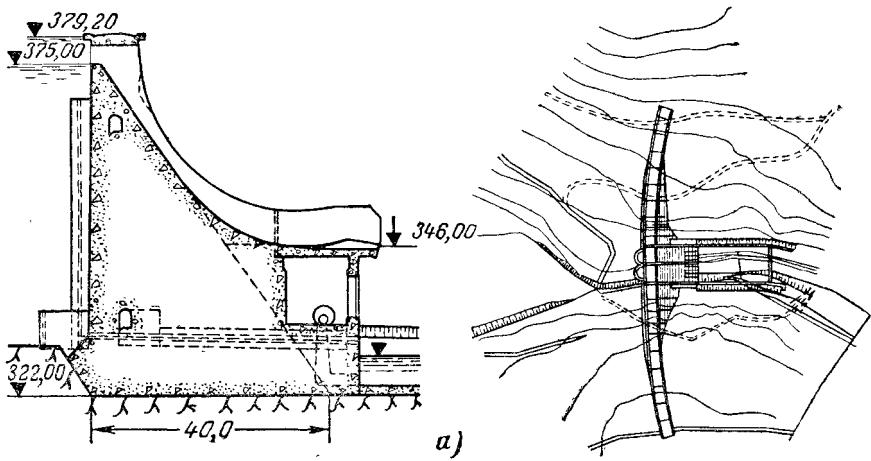


д)



е)

с консольными водосбросами.
в — Женисса; е — Бор; д — Шастан; е — Мондейнар.



Для ГЭС рассматриваемого типа (приплотинных или встроенных) характерен отброс струи и высокий машинный зал. Поэтому ГЭС Ова-Спин (рис. 1-26, б) должна быть отнесена к ГЭС с консольными водосбросами, хотя она и не имеет собственно консоли¹. Обращаем внимание на то, что ГЭС Ова-Спин по существу является деривационной, у которой гидроэлектростанция совмещена с арочной плотиной, создающей водохранилище последующей ступени каскада и являющейся нижним бьефом данной ГЭС.

Здание Княжегубской ГЭС первоначально было запроектировано с консольным водосбросом. Ее строительство началось в 1951 г., в процессе строительства, в 1955 г., от устройства консольного водосброса отказалось. ГЭС Наглу в Афганистане (рис. 1-25, г), а также ГЭС на р. Синьаньцзян (КНР) [166, 204] построены с консольным водосбросом.

Под консольным водосбросом расположен машинный зал гидроузла Пель (ГДР), в котором установлен агрегат собственных нужд мощностью 3 Мвт.

Особенностью ГЭС Шастан (Франция) является полунапорный консольный водосброс. На ГЭС Жениссия (Франция) сброс воды через

здание ГЭС предусматривается только при чрезвычайных паводках, причем вода переливается через проезжую часть плотины и затем через перекрытие машинного зала.

Особенностью здания ГЭС Ивайловград (Болгария) [342] является наличие консольного водосброса над высоким машинным залом и двух водосливных пролетов (по одному с каждой стороны здания ГЭС) с иском для свободного отброса струи.

ГЭС Монтеинар (Франция) в отличие от всех других рассмотренных здесь ГЭС с консольными водосбросами является не приплотинной, а встроенной. Кроме консольного

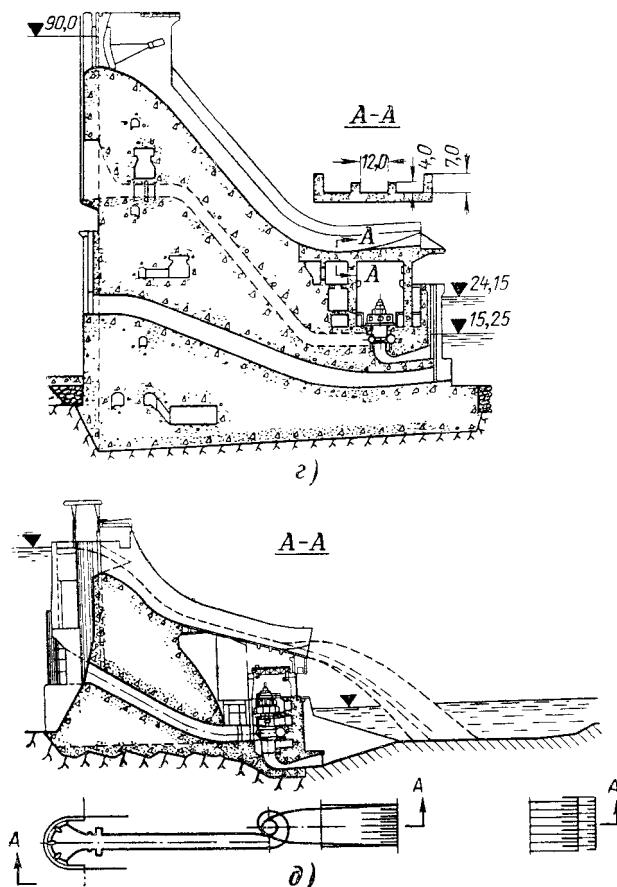
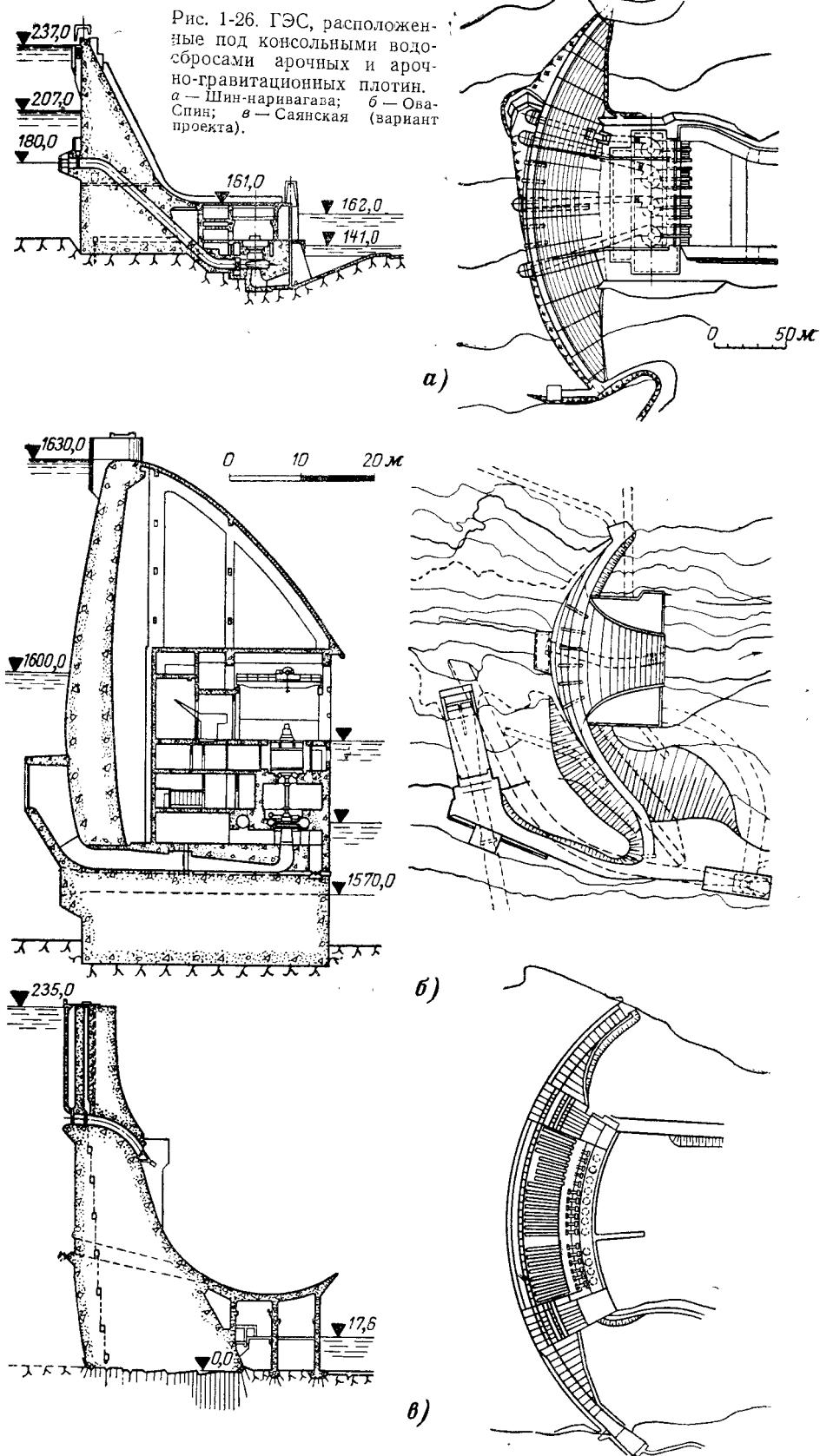


Рис. 1-25. ГЭС с машинными залами, расположеннымими под консольными водосбросами гравитационных плотин.
а — Пель; б — Синьаньцзян; в — Ивайловград; г — Наглу; д — Слапы.

Рис. 1-26. ГЭС, расположенные под консольными водосбросами арочных и арочно-гравитационных плотин.
 а — Шин-нариагаза; б — Оваспин; в — Саянская (вариант проекта).



водослива она имеет водоспуски (2 Ø 2,5 м, длина каждого 37 м) с суммарной пропускной способностью 320 м³/сек. Ниже отсасывающей трубы расположена галерея для пропуска строительных расходов [50].

Наконец, нельзя не упомянуть о последних проектных проработках строящейся в СССР крупнейшей в мире Саянской ГЭС с установленной мощностью более 6 млн. квт при расчетном напоре 221,9 м. Паводок предполагается сбрасывать через консольные водосбросы (центральный или два боковых), частично расположенные над зданием ГЭС. Для включения водосбросов в работу до полного наполнения водохранилища они запроектированы полунапорными, с заглубленными входными отверстиями (рис. 1-26,в).

Водослив, переходящий над машинным залом в быстроток, плавно сопрягающийся с дном отводящего русла (рис. 1-14, 14). Данная схема совмещения впервые была принята на испанской водосливной ГЭС Салиме [177] (1955 г., 4×36,8 Мвт). Здание ГЭС расположено за гравитационно-арочной плотиной высотой 131,5 м. Водослив переходит над зданием ГЭС в быстроток, плавно сопрягающийся с дном водобойного колодца. Из отсасывающих труб поток поступает в поперечный канал, а затем через туннель сбрасывается в нижний бьеф за стенкой водобойного колодца.

Аналогичная схема совмещения использована на японской ГЭС Хатанаги № 1 ($\Sigma N = 85$ Мвт). Плотина контрфорсная, с полыми и одиночными контрфорсами высотой до 125 м [76].

Сифонные водосбросы (рис. 1-14, 8, 15). Идея совмещения здания ГЭС и сифонных водосбросов выдвинута в 30-х годах инженером М. Вигом при проектировании ГЭС Рибург-Швертштадт (Германия). Водосброс, проходящий над горизонтальным патрубком отсасывающей трубы в форме сифона, предполагалось разместить под турбинной камерой [87, 96]. В 1945 г. П. П. Лаупман [144] предложил здание ГЭС с горизонтальной прямоточной турбиной и вынесенным генератором совместить с сифонным водосбросом, расположенным над высоким машинным залом (рис. 1-14, 15). В зависимости от высотного положения гребня сифон может быть самозаряжающимся или заряжающимся при помощи вакуумной установки, с клапанным затвором на гребне (гребень ниже НПУ). Затвор на гребне сифона нужен при удельных расходах, превышающих 35 м³/сек на 1 м гребня, поскольку для достижения такого или большего расхода требуется развить высоту ключевого сечения, что во избежание превышения предельного значения вакуума включив сечение возможно лишь за счет понижения гребня. Предложение П. П. Лаупмана опередило технические возможности турбостроения, поскольку изготовление мощной горизонтальной прямоточной турбины в то время еще не было возможным. Позже П. П. Лаупман предложил располагать сифонные водосбросы над турбинной камерой, в обхват вертикального вала агрегата (рис. 1-14, 8).

Водосброс, совмещенный с турбинной камерой (рис. 1-14, 18—21).

По имеющимся данным [96], использование турбинной камеры для пропуска сбросных расходов было предусмотрено на ГЭС, построенной еще в 1885—1898 гг. (Германия, ГЭС Рейнфельден, 20×6,0 Мвт), которая, по-видимому, является первой совмещенной ГЭС. Совмещением преследовалась одна цель — сокращение водосбросного фронта, поскольку возможность эжекции в то время еще не была открыта.

В настоящее время имеется несколько ГЭС с пропуском расхода через турбинную камеру. На рис. 1-14, 18 представлена Домановская ГЭС (БССР, $H=2,5$ м, 3×100 квт, $Q_{\text{арп}}=15$ м³/сек). Натурными испытаниями установлено, что при изменении Q_v/Q_t в пределах 1,39—2,52 увеличение мощности за счет эжекции достигает 9—22% [281]. Достичь

сбросного расхода, существенно превышающего расход турбины, при допустимом падении мощности агрегата удается вследствие значительной площади поперечного сечения камеры. При $Q_b/Q_t \geq 5$ потери напора в камере становятся больше увеличения напора за счет эжекции. Наличие направляющего аппарата перед водосливом уменьшает коэффициент расхода водослива камеры на 5—6%.

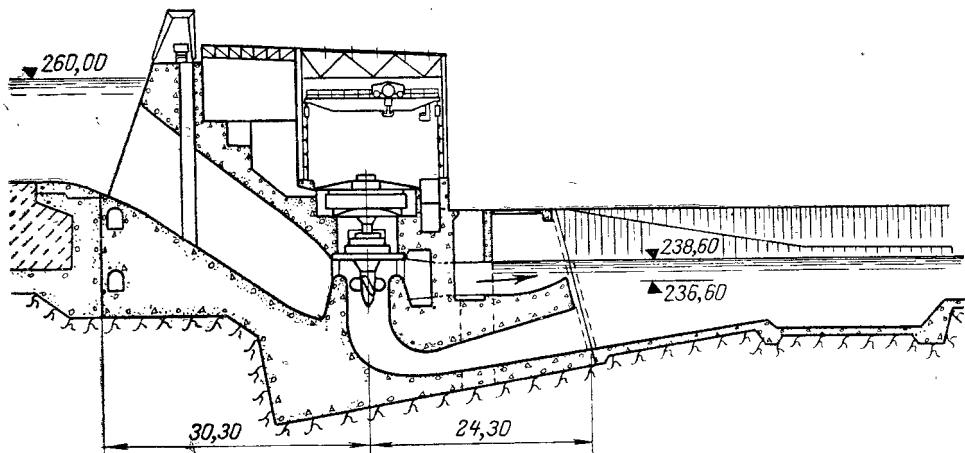


Рис. 1-27. ГЭС Сант-Панталеон с холостым выпуском спиральной камеры, использующимся как водосброс (План — см. на рис. 1-14, 21).

На рис. 1-27 приведен разрез ГЭС Сант-Панталеон (Австрия, $2 \times 25 \text{ МВт}$) с поворотнолопастными турбинами ($D_1 = 4,6 \text{ м}$). При расчетном напоре $20,3 \text{ м}$ расход турбины равен $140 \text{ м}^3/\text{сек}$ [314]. Спиральная камера имеет холостой выпуск, пропускающий расход от 140 до $177 \text{ м}^3/\text{сек}$ и являющийся водосбросом, предохраняющим от переполнения подводящий канал при внезапной остановке турбин. Холостой выпуск выполнен диффузорным с выходным сечением $3,5 \times 2,5 \text{ м}$. Исследования на модели показали, что наличие неработающего холостого выпуска при нагрузке турбины, равной 50—100% от полной, приводит к снижению к. п. д. турбины всего на 0,1—0,05%, что лежит в пределах точности измерений. Лишь при напоре, равном 0,75 от расчетного, наблюдается снижение к. п. д. на 0,4%.

Расширение выпуска в плане и устройство за выходным отверстием трамплина создали благоприятный режим нижнего бьефа и способствовали эжекции. При несимметричной работе выпусков в нижнем бьефе образовывалась зона обратных течений, оказывающих интенсивное воздействие на берега. Установка на модели сопрягающих открылок не дала ожидаемого эффекта. Избежать возвратных течений удалось путем придания дну водосброса на выходе из него поперечного уклона, обеспечивающего веерообразное растекание струи на всю ширину нижнего бьефа.

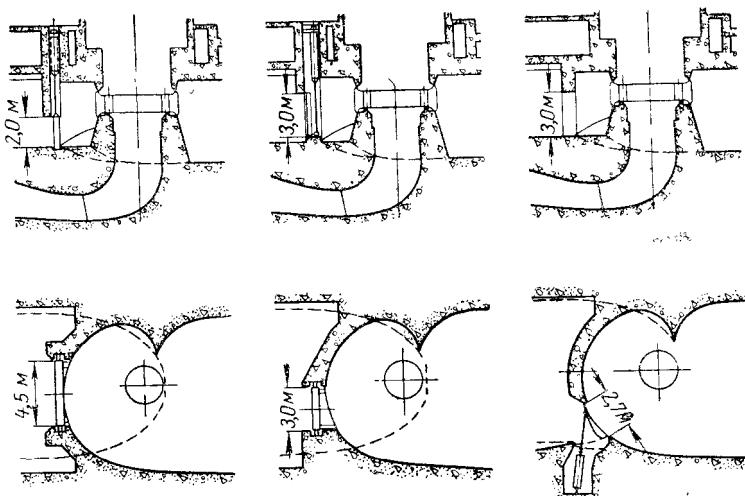
Исследования спиральной камеры с отверстием в сторону нижнего бьефа производились в Австрии также для ГЭС Герляххаузен¹ (рис. 1-28).

Пропуск сбросного расхода через турбинные камеры рассматривался в 1955—1956 гг. в нескольких вариантах проекта Саратовской ГЭС.

¹ Как и на ГЭС Сант-Панталеон отверстие в спиральной камере не является холостым выпуском, обычно применяемым для ограничения давлений в длинном напорном трубопроводе.

В низовой стенке прямоугольной турбинной камеры предусматривалось устройство отверстия (рис. 1-14, 20) для сброса воды в нижний бьеф через короткий напорный водосброс. Отверстие в стенке камеры перекрывается вертикальными жалюзи, отверстие водосброса — плоским затвором.

Рис. 1-28. Варианты исследованной спиральной камеры ГЭС Герлиххаузен с отверстием в ее стенке. Пропускная способность отверстия $50 \text{ м}^3/\text{сек.}$



Прямоугольная камера шириной, равной $4D_1$, с тремя отверстиями в низовой стенке, перекрываемыми плоскими затворами, рассматривалась в варианте Саратовской ГЭС с раструбной отсасывающей трубой (рис. 1-14, 24). При открытых отверстиях на модели зафиксирована значительная неравномерность распределения давления по длине камеры, достигающая 3 м вод. ст. (при закрытых отверстиях она составляла лишь 0,3 м вод. ст.), и резкое ухудшение энергетической характеристики турбины [272]. При напоре, равном 8 м, открытие водосбросных отверстий турбинной камеры приводило к падению мощности турбины с 27 000 до 1 500 квт (приведено к натуре). По-видимому, сброс через турбинные камеры при столь отрицательном его влиянии на мощность турбины целесообразен лишь на низконапорных ГЭС, где при многоводных паводках неизбежна остановка агрегатов вследствие падения напора.

При модельных испытаниях установлено также, что в углах прямоугольной турбинной камеры при закрытых водосбросных отверстиях образуются застойные зоны и неустойчивая зона у торцевой стенки за направляющим аппаратом. Устройство выгородок в углах камеры и плавно очерченного зуба (при угле охвата 90°) привело к исчезновению застойных и неустойчивых зон и повысило к. п. д. турбины на 1%.

Водосбросы, выведенные в отсасывающую трубу (рис. 1-14, 23, 24). Первые попытки увеличить напор турбины в паводок путем подвода воды в отсасывающую трубу были сделаны в целях эжекции. Относится они к началу этого века [193, 330]. Создавались или эжекторные турбины, или установки с подводом воды в колено или в диффузор отсасывающей трубы.

Первые сведения об удачном использовании эжекции в колено отсасывающей трубы относятся к 1911 г. На ГЭС Глейнштадтен (Германия) в паводок напор падал до 25% от нормального, что приводило к снижению мощности до нуля. За счет эжекции удалось получить мощность, составляющую 17% от нормальной [193].

В 1928 г. вносится предложение о подаче воды в отсасывающую трубу через сопло, выведенное в ее колено (насадок Фримана)¹. В 30-х годах в США было построено несколько крупных для того времени ГЭС с эжекцией в отсасывающую трубу: Алкона (2×4 Мвт), Хаден-пайл (2×9 Мвт), Блэк-Ривер (2×8 Мвт) и др. [193, 341].

Эжекторные турбины и здания ГЭС с подводом воды в отсасывающие трубы для восстановления мощности агрегатов в паводок не оправдывались экономически, поскольку малая дополнительная пропускная способность гидроэлектростанции исключала возможность сокращения длины водосбросного фронта гидроузла или использования водоводов, выведенных в отсасывающую трубу, для пропуска строительных расходов.

В Советском Союзе возможность пропуска расхода через отсасывающие трубы в целях эжекции, сокращения водосбросного фронта гидроузла и пропуска строительных расходов изучалось при проектировании крупных ГЭС на Волге (табл. 1-5). На Куйбышевской ГЭС в створе Самарской Луки предполагалось осуществить пропуск воды в паводок через водосброс, выведенный в колено отсасывающей трубы. Эта

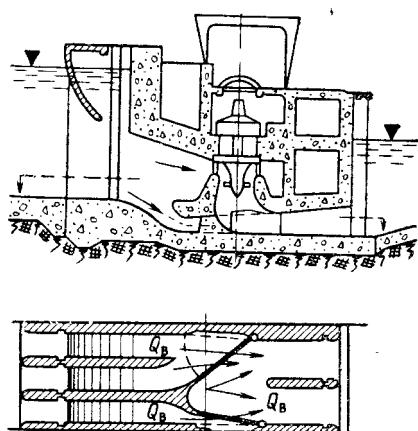


Рис. 1-29. Вариант турбинного блока Куйбышевской ГЭС с водосбросами, выведенными в боковые стенки колена отсасывающей трубы.

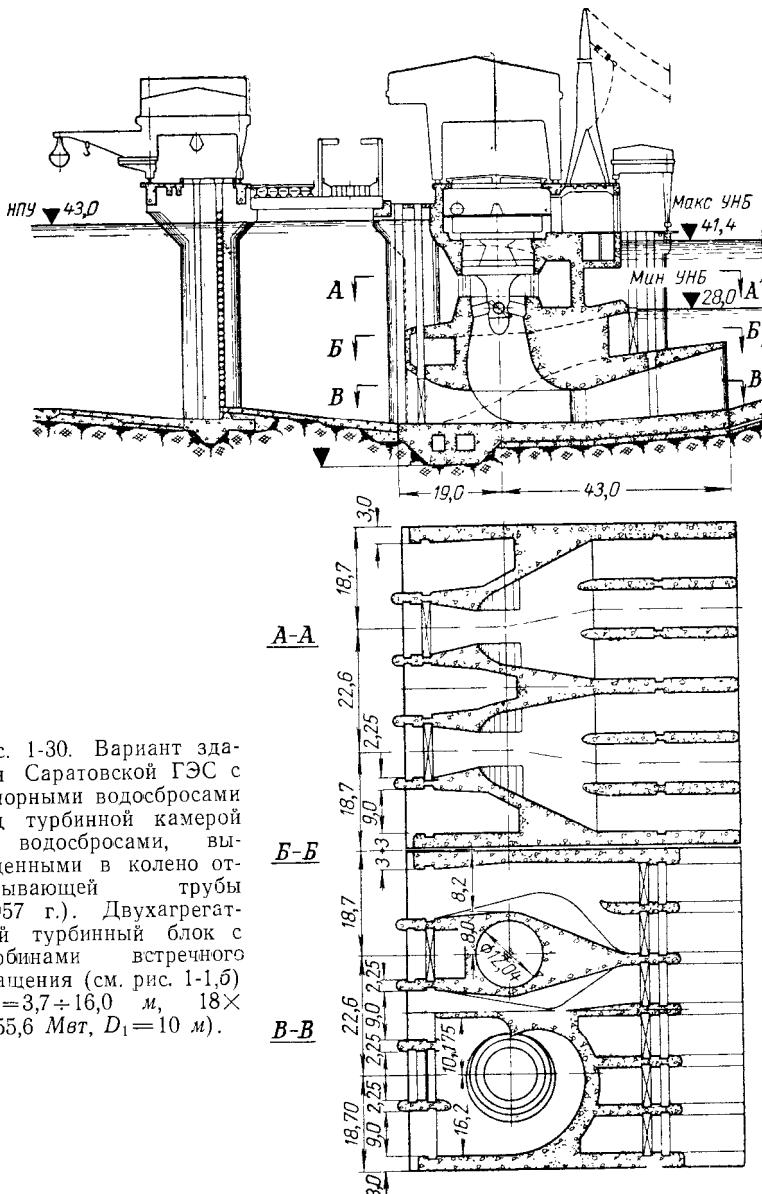
же схема исследовалась при проектировании Волжской ГЭС имени В. И. Ленина и Саратовской ГЭС. При устройстве отверстий в боковых стенках колена отсасывающей трубы (рис. 1-29) предполагалось во избежание нарушения обычных форм отсасывающей трубы перекрывать эти отверстия плоскими затворами типа шлюзовых ворот. Для закрытия отверстия в колене отсасывающей трубы возможно применение сегментного, секторного или клапанного затвора. При перекрытии плоским затвором только входного отверстия водовода, выведенного в колено отсасывающей трубы, форма колена нарушается примыкающим к нему «карманом» (рис. 1-30). По данным исследований НИС Гидропроекта, проведенных на модели с рабочим колесом $D_1 = 450$ мм, при нормальной эксплуатации турбины ее к. п. д. снижается на 0,3—0,8%, пропускная способность турбины — на 2,5%, мощность — на 1,5—3,5% [101]. По данным ЛПИ при углах установки лопастей рабочего колеса $\varphi = +10^\circ \div +20^\circ$ ($D_1 = 350$ мм) наличие «кармана» снижает к. п. д. примерно на 2% [192].

В СССР построено несколько небольших ГЭС с водосбросами, выведенными в отсасывающую трубу, например Лужская ГЭС (Ленинградская область, 1956 г., 3×270 квт), в которой за счет использования отсасывающей трубы для пропуска расходов в паводок удалось отказаться от других водосбросных сооружений (рис. 1-14, 23) [155], Шильская ГЭС (Псковская область, 1958 г., 2×475 квт). На Шильской ГЭС при отсутствии сброса воды через отсасывающую трубу из-за отрицательного влияния отверстий в колене трубы наблюдается снижение к. п. д. агрегата на 1—1,5%; при сбросе имеет место эффект эжекции.

¹ Пропуск сбросного расхода через сопло в колено отсасывающей трубы изучался применительно к ГЭС Кембс [330, 96].

Водосбросы, выведенные в камеру отсасывающей трубы (рис. 1-14,22).

Эта схема предложена С. А. Егоровым применительно к малым ГЭС [97]. Была попытка использовать эту схему на Саратовской ГЭС в варианте с раструбной отсасывающей трубой (рис. 1-14, 24 и 1-33). При $D_1=10$ м значительные размеры раструба вызвали затруднения в придании ему надлежащей прочности и жесткости, что послужило причиной отказа от такого варианта.



Водосбросы между турбинными блоками (рис. 1-14, 25 и 26). В 1905 г. на ГЭС Шеврокой (Швейцария) в натурных условиях был поставлен эксперимент для определения влияния отгона прыжка за водосбросными пролетами на напор турбин, установленных в блоках между водо-сливами, т. е. по схеме бычковой ГЭС. Турбинные блоки имитировались пролетами плотины с частично закрытыми отверстиями [96]. Была установлена возможность при $Q_b/Q_t = 9,6$ и статическом напоре 4,53 м по-

Таблица 1-5

Здания ГЭС с водосбросами, выведенными в отсасывающую трубу

ГЭС	Год составления проекта	$D_1, \text{ м}$	Напор, м		$\frac{Q_{\text{эж}}}{Q_T}$	Увеличение напора в паводок эжекцией, %	Источник сведений об эжекции
			расчетный	минимальный			
Ярославская Волжская ГЭС имени В. И. Ленина	1933	7,4	10,0	0,83	—	15—20*	[12]
Саратовская Шильская	1950—1952 1957 Построена в 1958 г.	9,3 10,0 2,3	13,3 10,0 5,93	9,9 3,7 —	0,30 0,62 Примерно 1,25**	4—5 4—8 5***	Исследования автора (МЭИ) То же [77]

* Данные лабораторных исследований отсутствуют.

** По данным лабораторных исследований.

*** Результат натурных исследований при $H = 4,28 \text{ м}$; $N_{\text{эж}} = 574 \text{ квм}$; $N_{\text{наг}} = 523 \text{ квм}$; $\Delta N = 9,75 \%$.

высить напор турбин на 37,9%. Проведенные в том же году на р. Арве аналогичные исследования на опытной установке (без турбин) подтвердили эффективность эжекции при размещении турбинных блоков между пролетами водосливной плотины.

Таким образом, схема бычковой ГЭС предложена и опробована более полувека назад. Однако строительство бычковых ГЭС началось лишь в 1941 г. в верхнем течении р. Дравы. В настоящее время каскад бычковых ГЭС на этой реке состоит из шести ГЭС [250, 167] (табл. 1-6).

В Советском Союзе построена одна бычковая ГЭС — Орточальская на р. Куре с напором 8—11 м. Три турбины размещены в блоках шириной 13 м каждый. Ширина пролетов плотины — 14 м. Первоначально на этой ГЭС были установлены горизонтальные прямоточные агрегаты, которые вследствие их неудовлетворительной работы (из-за большого количества наносов) заменены вертикальными. Проекты бычковых ГЭС разрабатывались также для гидроузлов на р. Дон, для Нижне-Волжской и других ГЭС.

Таблица 1-6

Бычковые ГЭС

ГЭС	Страна, река	Год ввода в эксплуатацию	Напор, м	Суммарный расход турбин, м ³ /сек	Установленная мощность ГЭС, Мвт	Число агрегатов	Количество и ширина пролетов плотины, м
Лавамюнд	Австрия, р. Драва	1945	9,0	380	24	3	4×24,0
Дравоград	Югославия, р. Драва	—	9,0	309	21	3	—
Вузеница	То же	1954	13,7	411	53,4	3	—
Вухред	" "	1957	17,4	411	59,4	3	—
Ожбалт	" "	1960	17,4	411	59,4	3	—
Мариборский Оток	" "	—	14,2	411	51	3	4×18,75
Орточальская	СССР, р. Кура	1954	8—11	225	70	3	4×14,0
Митчелл	США, р. Куза	1924	18—24	—	—	4	—
Үэллс	США, р. Колумбия	1967	19,7	5 000	820	10	11×27,3

Бычковая ГЭС Аржанта на р. Дордонь (Франция) имеет три горизонтальных опытных агрегата: один — с низовой капсулой, второй — с генератором, вынесенным в шахты (оба агрегата мощностью по $14,4 \text{ Mwt}$), и третий, мощностью 3 Mwt , для работы в качестве компенсатора [49].

К бычковым может быть отнесена ГЭС Митчелл (США, $4 \times 19 \text{ Mwt}$), построенная в 20-х годах [96, 341, 331]. На этой ГЭС за счет совмещения достигнуто сокращение фронта бетонных сооружений на $1/3$ и увеличение напора в паводок за счет эжекции на $10\text{--}15\%$. По компоновке с ГЭС Митчелл несколько схожа предложенная Н. М. Иванцовым так называемая башенная ГЭС [104], представленная на рис. 1-31. Лабораторные исследования показывают, что пропускная способность блока лимитируется не сечением между башнями агрегатов, а водосливом.

Крупнейшей бычковой ГЭС является ГЭС Уэллс (США, 820 Mwt). В каждом из десяти турбинных блоков установлен агрегат с поворотнолопастной турбиной ($D_1=7,4 \text{ м}$). Водосливы между турбинными блоками имеют практический профиль. Ширина отверстий в свету 14 м , напор над гребнем 20 м (сдвоенные плоские затворы). При сбросе паводка наблюдается увеличение мощности за счет эжекции [338].

Напорные водосбросы между турбинными блоками (рис. 1-14, 28) имеет Головная ГЭС на р. Вахше ($D_1=3,7 \text{ м}$). Входные и выходные отверстия водосбросов расположены у дна подводящего и отводящего русла, сечение водосбросов $4 \times 5 \text{ м}$. Набор изменяется в пределах $22\text{--}32 \text{ м}$. Донные водосбросы обеспечивают сброс паводка и транзит наносов через гидроузел (количество взвешенных наносов на 1 м фронта гидроузла достигает $0,506 \text{ млн. т в год}$).

В 30-х годах в Гидропроекте при проектировании Нижне-Уфимской ГЭС изучалась возможность расположения быстротока («водослив — эжектора») между турбинными блоками с отверстиями отсасывающих труб, находящимися в области отгона прыжка в конце быстротока (рис. 1-14, 27) [239]. Такая схема обеспечивает значительный эффект эжекции.

Водосбросы нескольких типов в одном турбинном блоке. Совмещение в одном турбинном блоке водосбросов нескольких типов усложняет конструкцию здания ГЭС, вследствие чего проектные проработки и лабораторные исследования подобных гидроэлектростанций, как правило, не реализованы. Так, еще при проектировании ГЭС Кембс предполагалось сброс паводка производить одновременно через водослив и через водосброс, выведенный в колено отсасывающей трубы [330].

Возможность устройства водосброса, выведенного в колено отсасывающей трубы, изучалась при проектировании водосливного варианта Куйбышевской ГЭС еще в 1937 г. [72]. Водосливное здание ГЭС со сбросом расхода в колено отсасывающей трубы (рис. 1-7) предлагалось

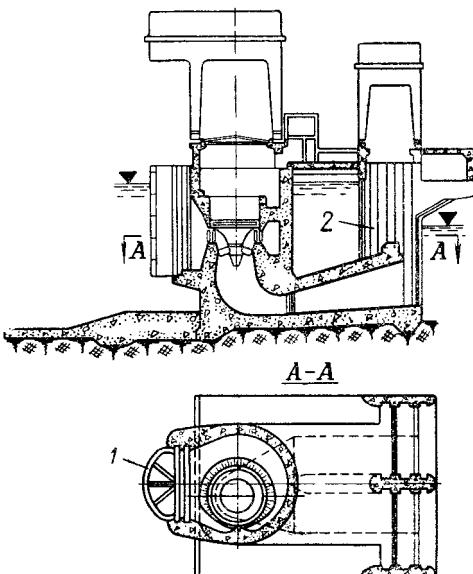


Рис. 1-31. Башенная ГЭС. Водослив расположен над отсасывающей трубой (проект).
1 — сороудерживающая решетка; 2 — быки водослива.

П. П. Лаупманом. При проектировании Волжской ГЭС имени В. И. Ленина автором в МЭИ были исследованы варианты турбинных блоков с напорными водосбросами или водосливами и в каждом случае с водосбросом, выведенным в колено отсасывающей трубы. При исследовании турбинного блока Саратовской ГЭС на модели изучался двухагрегатный блок с одновременным пропуском воды через напорные во-

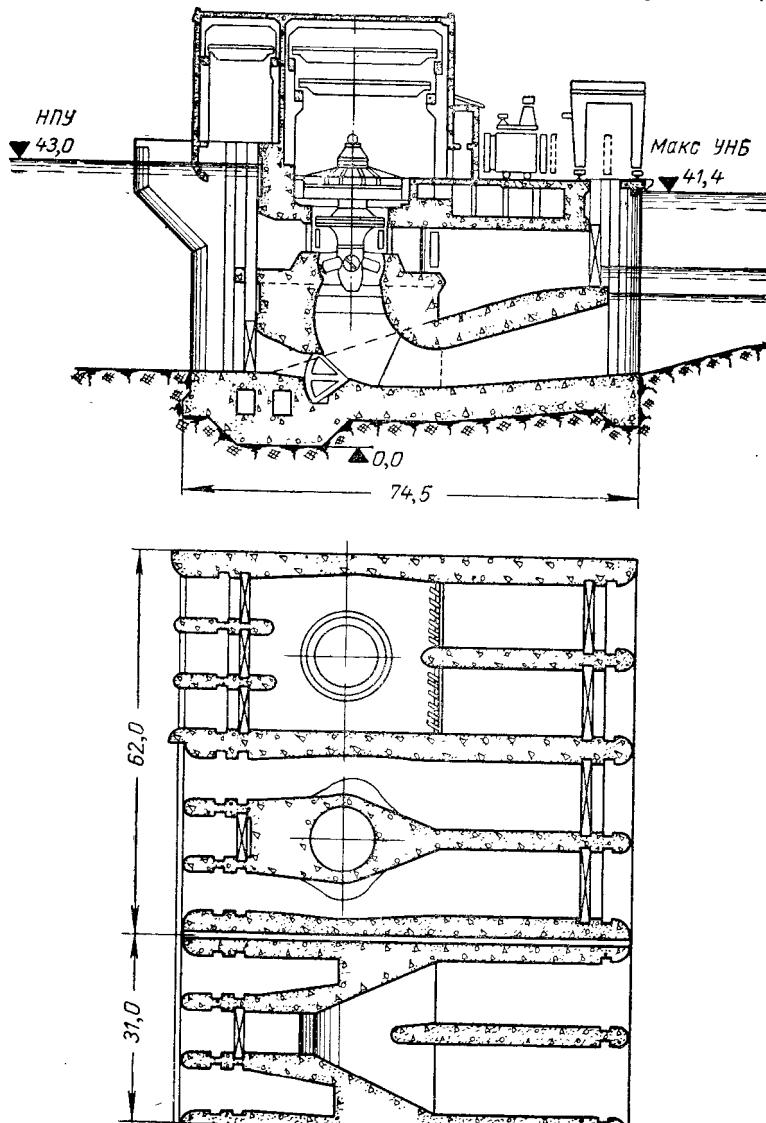


Рис. 1-32. Вариант Саратовской ГЭС с пропуском сбросного расхода через турбинные камеры, водосбросы под турбинной камерой и отсасывающую трубу.

досбросы под турбинной камерой и водосброс, выведенный в колено отсасывающей трубы (рис. 1-30), а также вариант с пропуском сбросного расхода через напорные водосбросы и турбинные камеры, перекрывающиеся со стороны нижнего бьефа жалюзи, и через водосброс, выведенный в колено отсасывающей трубы (рис. 1-32). В ТСХА изучался в лаборатории турбинный блок с пропуском одновременно расхода через водослив с широким порогом в обход турбинной шахты, камеру отсасывающей раструбной трубы, турбинную камеру (рис. 1-33).

Здание ГЭС с двухъярусным расположением водосбросов (широкий порог с пропуском воды между генераторами и через напорные водосбросы под турбинной камерой) разработано Б. К. Александровым, Н. А. Егоровым и М. Г. Оборотовой [14] (рис. 1-34). В этой компоновке принят высоковольтный генератор с повышенным числом оборотов ($N_{\text{агр}}=70 \text{ Мвт}$, $n=300 \text{ об/мин}$, мультипликатор с передаточным числом 5,6). Малые габариты генератора позволяют разместить его в шахте с диаметром, равным диаметру турбинной шахты, что дает возможность обеспечить большую пропускную способность водосбросов между генераторами. Турины имеют противоположное вращение, что позволяет при работе одного агрегата уменьшить потери напора на вход за счет использования части входного отверстия соседнего агрегата. Секции сороудерживающих решеток соединены шарнирно под углом в рабочем положении. Промыв решеток возможен при включении водосбросов обратным током воды, поступающей через проемы в быках из соседних блоков.

Помимо рассмотренных схем совмещения имеются другие решения, как осуществленные, так и не нашедшие применения (см., например, [154, 157, 259]) вследствие сложности, малой эффективности или недостаточной изученности.

В заключение остановимся на некоторых схемах совмещенных ГЭС, разработанных для специфических условий. Разнообразные компоновки предлагаются для здания ГЭС с контраторным агрегатом [222], например со сдвоенным контраторным горизонтальным агрегатом (рис. 1-35). Рабочие колеса вращаются в противоположные стороны; в противоположные стороны вращаются ротор и статор генератора. Над отсасывающими трубами расположены напорные водосбросы.

Деривационная ГЭС Беренбург (Швейцария, $H=338 \text{ м}$, $4 \times 64 \text{ Мвт}$) совмещена с гравитационной плотиной высотой 64 м (рис. 1-36) [345], создающей водохранилище последующей ступени каскада, как это имеет место на ГЭС Ова-Слин (рис. 1-26, б).

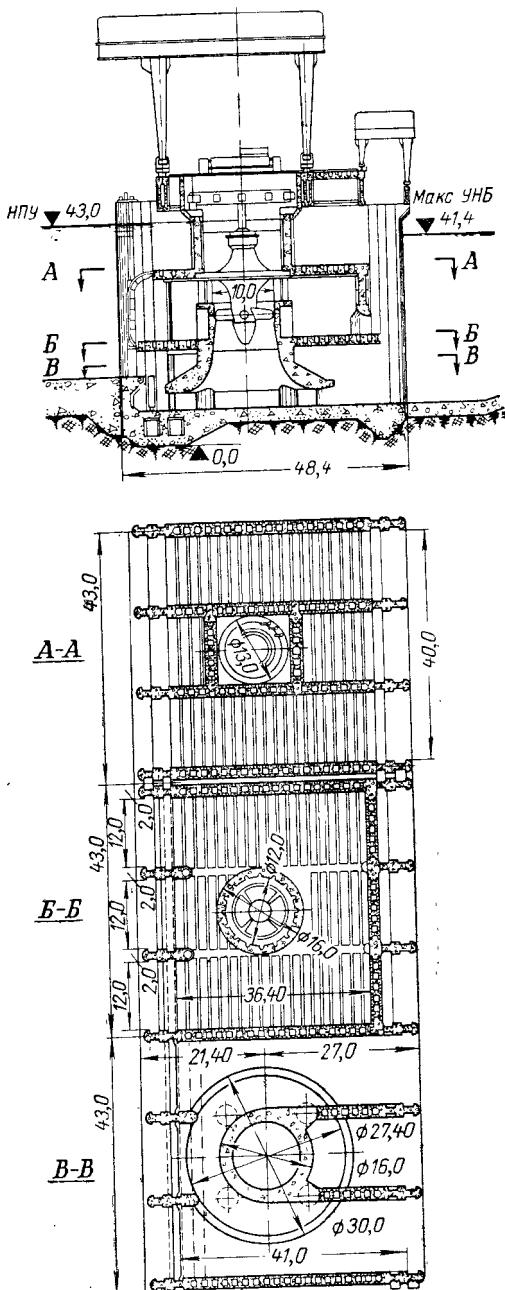


Рис. 1-33. Вариант Саратовской ГЭС с пропуском расхода над турбинной камерой, через турбинную камеру и отсасывающую трубу.

Интересное решение нашло применение в Чехословакии [338]. На гидроузлах с земляными плотинами высотой до 70 м и сбросными расходами около 260 м³/сек здание ГЭС (один турбинный блок) располагается в верхнем бьефе в башне, конструктивно представляющей собой единое целое с шахтным водосбросом и водоспусками (рис. 1-37).

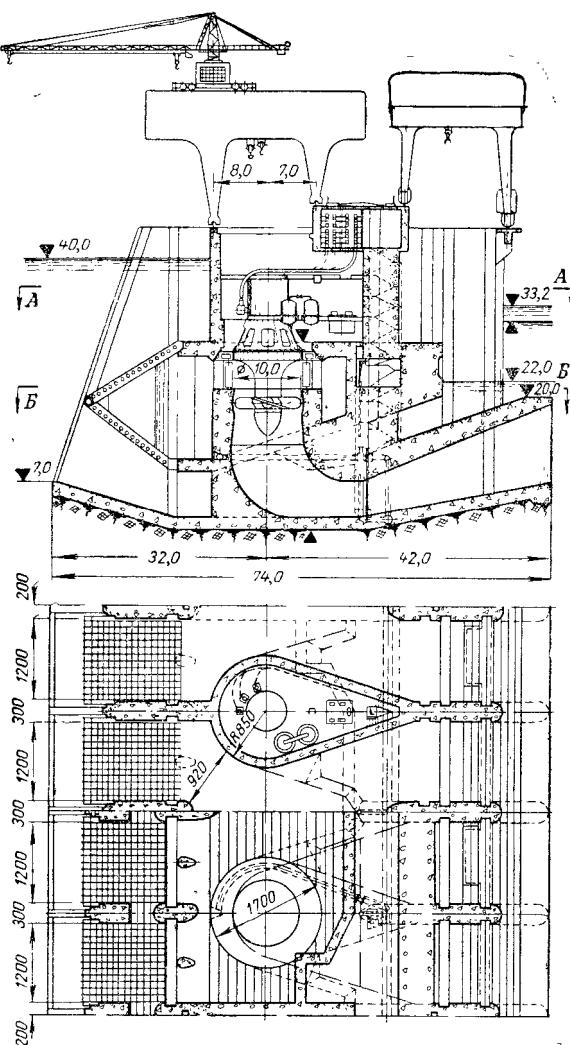


Рис. 1-34. Здание ГЭС с водосбросами в два яруса (водослив с широким порогом между генераторами и напорные водосбросы под турбинной камерой). $D_1 = 10$ м (схема).

оригинальных встроенных ГЭС. Интересен, например, каскад ГЭС на р. Мольд (Франция, от четырех до шести агрегатов по 800 кВт на каждой ГЭС, рис. 1-3,г) [338, стр. 471]¹. Оригинальна ГЭС с многоярусным расположением агрегатов, изображенная на рис. 1-12.

Примером совмещения здания ГЭС с земляной плотиной является проект ГЭС Оровилл (США) (рис. 1-3,д). Плотина высотой 224 м была запроектирована в двух вариантах: с экраном и ядром, которые опираются на бетонный массив высотой 47 м, перекрывающий русло в цен-

тре. Совмещение здания ГЭС с шахтным водосбросом осуществлено на ГЭС Джатилухур (Индонезия, $H=40,5 \div 80,5$ м, $6 \times 31,5$ МВт), представленной на рис. 1-38. Высота шахты 101 м, наружный диаметр 91 м. При напоре над гребнем водослива 4,6 м пропускная способность шахтного водослива составляет 3 000 м³/сек. Как это следует из лабораторных данных, на ГЭС подобного типа может быть достигнут значительный эффект эжекции [17].

Примером встроенных зданий ГЭС, т. е. таких, которые вписаны в пределы профиля плотины без существенного его изменения по сравнению с нормальным профилем, являются изображенные на рис. 1-3,а ГЭС Саньмынься [166, 204], Тешаньгуань на рис. 1-3,б [153, 204], Гранваль на рис. 1-3,в [159]. Здание ГЭС Гранваль (Франция, 2×34 МВт) имеет в плане круглую форму и размещено между контрфорсами многоарочной плотины. Имеется ряд других

¹ См. «Гидротехническое строительство», 1953, № 9.

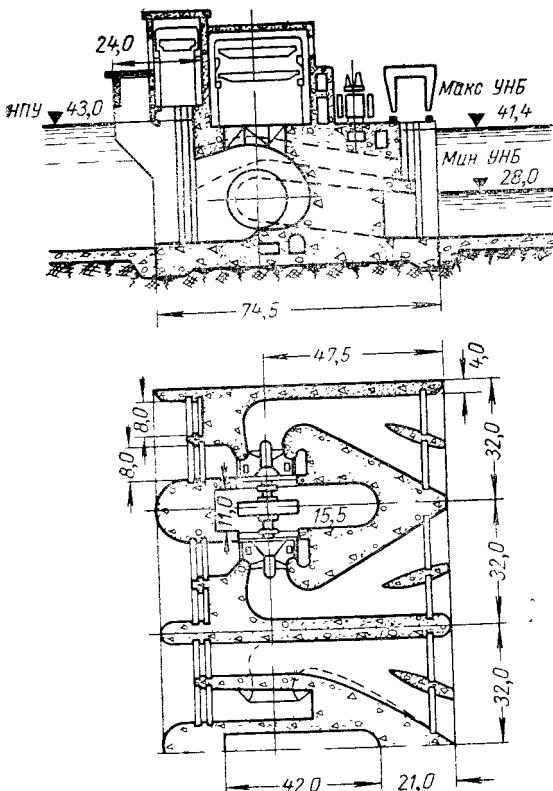


Рис. 1-35. Здание ГЭС со сдвоенным контрроторным агрегатом (схема).

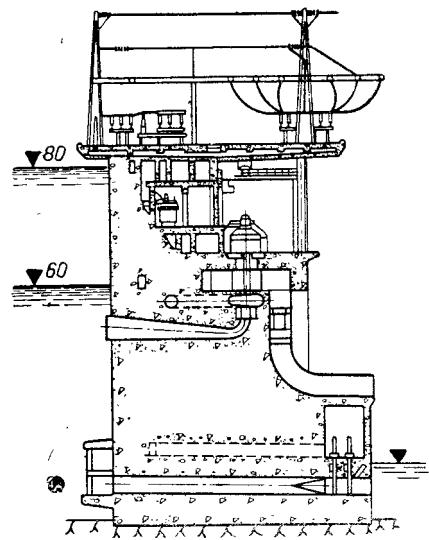


Рис. 1-36. Деривационная ГЭС, совмещенная с гравитационной плотиной нижележащей ГЭС каскада (ГЭС Беренбург).

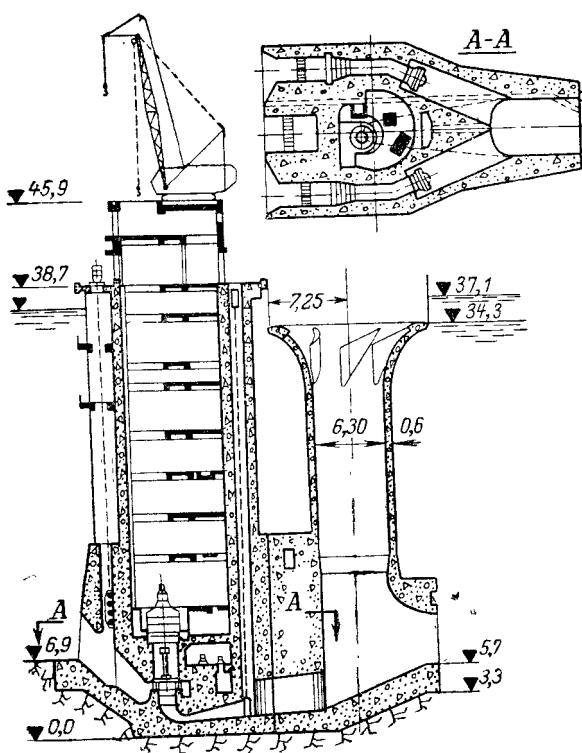


Рис. 1-37. ГЭС Гречолуски ($Q_{\text{водосбр}}=260 \text{ м}^3/\text{сек}$).

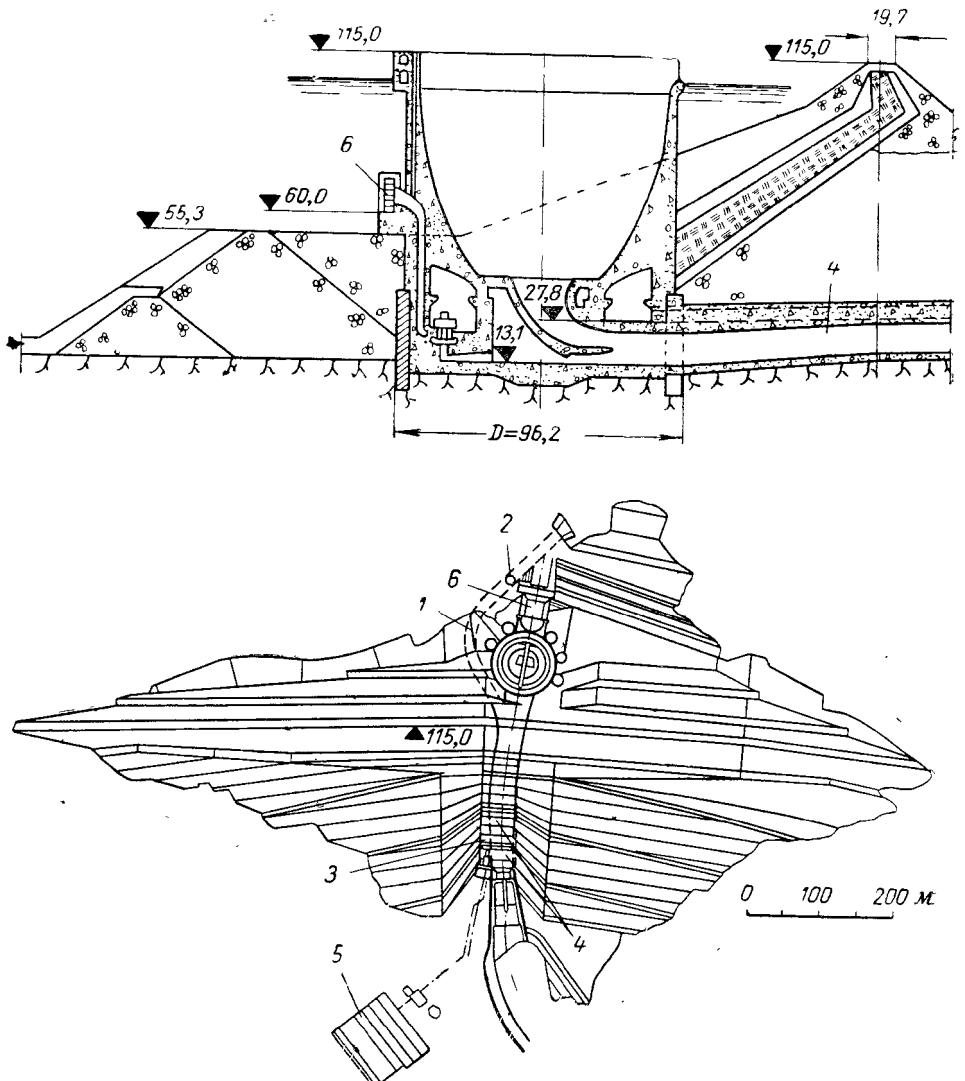


Рис. 1-38. ГЭС Джатилухур, совмещенная с шахтными водосбросами.
 1 — строительный туннель; 2 — шахта затворов строительного туннеля; 3 — подходная галерея к ГЭС;
 4 — отводящие галереи № 1 и 2; 5 — ОРУ; 6 — водоприемник.

тральной части створа. Гидроэлектростанция ($6 \times 100 \text{ Mвт}$) размещается в бетонном массиве. Турбинные водоводы и отводящий туннель расположены вдоль массива; водоприемник ГЭС расположен на одном берегу реки, выход из отводящего туннеля — на другом [316].

1-3. ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ЭЖЕКЦИИ НА ДЕЙСТВУЮЩИХ ГЭС И ВОЗМОЖНОСТИ УВЕЛИЧЕНИЯ ЭФФЕКТА ЭЖЕКЦИИ

Из опыта проектирования и эксплуатации совмещенных ГЭС следует, что изменение конструкции ГЭС в целях лишь использования эжекции, как правило, нецелесообразно. Усложнение конструкции здания, производства работ по его возведению, условий эксплуатации не оправдываются энергетическим эффектом, который достигается за счет эжекции. Именно поэтому американские специалисты, рассматривав-

шие совмещение лишь с точки зрения использования эжекции, после строительства нескольких для своего времени крупных ГЭС с использованием эжекции прекратили строительство совмещенных ГЭС.

Не может играть существенной роли эжекции и на ГЭС с большим напором.

Главным достоинством совмещения ГЭС с водосбросами является возможность сокращения фронта бетонных сооружений и в ряде случаев облегчения условий пропуска строительных расходов. Это обстоятельство широко используется в советской и зарубежной гидротехнической практике.

Вместе с тем в ряде случаев возможность использования эжекции на совмещенных ГЭС является дополнительным существенным преимуществом таких ГЭС. Эжекция здесь может быть использована как для увеличения выработки энергии, так и для повышения пропускной способности гидроузла.

По данным В. С. Серкова, обобщившего результаты натурных исследований эжекции на Волжских ГЭС имени В. И. Ленина и имени XXII съезда КПСС, Уч-Курганской, Дубоссарской и Новосибирской ГЭС, увеличение среднегодовой выработки энергии за счет эжекции может составить на этих ГЭС около 0,3—0,7% или в сумме около 110—120 млн. квт·ч [223]. На Уч-Курганской ГЭС увеличение мощности в паводок за счет эжекции достигало 7,5%—14,5% при статическом напоре 21,5—24,9 м.

На Камской водосливной ГЭС в паводок 1957 г. (продолжительностью 20 дней) сброс воды осуществлялся через 16—18 водосливных отверстий при общем числе отверстий, равном 24. За 13 дней натурных испытаний дополнительная выработка электроэнергии составила 8,7 млн. квт·ч [60]. При расчетном ($p=0,1\%$) паводке ожидается увеличение мощности ГЭС за счет эжекции на 105 Мвт, или 45% возможной мощности ГЭС без эжекции.

Весьма существенно наличие эжекции оказывается на характеристиках совмещенной Саратовской ГЭС, в составе гидроузла которой не имеется водосливной плотины. Разность между УНБ, соответствующая сбросу максимальных расходов, и НПУ на этом гидроузле меньше трех метров. Для работы турбины необходим напор не менее 5,6 м. Поэтому во избежание остановки турбин при сбросе расходов приходится форсировать УВБ. Эффект эжекции по напору достигает 2 м, что позволяет начинать форсировку УВБ при расходах, существенно больших, чем это требовалось бы при отсутствии эжекции. В условиях пропуска максимального расчетного расхода благодаря эжекции пропускная способность всех турбин возрастает на величину, превышающую пропускную способность двух водосбросов. При отсутствии эжекции эти водосбросы необходимо было бы предусмотреть, увеличив фронт бетонных водосбросных сооружений.

Однако из всех отечественных ГЭС с напорными водосбросами, входящих в состав гидроузлов с водосбросными плотинами, эжекция систематически используется лишь на Уч-Курганской ГЭС. Использованию эжекции препятствует трудоемкость и длительность операций по открытию и закрытию водосбросных отверстий и необходимость проведения после их закрытия дополнительных мероприятий по прекращению фильтрации через уплотнения.

Эффективность использования эжекции уменьшается на всех этих ГЭС, кроме Уч-Курганской ГЭС, потому, что согласно заложенным при проектировании возможностям маневрирования затворами водосбросы здания ГЭС вступают в работу лишь после открытия некоторой части отверстий водосливной плотины, т. е. когда напор турбин уже снизился по сравнению с расчетным на 5—7%. Водосбросы ГЭС включаются только при расходах редкой повторяемости.

В большинстве случаев натурные наблюдения показывают увеличение мощности агрегатов при работе водосбросов меньшее, чем было определено в проектных предположениях [223]. Это имеет место в тех

случаях, когда допущена ошибочная оценка эффекта эжекции при расчетах или при лабораторных исследованиях, неправильном использовании лабораторных данных или невыполнении строителями рекомендаций лабораторий. Отличие данных натурных наблюдений от лабораторных результатов может иметь место также при неправильной постановке натурных испытаний.

Неправильная оценка эффекта допущена при лабораторных исследованиях турбинного блока Дубоссарской ГЭС. Не были учтены потери напора в водоприемнике; снижение за счет эжекции давления в створе выходного отверстия отсасывающей трубы меньше увеличения потерь напора в водоприемнике. По данным натурных испытаний 1955 г., при статическом напоре 7,6 м, расходе через турбину 70—90 м³/сек, расходе через водосбросы одного блока 2×380 м³/сек давление в выходном отверстии отсасывающей трубы за счет эжекции при полном открытии отверстий водосбросов снизилось на 0,5 м, а потери напора в водоприемнике достигли 0,8 м. Напор турбины при эжекции уменьшился на 4%, мощность агрегата — на 6%. При частичных открытиях отверстий водосбросов, при которых потери напора в водоприемнике малы, мощность увеличивается за счет эжекции на 1,6—1,8%.

На Волжской ГЭС имели XXII съезда КПСС результаты натурных испытаний эжекции [36], лабораторных исследований автора и расчета эжекции (по формулам, приведенным в настоящей работе) [243] дали практически вполне удовлетворительное совпадение. Например, при $H_{ст} \approx 17$ м, полном открытии водосбросных отверстий, угол разворота лопастей в натуре $\varphi = 17^{\circ}15'$ и на модели $\varphi = 20^\circ$ получено (рис. 1-39) для агрегата № 17:

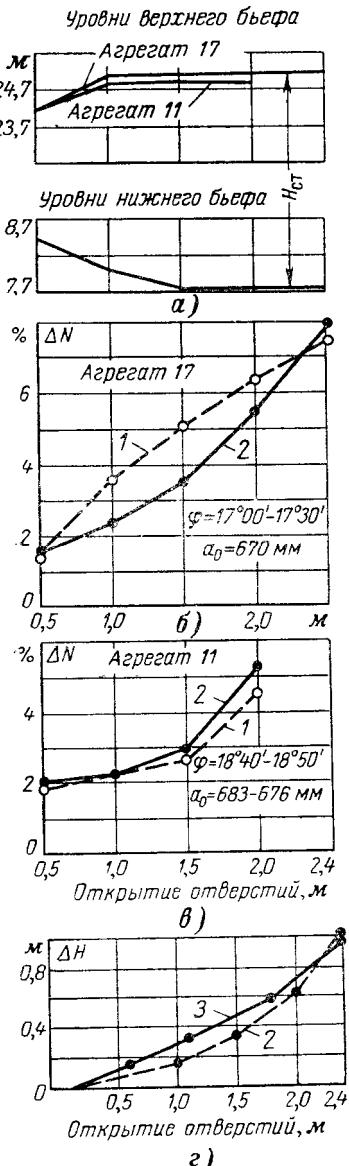


Рис. 1-39. Эффект эжекции на Волжской ГЭС имени XXII съезда КПСС.

а — изменение уровней бьефов; б, в — эффект эжекции по мощности для агрегатов № 17 и 11; г — эффект эжекции по напору; 1 — натурные данные; 2 — по расчету; 3 — опыты на модели при $\varphi = 20^\circ$ (на модели $D = 186$ мм).

дели был больше, чем в натуре, т. е. турбина работала в области меньших к. п. д., где увеличение напора дает более существенное увеличение мощности. Потери напора в водоприемнике турбинного блока Волжской ГЭС имени XXII съезда КПСС составляют по лабораторным данным всего 0,04 м (приведено к натуре); при натурных исследованиях они не

	ΔN, %	ΔH, м
Натура . .	7,39	Не определялось
Расчет . .	7,9	0,9
Модель . .	13,0	0,85 (приведено к натуре)

Большее значение ΔN , полученное на модели по сравнению с натурой, есть результат того, что угол разворота лопастей на мо-

были уловлены. В данном случае утверждать о несовпадении результатов натурных испытаний с проектными предположениями нет оснований.

Нельзя утверждать о несоответствии увеличения мощности агрегатов проектным предположениям, основываясь на натурных испытаниях, проведенных на Новосибирской ГЭС, при которых открывались водосбросы лишь одного турбинного блока. Эффект эжекции был меньше, чем он может быть при работе водосбросов нескольких смежных турбинных блоков.

Пока остается неясным, почему эффект эжекции на Волжской ГЭС имени В. И. Ленина оказался по данным натурных испытаний меньше, чем на модели. Поскольку ошибка в результатах натурных испытаний маловероятна, можно предполагать, что отрицательное влияние на эжекцию оказывает занижение отметки кромки потолка на входе в пристройку по сравнению с отметкой, заданной лабораторией. При проведении натурных исследований автор наблюдал, что при полном открытии водосбросных отверстий уровень воды в пространстве между блоком и пристройкой вместо того, чтобы снизиться, несколько повышался, что может быть следствием удара струн о торец пристройки, происходящего из-за некоторого занижения кромки ее потолка. При $H_{ст}=14,5$ м и полном открытии водосбросов увеличение напора за счет эжекции равно в натуре 5,5%, а на модели $\sim 11\%$.

Поиски эффективных схем эжектирования, несмотря на сложившееся, несколько скептическое отношение к эжекции, не прекращаются с момента первых попыток использовать эжекцию. Наряду с уже изученными и опробованными схемами эжектирования, принятыми практикой или отвергнутыми, имеются схемы, подлежащие дальнейшему изучению. Нет пока оснований отвергать возможность использования эжекции в нижний бьеф при отогнанном прыжке на водосливных (рис. 1-7) и бычковых гидроэлектростанциях и гидроэлектростанциях, совмещенных с быстротоками (рис. 1-14, 27). Еще в 1911 г. Б. А. Бахметев показал, что при установке турбины в бычке с расположением отверстия отсасывающей трубы в боковой грани бычка отгон прыжка при истечении из-под затвора при разности уровней бьефов, равной 2 м, увеличивает напор турбины (без учета влияния расхода турбины) до 6,4 м (!). Как указывает сам автор расчета, «к результатам приведенного выше примера, кажущимся на первый взгляд «парадоксальным», с недоверием относиться отнюдь нельзя» [37].

О возможности достичь значительного эффекта эжекции при отогнанном прыжке на бычковых ГЭС можно судить по данным наблюдений за нижним бьефом плотины Днепровской ГЭС имени В. И. Ленина. Оказывается, что если сбрасывать воду через два смежных пролета плотины, то за двумя соседними блоками плотины уровень воды снижается на 5—6 м. Если открывать пролеты через один, то за блоками плотины с неработающими водосбросами уровень воды снижается на 6—7 м¹. Следовательно, при размещении между пролегами плотины турбинных блоков можно было бы получить весьма существенное увеличение напора турбин. В современных проектах возможность использования эжекции при отогнанном прыжке не рассматривается, по-видимому, безосновательно. Напомним, что на ГЭС Митчелл (США, 3×19 Мвт) за счет эжекции увеличение напора турбин в паводок достигает 10—15%.

При лабораторных исследованиях Нижне-Уфимской ГЭС (рис. 1-14, 27) увеличение напора при отогнанном прыжке в конце быстротока при $H_{ст}=4,5$ м достигло 1,5 м [239].

¹ Данные начальника гидроцеха ДнепроГЭС И. Е. Алексеенко.

Понижение уровня нижнего бьефа при отгоне прыжка исследовалось для небольшой ГЭС Фо-ля-Монтан (Франция) [330]. Отводящий канал ГЭС выведен в конец быстротока, что при сопряжении бьефов отогнанным прыжком позволяет поддерживать уровень воды в отводящем канале ниже уровня воды в паводок.

Несколько небольших гидроэлектростанций с эжекцией в нижний бьеф при отогнанном прыжке (по фронту ГЭС) были построены в ФРГ на р. Майн [330].

В. И. Синотиным предложено для повышения эффективности эжекции в нижний бьеф применять «эжекторную балку» в виде вертикальной стенки в конце быков нижнего бьефа, уменьшающей затопление водосбросных отверстий и увеличивающей пропускную способность водосбросов и эффект эжекции [225]. Предложение заслуживает внимания и подлежит дальнейшему изучению.

Вопросы эффективности и целесообразности эжекции в отсасывающую трубу (рис. 1-7) пока надлежащим образом не разрешены. Не ясно, какие схемы ввода в отсасывающую трубу обеспечивают наибольший эффект эжекции. Независимо от схемы эжектирования не удается получить значительного эффекта эжекции при малых сбросных расходах. Но с увеличением сбросного расхода, пропускаемого через отсасывающую трубу, в зависимости от схемы ввода потока в трубу можно вместо увеличения напора эжекцией получить его снижение. При эжекции в отсасывающую трубу следует четко различать две составляющие эффекта эжекции, определяющиеся взаимодействием сбросного и турбинного потоков в отсасывающей трубе и вне ее,— так называемые внутреннюю и внешнюю составляющие эффекта эжекции (см. § 8-4).

При исследовании в гидроиспытательной лаборатории НИС Гидропроекта турбины ПЛ 510-46 с эжекцией в колено отсасывающей трубы зафиксировано без учета внешней составляющей эффекта эжекции снижение мощности на 6—7 %. При исследовании автором варианта турбинного блока Саратовской ГЭС внутренняя составляющая эффекта эжекции оказалась практически равной нулю или ничтожно малой. Ван Ли-янь (МИСИ) получил в лаборатории дополнительное разрежение под рабочим колесом лишь при поступлении сбросного потока в диффузорный горизонтальный патрубок отсасывающей трубы, а не под рабочее колесо [59]. К выводу о том, что внутренняя составляющая эффекта эжекции мала или отрицательна, приводят анализ результатов натурных испытаний Шильской ГЭС [77], на которой увеличение мощности агрегата изменялось в пределах от 9,2 % до 45,5 % в зависимости от величины снижения мощности в паводок, режима работы турбины, величины эжектирующего расхода и открытия правого, левого или обоих водосбросов, выведенных в колено отсасывающей трубы. К сожалению, в некоторых работах разделение эффекта эжекции на внутреннюю и внешнюю составляющие не производилось [236, 192].

При эжекции в колено отсасывающей трубы увеличение напора турбины происходит полностью или главным образом за счет внешней составляющей эффекта эжекции. По данным автора, полученным при лабораторных исследованиях варианта турбинного блока Саратовской ГЭС (рис. 1-30) с эжекцией в колено отсасывающей трубы, внешняя составляющая эффекта эжекции при $H_{ст}=3,7$ м равна 0,15 м и при $H_{ст}=10$ м равна 0,8 м.

Мнения об устойчивости работы агрегата при эжекции в колено отсасывающей трубы расходятся. По одним данным введение потока в колено отсасывающей трубы не нарушает устойчивой работы агрегата [101], по другим — имеет место некоторая неустойчивость работы турбины [192].

При эжекции в камеру отсасывающей трубы (рис. 1-7, 1-14, 22, 24) камера может быть затопленной или незатопленной. При затопленной камере следует, как и при эжекции в колено отсасывающей трубы, различать внутреннюю и внешнюю составляющие эффекта эжекции. Наличие в этом случае внешней составляющей эффекта эжекции учитывается расчетными зависимостями С. А. Егорова [97]. Однако при испытаниях модели с эжекцией в камеру отсасывающей трубы разделение эффекта эжекции на внутреннюю и внешнюю составляющие С. А. Егоров не произвел (на модели определялось увеличение за счет эжекции мощности агрегата).

При лабораторных исследованиях варианта турбинного блока Саратовской ГЭС с раструбной отсасывающей трубой (рис. 1-14, 24 и 1-33) при $H_{ст} = 10$ и 6 м мощность турбины при отсутствии сброса через камеру отсасывающей трубы была равна соответственно $44,5$ и 14 Мвт (данные приведены к натуре). При пропуске сбросного расхода через камеру отсасывающей трубы (отношение $Q_b/Q_t = 2,2$ и $2,1$) мощность увеличивалась на 3 и $4,5$ Мвт, т. е. на $6,7$ и 32% . Увеличение мощности довольно значительно [272], что, по-видимому, частично происходит и за счет внутренней составляющей эффекта эжекции, поскольку при эжекции в камеру отсасывающей трубы сбросной расход не препятствует отводу воды из под рабочего колеса, как это имеет место при эжекции в колено отсасывающей трубы. Весьма показательно, что при поступлении сбросного расхода в камеру отсасывающей трубы по всей ее

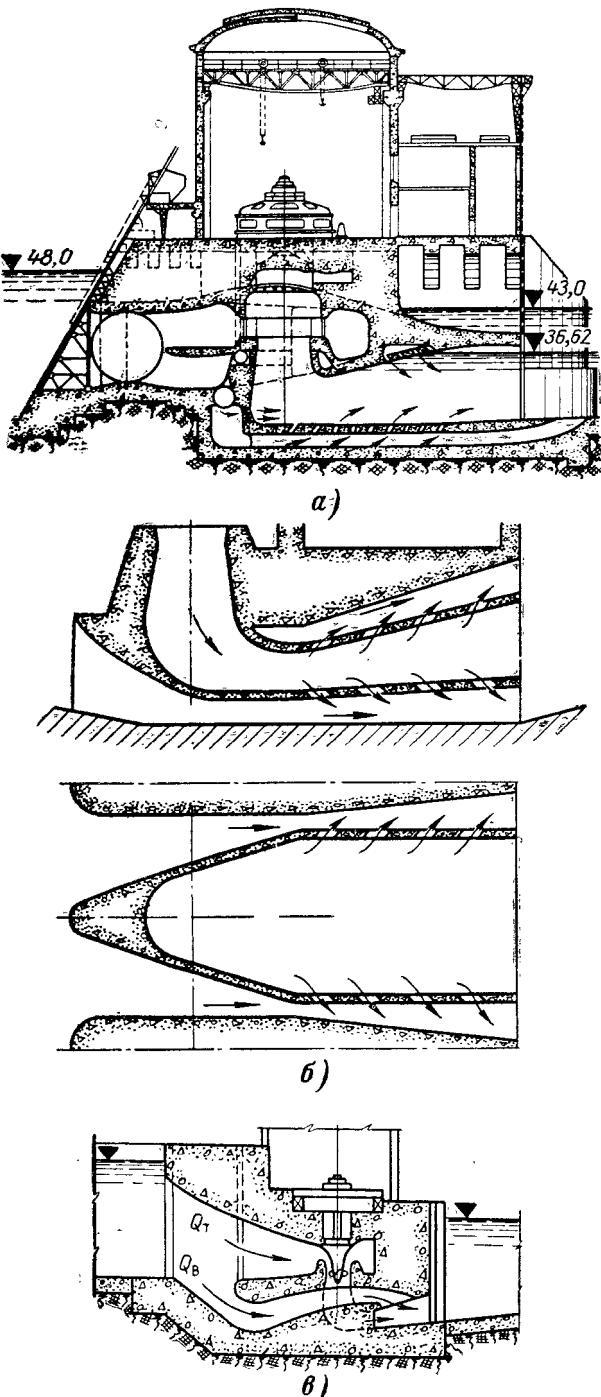


Рис. 1-40. Схемы эжектирования в диффузор и из диффузора отсасывающей трубы.
а — эжекция в диффузор отсасывающей трубы ГЭС «Железные ворота», довоенный проект; **б** — эжекция из диффузора отсасывающей трубы; **в** — эжекция через водосброс, выведенный в потолок отсасывающей трубы (отрицательный эффект эжекции).

ширине эжекции был меньше, чем при закрытом среднем входном отверстии, расположенному перед раструбом. Внешняя составляющая эффекта эжекции при напоре 10 м была менее 8% (при эжекции в колено отсасывающей трубы — около 10%).

При пропуске через камеру отсасывающей трубы сбросного расхода важно, чтобы выходное сечение отсасывающей трубы было в плоскости, расположенной ниже нижней границы транзитного потока, поступающего в камеру из верхнего бьефа. С. А. Егоров предлагает [97] делить камеру горизонтальным перекрытием на два этажа, что должно обеспечивать эжекцию, а не потери напора турбины за счет ухудшения условий выхода потока из отсасывающей трубы.

Внимание исследователей привлекает также эжекция в диффузор или водоводы, соединенные с диффузором отсасывающей трубы. На рис. 1-40,а изображен вариант ГЭС «Железные ворота» на р. Дунай с эжекцией в диффузор отсасывающей трубы [179]. На рис. 1-40,б — схема эжекции в водосброс, соединенный с диффузором отсасывающей трубы, предложенная ВНИИГ (1951 г.). Сведения об испытании этих схем эжекции отсутствуют.

При проектировании Куйбышевской ГЭС разрабатывался вариант здания ГЭС с водосбросом, выведенным в потолок диффузора отсасывающей трубы (рис. 1-40,в). Исследования автора показали, что при работающих водосбросах мощность турбины снижается.

В 1941 г., по предложению А. Я. Миловича, была испытана модель с выпуском сбросного расхода в нижний бьеф через отверстия, расположенные по периметру выходного сечения отсасывающей трубы [239]. Эта схема заметного эффекта эжекции не дала. Одна из схем, которая может быть отнесена к эжекции, — водовод, соединенный с отсасывающей трубой, появилась еще в 1908 г. Имеется в виду предложение Гершеля [193, 330] понижать давление в отсасывающей трубе путем соединения ее суженной частью водосброса, выполненного в виде трубы Вентури. При исследовании этой схемы применительно к установке в г. Бремене полная мощность агрегата поддерживалась при падении напора до 0,7 от расчетного. Оригинальный способ использования эжекции в водосбросы предложен в 1956 г. Н. В. Николаевым [180]. Напорные водосбросы имеют камеры, подобные применяемым в водоструйных насосах (рис. 1-7). Вертикальный патрубок отсасывающей трубы соединен с камерами водосбросов, в результате чего вода из-под рабочего колеса поступает в камеры. Расход воды, поступающий из-под рабочего колеса в камеры водосбросов, оказался при модельных исследованиях столь значительным, что автор предложения пришел к выводу о необходимости закрывать (!) при эжектировании отверстие отсасывающей трубы. Проведенный нами анализ экспериментальных данных показал, что опыты проводились при слишком малых приведенных расходах турбины.

Эффект эжекции может быть достигнут при расположении в одном турбинном блоке водосбросов нескольких типов (рис. 1-30, 1-32—1-34, 1-7 и др.). При сбросе воды через водослив с широким порогом и одновременно через камеру отсасывающей трубы (рис. 1-33) мощность турбины увеличилась согласно лабораторным данным [262] при напоре 10 м на 7,9 Мвт (30%); к. п. д. турбины возрос с 21 до 60%. До настоящего времени ни одной ГЭС с комбинированной эжекцией не построено.

В заключение отметим, что к оценке эжекции как увеличению мощности, выраженной в процентах мощности без эжекции, следует относиться с осторожностью, поскольку при падении мощности до нуля даже незначительное ее увеличение за счет эжекции может дать сколь угодно большое относительное приращение мощности.

Глава вторая

ВЛИЯНИЕ УСЛОВИЙ В НИЖНЕМ БЬЕФЕ НА РАБОТУ ТУРБИНЫ

2-1. ПЕРЕПАД ВОССТАНОВЛЕНИЯ

При работе гидравлической турбины с отсасывающей трубой, имеющей горизонтальный диффузорный патрубок, в нижнем бьефе может иметь место либо перепад восстановления, либо подпор, т. е. понижение или повышение уровня свободной поверхности в створе выходного сечения отсасывающей трубы по сравнению с уровнем в удалении от выходного сечения (бытовым уровнем). При образовании перепада восстановления давление в выходном сечении отсасывающей трубы снижается, и таким образом, увеличивается напор турбины.

На образование перепада восстановления обратил внимание еще в 1947 г. Д. И. Кумин при выводе формул для расчета эжекции в отсывающую трубу [132]. В последующем, до 1951 г. не было работ, учитывающих влияние перепада восстановления на напор турбин.

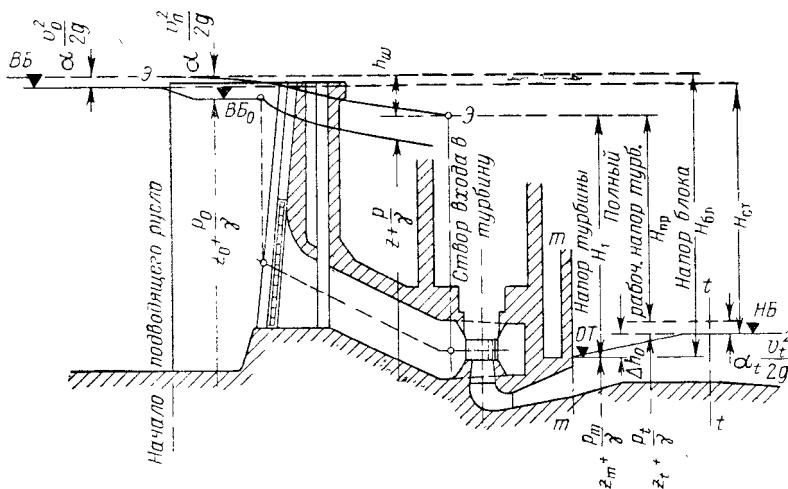


Рис. 2-1. Напоры и перепад восстановления.

Построение характеристики по напору, учитывающему перепад восстановления, выполнено в 1951 г. Х. Ш. Мустафина при исследовании модели блока Камской водосливной ГЭС [175], затем в 1952 г. В. П. Гурьевым и И. Н. Смирновым — при энергетических исследованиях блока Волжской ГЭС имени В. И. Ленина [86], *и при лабораторных исследованиях турбинного блока той же ГЭС в МЭИ, а в 1954 г. — П. Е. Ткаченко при лабораторных исследованиях турбинного блока Каюковской ГЭС [273]. В последнее время перепад восстановления, как правило, учитывают и при моделировании турбинных блоков, и при

* В этой работе, а также в некоторых работах Н. М. Щапова [308] перепад восстановления назван «гидравлическим прыжком». Поскольку глубина в выходном сечении отсасывающей трубы больше критической глубины, образование прыжка при истечении из отсасывающей трубы невозможно.

проводении натурных испытаний гидротурбин. Однако и сейчас появляются работы, в которых наличие перепада игнорируется, что приводит к неправильному определению напора и к. п. д. турбины.

Величина перепада восстановления $+\Delta h_0$ или подпора $-\Delta h_0$ зависит от запаса кинетической энергии потока, поступающего из отсасывающей трубы, и от условий, определяющих потери энергии в нижнем бьефе.

Зависимость перепада восстановления от различных факторов удобно проследить, анализируя уравнение Бернулли, составленное для сечений mm и tt (рис. 2-1). Поскольку давление в указанных сечениях практически гидростатическое, получаем:

$$\nabla_{OT} + \alpha_m \frac{v_m^2}{2g} = \nabla_{HB} + \alpha_t \frac{v_t^2}{2g} + h_w(m-t). \quad (2-1)$$

Если принять, что $\alpha_m = \alpha_t = 1$, пренебречь потерями на трение по длине и рассматривать $h_w(m-t)$ как потери на внезапное расширение (по Борда)¹, то, выразив скорости через расход и площади, получим:

$$\Delta h_0 = \nabla_{HB} - \nabla_{OT} = \frac{Q^2}{2g} \left[\frac{1}{\omega_m^2} - \frac{1}{\omega_t^2} - \left(1 - \frac{\omega_m}{\omega_t} \right)^2 \frac{1}{\omega_m^2} \right]. \quad (2-2)$$

Анализ формул (2-1) и (2-2) позволяет установить, что перепад восстановления:

стремится к нулю при $\omega_t \rightarrow \infty$, поскольку кинетическая энергия потока, поступающего из отсасывающей трубы, в безграничном бьефе безвозвратно рассеивается;

равен нулю при $\omega_m = \omega_t$ (и $\alpha_m = \alpha_t$), так как кинетическая энергия в сечениях mm и tt одинакова, вследствие чего преобразование кинетической энергии в потенциальную отсутствует;

достигает максимума при $\omega_t = 2\omega_m$ (если $\alpha_m = \alpha_t$);

возрастает с увеличением расхода;

увеличивается с повышением степени неравномерности скоростей в выходном сечении отсасывающей трубы.

Степень неравномерности распределения скоростей в выходном отверстии отсасывающей трубы зависит от режима работы турбины и может характеризоваться коэффициентами кинетической энергии α_m или количеством движения α_{0m} .

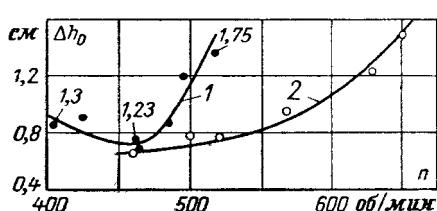


Рис. 2-2. Изменение перепада восстановления в зависимости от числа оборотов рабочего колеса. Числа у экспериментальных точек — значения α_{0m} .

чес колесо ПЛ 587-18,6, $\varphi = 15^\circ$, опыты автора). Минимальным значениям перепада восстановления (кривая 1) отвечает режим с оптимальным к. п. д. (оптимальным числом оборотов) и наименьшим значением коэффициента α_{0m} . Изменение числа оборотов по сравнению с оптимальным ведет к повышению неравномерности распределения скоростей

На рис. 2-2 представлены кривые изменения перепада восстановления на модели турбинного блока Воткинской (кривая 1) и Саратовской ГЭС (кривая 2) в зависимости от числа оборотов рабочего колеса, полученные при неизменных уровнях нижнего бьефа, расходе и положении рабочих органов турбины (масштаб модели 1 : 50, в обоих случаях рабо-

тает в обоих

в выходном сечении отсасывающей трубы, увеличению кинетической энергии потока, что и приводит к возрастанию перепада восстановления. Так, при изменении α_{0t} с 1,23 до 1,75 (в 1,43 раза) перепад восстановления на модели увеличивается примерно в 2 раза: с 0,70 до 1,38 см (в натуре — с 0,35 до 0,69 м).

На рис. 2-3 даны кривые изменения перепада восстановления в зависимости от приведенного расхода Q'_T турбины при различных открытиях направляющего аппарата, полученные в ЛПИ на модели турбинного блока одной из Волжских ГЭС (масштаб модели 1 : 26,6, колесо

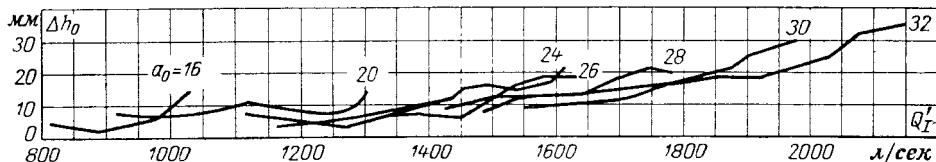


Рис. 2-3. Изменение перепада восстановления в зависимости от приведенного расхода и открытия направляющего аппарата.

ПЛ 587-35,0, $\varphi=20^\circ$). Уровни бьефов постоянные (статический напор 791 мм). Расход турбины был постоянным, что при переменном открытии направляющего аппарата достигалось за счет изменения числа оборотов рабочего колеса. Изменение перепада восстановления в этом случае обусловлено лишь изменением неравномерности распределения скоростей в отверстии отсасывающей трубы.

Образование перепада восстановления ведет к увеличению мощности турбин при прочих равных условиях. Было бы неправильно пытаться увеличить напор турбины путем преднамеренного повышения неравномерности скоростей в выходном отверстии отсасывающей трубы, поскольку с увеличением неравномерности скоростей уменьшается к. п. д. турбины; проигрыш в мощности за счет падения к. п. д. турбины больше, чем ее выигрыш за счет перепада восстановления.

2-2. НАПОРЫ ГИДРОЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ УСТАНОВКИ

Для одной и той же гидроэнергетической установки различают несколько характерных напоров, в том числе напор турбины, являющийся одним из основных параметров, определяющих режим работы турбины и использующихся при оценке ее энергетических качеств.

Величина и энергетический смысл напора зависят от положения сечений, в которых определяются уровни энергии, и учета кинетической энергии в этих сечениях (рис. 2-1).

Статический напор — превышение уровня верхнего бьефа над уровнем нижнего бьефа (разность отметок свободной поверхности воды в бьефах)

$$H_{ct} = \nabla ВБ - \nabla НБ. \quad (2-3)$$

По этому напору при проектировании производятся общие энергетические расчеты (с учетом потерь напора), предварительное определение параметров турбин, ориентировочный расчет пропускной способности водосбросов здания ГЭС, а также расчет устойчивости и прочности здания ГЭС и его основания.

Полный напор ГЭС (напор брутто) — разность осредненных по сечению полных удельных энергий воды в верхнем и нижнем бьефах ГЭС (турбинного блока)

$$H_{bp} = \left(\nabla ВБ + \alpha_0 \frac{v_0^2}{2g} \right) - \left(\nabla НБ + \alpha_t \frac{v_t^2}{2g} \right). \quad (2-4)$$

Здесь α и α_t — коэффициенты кинетической энергии, принимающиеся практически равными единице. Остальные обозначения ясны из рис. 2-1.

Удельная потенциальная энергия в каждом из рассматриваемых сечений определяется уровнем свободной поверхности воды, что практически вполне допустимо.

Произведение полного напора ГЭС (турбинного блока) и весового расхода определяет мощность брутто, т. е. мощность, которой обладает поток на участке расположения ГЭС.

Статический и полный напоры зависят от местных условий, определяющих возможность концентрации падения уровней воды в водотоке. При оценке этих величин створ t_1 в нижнем бьефе располагается там, где эпюра скоростей стабилизируется, а уровень нижнего бьефа практически отвечает бытовому.

Напор установки (турбинного блока ГЭС) — разность осредненных по сечению удельных энергий воды: полной — в створе перед водоприемником и потенциальной — в выходном сечении отсасывающей трубы

$$H_{\text{н.л.}} = \left(\nabla \text{ВБ}_0 + \alpha_{\text{n}} \frac{v_{\text{n}}^2}{2g} \right) - \nabla \text{ОТ}, \quad (2-5)$$

где $\nabla \text{ОТ}$ — отметка среднего пьезометрического уровня в выходном отверстии отсасывающей трубы.

Произведение этого напора и весового расхода турбины определяет мощность, которой на участке от входа в водоприемник до выходного сечения отсасывающей трубы обладает поток, проходящий через турбину.

Напор турбины — разность осредненных по сечению удельных энергий: полной — во входном сечении турбины (турбинной камеры) и потенциальной — в выходном сечении отсасывающей трубы:

$$H_{\text{т.}} = \left(\nabla \text{ВБ} + \alpha_0 \frac{v_0^2}{2g} - h_w \right) - \nabla \text{ОТ}, \quad (2-6)$$

где h_w — удельные потери напора в подводящем русле, водоприемнике и водоводе, подводящем воду к турбине.

Если пренебречь скоростным напором в водохранилище, то

$$H_{\text{т.}} = (\nabla \text{ВБ} - h_w) - \nabla \text{ОТ}. \quad (2-6')$$

Введя в эту формулу разность уровней $\Delta h_0 = \nabla \text{НБ} - \nabla \text{ОТ}$, которая при $\nabla \text{НБ} > \nabla \text{ОТ}$ представляет собой перепад восстановления ($\Delta h_0 > 0$), а при $\nabla \text{НБ} < \nabla \text{ОТ}$ — подпор ($\Delta h_0 < 0$), получим:

$$H_{\text{т.}} = (\nabla \text{ВБ} - h_w) - \nabla \text{НБ} + \Delta h_0. \quad (2-6'')$$

Определение «напор турбины», наконец, получило официальное признание. Использовавшийся ранее «полный рабочий напор турбины», вычисляемый как «разность удельных (полных; С. С.) энергий у входа в турбину и в нижнем бьефе за выходом из турбины» [268, термин 147], меньше напора турбины на перепад восстановления и на скоростной напор в сечении нижнего бьефа в удалении от выходного отверстия отсасывающей трубы (рис. 2-1). Таким образом *к. п. д. турбины, вычисленный по напору турбины, меньше, чем к. п. д., вычисленный по полному рабочему напору турбины*:

$$\frac{N}{9,81 Q H_{\text{т.}}} < \frac{N}{9,81 Q H_{\text{в.п.}}}.$$

Считалось, что по полному рабочему напору турбины вычисляется к. п. д. турбины [268, термин 177], наносящийся на характеристику. В этом случае получается, что к. п. д. турбины зависит от перепада восстановления, который в свою очередь зависит от расхода турбины и геометрических особенностей нижнего бьефа; значение к. п. д. турбины становится в зависимость от перепада восстановления. При вычислении к. п. д. по напору турбины влияние на к. п. д. перепада восстановления исключается; такой способ определения к. п. д. турбины ныне принят в нормативных документах¹.

Вопрос о несоответствии значений к. п. д. по заводским характеристикам коэффициенту полезного действия, определяющемуся при испытаниях турбины в натуре, поставлен был в 1955 г. нами [240] и А. А. Сабанеевым [221].

Оба автора исходили из одного и того же факта — возникновения в нижнем бьефе в определенных условиях перепада восстановления. Но А. А. Сабанеев утверждает, что участок нижнего бьефа, на котором образуется перепад восстановления, является продолжением турбины, мы же ограничиваем турбину выходным сечением отсасывающей трубы.

А. А. Сабанеев, относя к турбине участок, на котором образуется перепад восстановления, ссылается на принятую по международному соглашению формулировку: «гидротурбина начинается в сечении входа в турбинную камеру и оканчивается в сечении турбинного потока в нижнем бьефе с наивысшей отметкой уровня воды и с распределением скоростей, наиболее близким к бытовому». Именно такое определение турбины привело к введению в терминологию неприемлемого понятия «полный напор турбины» и соответствующего ему к. п. д. турбины.

Важно отметить, что на стендах для энергетических испытаний моделей турбин площадь живого сечения нижнего бьефа значительно больше площади выходного отверстия отсасывающей трубы. В таком бьефе кинетическая энергия потока, поступающего из отсасывающей трубы, рассеивается и уровень энергии в нижнем бьефе определяется уровнем свободной поверхности воды, т. е. величиной потенциальной энергии в выходном сечении отсасывающей трубы. Получается, что на характеристику, снятую на подобном стенде, наносятся значения к. п. д. по напору турбины, а не по полному рабочему напору турбины, как это считалось ранее.

Использование термина «напор турбины» при проектировании здания ГЭС позволяет принимать решения, обеспечивающие повышение мощности установки за счет перепада восстановления, которое при соответствующих условиях может быть весьма существенным.

Так, при лабораторных гидравлических исследованиях турбинного блока Воткинской ГЭС (опыты автора, МЭИ) определено [245], что за счет перепада восстановления используется до 31% энергии потока на выходе из отсекающей трубы. По данным Н. М. Щапова [310], на Угличской ГЭС благодаря перепаду восстановления турбина отбирает 17,7% энергии потока, поступающего из отсасывающей трубы. Годовая дополнительная выработка достигает здесь 2515 000 квт·ч, чем нельзя пренебрегать.

Относительно велика энергия потока, выходящего из отсасывающих труб низконапорных ГЭС. Например, остаточная кинетическая энергия в выходном сечении отсасывающей трубы капсульного агрегата с рабочим колесом $D_1=6,25$ м при напоре 7 м и расходе 420 м³/сек достигает 0,6 м, что при $a_m=1,3$ составляет 11% *. При средних и тем более высо-

¹ Правила гидравлических испытаний моделей гидротурбин. Бюро технической информации, ЦКТИ, Ленинград, 1960.

* Данные журнала «Houill blanche» (Экспресс-информация «Гидроэнергетика»), 1968, № 38). В этом случае Q' превышает 3 000 л/сек.

ких напорах относительное значение кинетической энергии потока, выходящего из отсасывающей трубы, мало, однако на крупных ГЭС дополнительная энергия, получаемая за счет перепада восстановления, может быть значительной.

При проектировании здания ГЭС напор турбины в первом приближении может определяться без учета перепада восстановления, т. е.

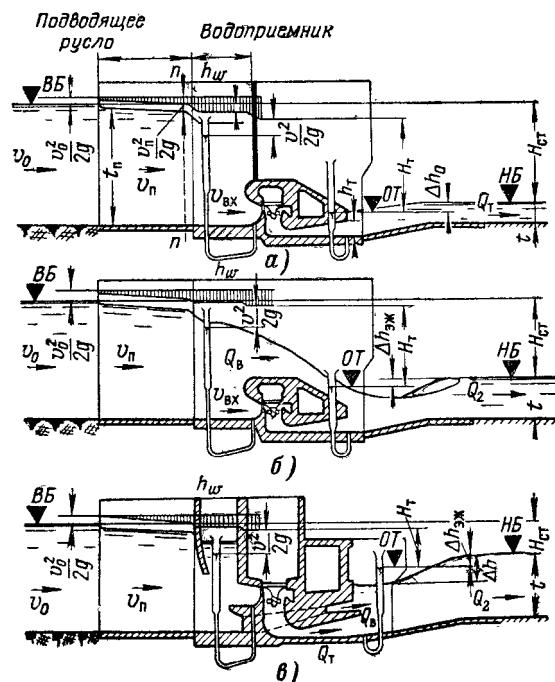


Рис. 2-4. Напоры турбины совмещенной ГЭС.
а — при стеснении сброса; б, в — при сбросе воды над отсасывающей трубой.

ющей трубы определяется не уровнем свободной поверхности, а средним пьезометрическим уровнем (отметка ∇OT , рис. 2-4, б, в), отвечающим давлению под сбросной струей в створе отверстия отсасывающей трубы. Уровни ∇OT и свободной поверхности в створе отверстия отсасывающей трубы совпадают в следующих случаях: при наличии под сбросной струей воздушного пространства (рис. 2-5, а); при равенстве

в формуле (2-6) можно принимать $\nabla OT = \nabla HB$ [в формуле (2-6'') $\Delta h_0 = 0$]. Переход восстановления следует учитывать при уточнении параметров турбины, при энергетических расчетах, проводящихся с целью сопоставления вариантов турбинного блока различной ширины и с различным заглублением выходного отверстия трубы, при определении оптимального высотного положения водобоя и при расчете эжекции.

При рассмотрении напора гидроэлектрической установки речь шла о несовмещенных ГЭС. Введенные понятия применимы и к совмещенным ГЭС при неработающих водосбросах (рис. 2-4, а). Но при пропуске сбросного расхода над отсасывающей трубой удельная потенциальная энергии в выходном сечении отсасывающей трубы определяется не уровнем свободной поверхности, а средним пьезометрическим уровнем (отметка ∇OT , рис. 2-4, б, в), отвечающим давлению под сбросной струей в створе отверстия отсасывающей трубы. Уровни ∇OT и свободной поверхности в створе отверстия отсасывающей трубы совпадают в следующих случаях: при наличии под сбросной струей воздушного пространства (рис. 2-5, а); при равенстве

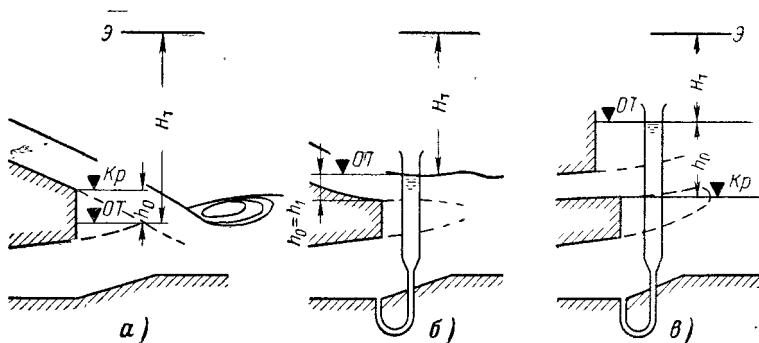


Рис. 2-5. Случаи совпадения пьезометрического уровня и свободной поверхности в створе отсасывающей трубы.
а — под сбросной струей воздушная полость; б — свободная поверхность потока за уступом горизонтальная; в — значительное затопление водосбросных отверстий.

пьезометрического напора (отсчитываемого от сливной кромки) глубина не h_1 струи в створе уступа (рис. 2-5,б); при значительном затоплении струи¹ (рис. 2-5,в).

Обозначая через h_0 пьезометрический напор, отвечающий давлению в выходном сечении отсасывающей трубы, и отсчитывая его от сливной кромки уступа (вверх—со знаком плюс, вниз—со знаком минус), получаем $\nabla \text{OT} = \nabla \text{Kp} + h_0$, что при $h_w \approx 0$ дает:

$$(H_t)_{\text{эж}} = \nabla \text{ВБ} - (\nabla \text{Кр} + h_0). \quad (2-7)$$

Разность $\nabla \text{НБ}$ и $\nabla \text{ОТ}$ в данном случае называется пьезометрическим эффектом эжекции $\Delta h_{\text{эж}}$. Заменяя в формуле (2-6'') Δh_0 на $\Delta h_{\text{эж}}$, получаем:

$$(H_t)_{\text{эж}} = (\nabla \text{ВБ} - h_w) - \nabla \text{НБ} + \Delta h_{\text{эж}}. \quad (2-7')$$

Учитывая схему на рис. 2-6, рассмотрим на рис. 2-7 характеристику модельной турбины ПЛ 495-18,6 в турбинном блоке В-1 совмещенного здания ГЭС (исследование автора, МЭИ, 1955 г.; см. также пример в § 2-7). Кривая 1 дает зависимость мощности турбины от напора H_t . Поскольку в нижнем бьефе при определении H_t сечение берется в створе выходного отверстия отсасывающей трубы, связь между мощностью и напором H_t однозначна, она не зависит от условий формирования потока в нижнем бьефе и не зависит от того, имеется или нет сброс потока через здание ГЭС помимо турбин. Кривая 2 определяет зависимость мощности турбины от статического напора при неработающих водосбросах. В данном случае напор турбины больше статического напора на величину перепада восстановления Δh_0 . Но при нулевом или отрицательном значении Δh_0 напор турбины может быть равен или меньше статического напора. Кривая 3 дает зависимость мощности от статического напора при работающих водосбросах. При напоре $H_{\text{ст}}=24 \text{ см}$ напор турбины за счет перепада восстановления больше статического напора на $\Delta H = H_t - H_{\text{ст}} = 0,8 \text{ см}$, или на 3,3%, а мощность — на 35,5%. За счет эжекции напор турбины увеличивается на $\Delta H_{\text{эж}} = \Delta h_{\text{эж}} - \Delta h_0 = 3 \text{ см}$, или на 12,5%, мощность — на $\Delta N_{\text{эж}} = 131\%$.

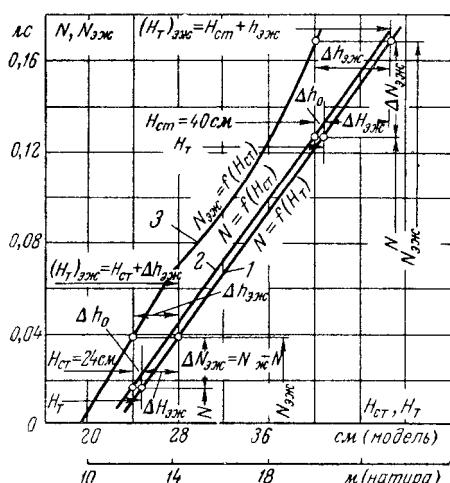


Рис. 2-7. Зависимости мощности турбины от напора.

1 — от H_t ; 2 — от $H_{\text{ст}}$ при неработающих водосбросах; 3 — от $H_{\text{ст}}$ при работающих водосбросах. Напорные характеристики модели турбинного блока В-1 (рис. 2-30). Отметка водобоя в натуре 18,3 м, $\Phi=20^\circ$, $n=481 \text{ об/мин}$, масштаб модели 1:50.

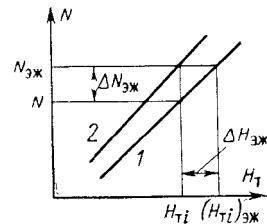


Рис. 2-6. Связь между увеличением напора и мощности турбины.
1 — без эжекции; 2 — с эжекцией.

При напоре $H_{\text{ст}}=40 \text{ см}$ напор турбины за счет перепада восстановления по-прежнему увеличивается на 0,8 см, или на 2%, мощность — на 2,3%. За счет эжекции соответственно имеем увеличение напора турбины на 46,8 см, т. е. на 17%, мощности — на $\Delta N_{\text{эж}} = 31\%$.

При сбросе расхода через отсасывающую трубу напор турбины, определяющийся по $\nabla \text{ОТ}$, умноженный на расход, проходящий через створ рабочего колеса, может

¹ В РУ 10-53 [218] напор турбины отсчитывается при затопленной водосбросной струе, независимо от степени ее затопления, от уровня свободной поверхности в створе отверстия отсасывающей трубы, что может привести к значительной погрешности.

дать мощность, меньшую, чем та, которую фактически развивает турбина, поскольку за счет потока, поступающего в отсасывающую трубу помимо рабочего колеса, под рабочим колесом может быть дополнительное понижение давления. В результате этого к. п. д. турбины, вычисленный как отношение развиваемой мощности к мощности потока, проходящего через рабочее колесо при напоре $H_t = \nabla_{\text{ВБ}} - \nabla_{\text{ОТ}}$, может оказаться больше единицы. Вопрос о напоре турбины в случае дополнительного сброса воды в отсасывающую трубу в силу его специфики рассматривается особо в гл. 8.

2-3. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ СКОРОСТЕЙ И УДЕЛЬНЫХ РАСХОДОВ В ВЫХОДНОМ СЕЧЕНИИ ОТСАСЫВАЮЩЕЙ ТРУБЫ

Распределение скоростей и удельных расходов в выходном сечении отсасывающей трубы зависит от коэффициентов кинетической энергии a_m (Кориолиса) и количества движения a_{0m} (Буссинеска), которые требуется знать для последующих расчетов перепада восстановления, напора турбины, высотного положения водобоя и эжекции.

По имеющимся рекомендациям коэффициент a_m для изогнутых отсасывающих труб имеет следующие значения [275]:

при наилучшем сочетании формы трубы, лопастей рабочего колеса и режимов работы	1,2—1,5
при работе в комбинаторном режиме	1,5—2,5
при работе в некоторых пропеллерных режимах . . .	3,0—7,0

Ниже будет показано, что значение коэффициента a_{0m} существенно влияет на величину определяемого расчетом перепада восстановления. Поэтому важно было бы иметь более конкретные рекомендации по определению a_m или a_{0m} . Имеющиеся данные о величинах a_m и a_{0m} казалось бы, позволяют ставить их в зависимость от к. п. д. турбины в данном режиме. Однако проведенное Ю. П. Правдивцем подробное изучение имеющихся опубликованных и полученных дополнительно характеристик турбин с нанесенными на них значениями a_m показало, что связь a_m и к. п. д. не однозначна: вершины топограмм изолиний a_m могут иметь более одной вершины. Были рассмотрены характеристики модельных турбин РО 211-41, ПЛ 661-25, ПР 70-10, ПЛ 91-18, ПЛ 70-18, ПЛ 587-18, ПЛ 577-18, К-201, ВК-8 с изогнутыми отсасывающими трубами. В результате рассмотрения подтвердились приведенные выше данные о величинах a_m . Максимальные значения a_m , зафиксированные в лабораторных исследованиях, достигают $a_m = 7,4$ [120], при натурных испытаниях $a_m = 3,87$ [309].

По изотахам, полученным для выходного сечения отсасывающей трубы при лабораторных или натурных исследованиях, обычно вычисляется a_m . Для вычисления a_{0m} при известном a_m служит формула

$$a_{0m} = \frac{a_m + 2}{3} - 0,1 (x_m - 2)^*,$$

в которой первый член представляет собой известную связь между a_0 и a при незначительном отклонении в выходном сечении отсасывающей трубы местных скоростей от средней [187], а второй — поправку, введенную Ю. М. Правдивцем (МИСИ) (рис. 2-8,а). При $a \leq 2$ второй член принимается равным нулю.

При гидравлических расчетах нижнего бьефа зданий ГЭС a_{0m} следует выбирать в пределах 1,07—1,45 при комбинаторных режимах и в пределах 1,6—2,9 при неудовлетворительных пропеллерных режимах.

* Ранее Д. И. Куминым была предложена формула $a_{0m} = \frac{a_m + 3}{4}$ [136].

Анализ баланса энергии потока в проточной части турбины показывает [120], что при режимах с большими расходами и при оптимальных режимах потери напора в отсасывающей трубе преобладают, как правило, над всеми другими потерями. В результате этого, несмотря на отсутствие по всему полю характеристик однозначной связи к. п. д. и степени неравномерности скоростей в выходном отверстии отсасывающей трубы, при больших Q'_t прослеживается на некоторых характеристиках поворотнолопастных турбин увеличение a_{0m} с уменьшением к. п. д. Имеющиеся данные позволяют принять, что при изменении на линии ограничения мощности к. п. д. на 1% величина a_{0m} изменяется в среднем примерно на 0,03, что можно отразить в следующей зависимости:

$$a_{0m} = (a_{0m})_{\min} + 0,03 (\eta_0 - \eta_i), \quad (2-8)$$

где $(a_{0m})_{\min}$ и η_0 — коэффициент количества движения и к. п. д. в вершине характеристики; η_i — к. п. д. при заданном режиме.

Поскольку эта приближенная зависимость прослеживается не на всех характеристиках и режимах и остается произвольным выбор величины $(a_{0m})_{\min}$, вопрос о надежном определении a_{0m} остается открытым. Но формула (2-8) все же позволяет избежать полного произвола в оценке a_{0m} , хотя бы для расчетов, проводимых при сопоставлении вариантов. При работе в комбинаторных режимах $(a_{0m})_{\min}$ можно принимать равным 1,07—1,17 (в среднем 1,12).

При гидравлических расчетах нижнего бьефа зданий ГЭС характеристики с изолиниями a_m и a_{0m} в значительной мере повысили бы точность расчетов. Предложения о нанесении на универсальные характеристики изолиний коэффициентов количества движения или кинетической энергии делались неоднократно [245 и др.].

Так как непосредственное измерение скоростей в выходном отверстии отсасывающей трубы слишком трудоемко, коэффициент a_{0m} при испытании модельных турбин на стендах с нижним бьефом в виде лотка с горизонтальным дном и наклонным участком водобоя малой высоты d может определяться косвенным путем [245], из уравнения количества движения, по измеренным в опыте перепаду восстановления Δh_0 и удельному расходу q в нижнем бьефе, по формуле

$$a_{0m} = \frac{\omega_m B g}{Q_t^2} [\Delta h_0 (t + d - e + E) + \beta R_x] + \frac{\omega_m}{\omega_t} a_{0t}.$$

Значение E определяется по формуле (2-19). Обозначения остальных величин те же, что и в уравнении (2-12). Коэффициент a_{0t} принимается равным 1,02—1,04. Точность формулы повышается при $d=0$ ($E=0$, $R_x=0$).

Имеющиеся данные по исследованиям моделей пяти турбинных блоков (Саратовская ГЭС, Воткинская ГЭС водосливного типа) показывают, что погрешность косвенного метода определения a_{0m} лежит в пределах погрешности, которая получается при определении a_{0m} путем обработки эпюров скоростей.

Казалось бы, что на распределение скоростей в выходном отверстии отсасывающей трубы может в некоторой степени влиять наличие примыкающего к отверстию наклонного участка водобоя. Но данных, подтверждающих такое предположение, нет. Правда, на одной из моделей

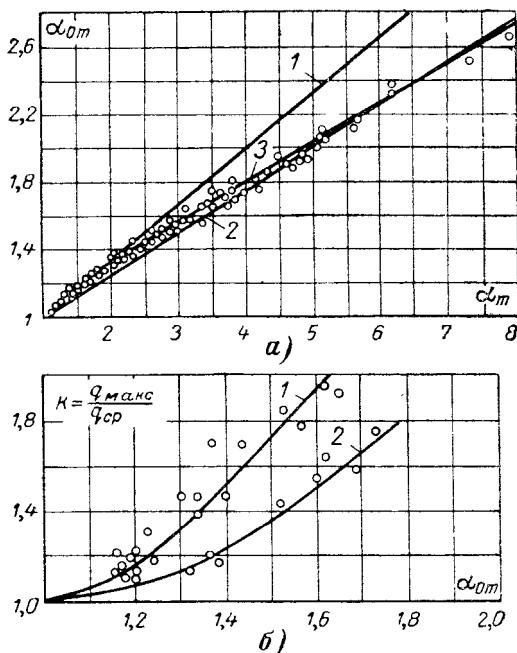


Рис. 2-8. Связь между коэффициентами кинетической энергии a_m , количества движения a_{0m} и распределения расхода между отверстиями отсасывающей трубы $K = q'_\text{макс}/q_0$.
 а — связь между a_m и a_{0m} , опыты ВИГМ и МИСИ.
 1 — по формуле $a_{0m} = \frac{a_m + 2}{3}$; 2 — по формуле $a_{0m} = \frac{a_m + 3}{4}$; 3 — по формуле $a_{0m} = \frac{a_m + 2}{3} - 0,1 (a_m - 2)$
 б — связь между a_{0m} и K : 1 — для турбины ПГТ 661-25 отсасывающая труба с одним и двумя быками; 2 — для турбины РО 951-30, отсасывающая труба с одним быком

турбинного блока получено, что при наклоне участка крепления, непосредственно примыкающего к отверстию отсасывающей трубы, равном 0 (горизонтальное дно), 1:10 и 1:3, коэффициент a_m при одном и том же режиме работы турбины соответственно равен 2,75, 2,62 и 2,52 (турбина РО-ВМ-211) [30]. Значения a_m различаются на 8%, что, по-видимому, лежит в пределах точности опытов. В опытах, проведенных автором, а затем Ю. П. Правдинцем, влияния крутизны наклонного участка водобоя на характер распределения скоростей в выходном сечении отсасывающей трубы не обнаружено.

Распределение расхода между отверстиями отсасывающей трубы можно поставить в зависимость от коэффициента количества движения. Ю. П. Правдинцем получены данные (для турбин ПЛ 661-25 и РО 951-30), позволяющие построить графики изменения коэффициента $k = q_{\max}/q_{ср}$ в зависимости от a_{ot} (рис. 2-8, б), где $q_{\max} = Q'_t/b'_m$ — удельный расход в одном из отверстий отсасывающей трубы, $q_{ср} = Q_t/b_m$ — средний удельный расход; b'_m — ширина в свету одного отверстия отсасывающей трубы.

2-4. ДЛИНА ВАЛЬЦА НАД СТРУЕЙ, ПОСТУПАЮЩЕЙ ИЗ ОТСАСЫВАЮЩЕЙ ТРУБЫ

Длину вальца L_v над струей воды, поступающей из отсасывающей трубы (длина участка расширения струи в вертикальной плоскости), требуется знать для расчета перепада восстановления и опре-

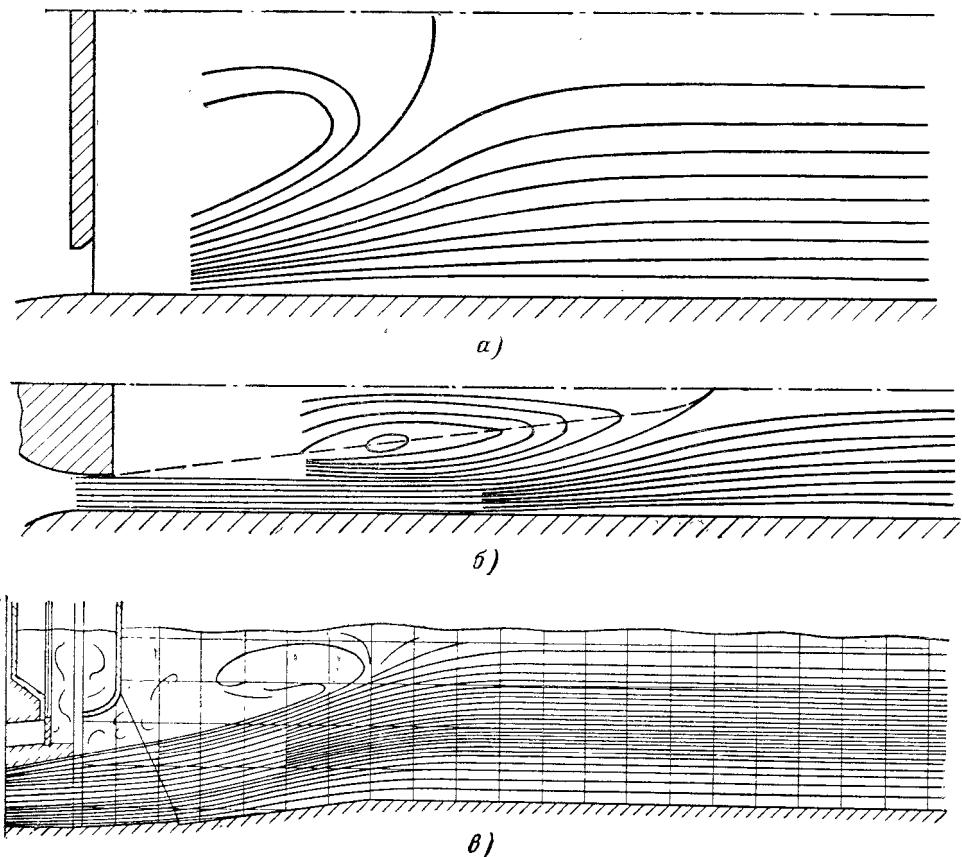


Рис. 2-9. Линии токов [4].

a — за диском; *б* — за плохо обтекаемым током; *в* — в отводящем русле модели речевой ГЭС (опыты ЛПИ).

деления протяженности раздельной стенки в нижнем бьефе между зданием ГЭС и глухой плотиной.

Длину вальца можно рассчитать по формулам, полученным из теории турбулентных струй, поскольку между течением при поступлении воды из отсасывающей трубы и турбулентной струей в ограниченном пространстве за плохо обтекаемым телом имеется аналогия (рис. 2-9).

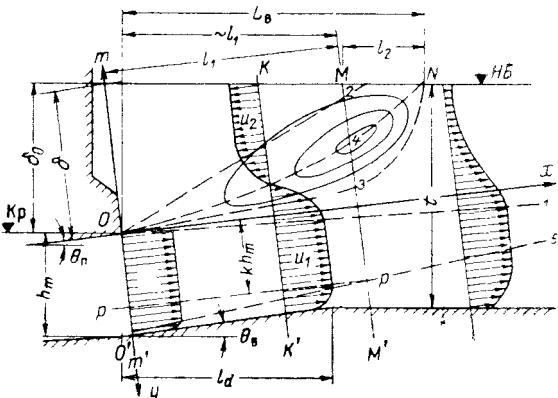
Схематизируя картину течения в нижнем бьефе (рис. 2-10), принимаем поток плоскопараллельным, а свободную поверхность воды — горизонтальной, без учета перепада восстановления. Различаются границы: 01 — внешняя граница турбулентного пограничного слоя; 02 — внутренняя граница 0'5 — граница пограничного слоя придонной области. В границах 03—02 заключен вальц, в границах 01—0'5 — невозмущенный поток. Линия 03N — граница постоянной массы транзитного потока. Линии токов выше 03N являются замкнутыми кривыми, образующими циркуляционную зону.

Поля скоростей в поперечных сечениях состоят из участков постоянной продольной скорости ($u_1 > 0$, $u_2 < 0$), переходных участков и придонного участка. Линия 04 является линией нулевых продольных скоростей. Линия pp , параллельная оси x , отстоящая от нее на расстоянии kh_m , где k — величина, меньшая единицы, проведена через точку пересечения граничной линии 0'5 с сечением MM' . Между pp и 01 — область невозмущенного потока.

Циркуляционная зона по длине может быть разбита на два участка. На первом участке $tt'—MM'$ пограничный слой постепенно утолщается и в сечении MM' окончания первого участка толщина его достигает максимума. В этом сечении достигает максимума расход циркулирующей жидкости и скорость обратного тока. Изменением статического давления на участке $tt'—MM'$ пренебрегаем. Второй участок циркуляционной зоны ZN характерен уменьшением ширины пограничного слоя.

В теории турбулентных струй рассматривается случай поступления жидкости в ограниченное пространство в направлении, параллельном стенкам канала. При отождествлении течений в нижнем бьефе турбинного блока и в канале за плохо обтекаемым телом необходимо учитывать влияние на длину циркуляционной зоны наклона потолка отсасывающей трубы, поскольку чем больше наклон к горизонту потолка отсасывающей трубы, тем меньше величина L_b , что следует и из полученного решения и из экспериментальных данных, позволивших его провести.

Учет влияния наклона струи к горизонту имеет значение для определения длины первого участка циркуляционной зоны. Для второго участка учет наклона струи не оказывает влияния на расчетную схему; применительно к нижнему бьефу турбинного блока полностью используется существующее решение для турбулентной струи с некоторыми дополнениями и изменениями.



Длину первого участка циркуляционной зоны l_1 (абсцисса сечения MM') можно определить из нескольких условий [4], приводящих к одному и тому же результату. Используем предположение о равенстве средних значений скоростей прямого и обратного токов циркуляционной зоны в сечении MM' , из которого следует условие равенства площадей живых сечений прямого и обратного токов:

$$F_{\text{пр}} = F_{\text{обр}} \quad \text{или} \quad y_{3M} - y_{4M} = \delta + y_{4M} - l_1 \operatorname{tg} \theta_{\text{п}}, \quad (2-9)$$

где $\theta_{\text{п}}$ — угол наклона потолка отсасывающей трубы к горизонту.

Из условия равенства площадей и средних скоростей прямого и обратного токов в сечении MM' следует, что прямой и обратный токи жидкости в этом сечении обладают одинаковой энергией. Это позволяет при определении длины второго участка циркуляционной зоны l_2 рассматривать жидкость на втором участке как идеальную и применять к решению задачи методы гидродинамики. При этом второй участок приходится рассматривать как состоящий, в свою очередь, из двух участков: основного длиной x_1 и переходного длиной x_2 .

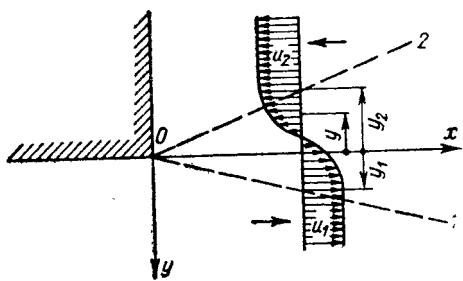


Рис. 2-11. Схематизация эпюры скоростей.

Уравнение (2-9) содержит три неизвестных, для отыскания которых требуется система уравнений, причем приходится использовать новые неизвестные переменные, что приводит к пяти уравнениям.

Таковыми являются:

1) Известное уравнение эпюры скоростей в пограничном слое (рис. 2-11):

$$\frac{u_1 - u}{u_1 + u_2} = (1 - \eta^{1.5})^2; \quad (a-1)$$

$$\eta = \frac{y - y_2}{y_1 - y_2}. \quad (a-2)$$

2) Закон нарастания толщины пограничного слоя;

$$b = y_1 - y_2 = C_b l, \quad (a-3)$$

где l — абсцисса, C_b — константа турбулентности, равная для циркуляционной зоны 0,3 [4].

3) Уравнение количества движения для контура $mm'K'K$ (рис. 2-10). Импульс сил, действующих по контуру, принят равным нулю:

$$u_1^2 kh_m = u_1^2 (kh_m - y_1) + \int_{y_2}^{y_1} u^2 dy + u_2^2 (\delta - l \operatorname{tg} \theta_{\text{п}} + y_2). \quad (a-4)$$

4) Уравнение расхода для сечений mm' и KK' :

$$u_1 kh_m = u_1 (kh_m - y_1) + \int_{y_2}^{y_1} u dy + u_2 (\delta - l \operatorname{tg} \theta_{\text{п}} + y_2). \quad (a-5)$$

5) Уравнение расхода в циркуляционной зоне:

$$\int_{y_4}^{y_3} u dy = - \int_{y_2}^{y_1} u dy - u_2 (\delta - l \operatorname{tg} \theta_{\text{п}} + y_2). \quad (a-6)$$

Разделив уравнения (а-4) на $u_1^2 \delta$, (а-5) и (а-6) на $\alpha_1 \delta$ и выразив y через η , приводим их к безразмерному виду. Уравнения от полученных Г. Н. Абрамовичем [4] отличаются наличием в них члена $\frac{l}{b} \operatorname{tg} \theta_{\pi}$:

$$\frac{y_1}{b} \bar{b} = \bar{b} \int_0^1 \left(\frac{u}{u_1} \right)^2 d\eta + n^2 \left(1 + \frac{y_2}{b} \bar{b} - \frac{l}{b} \bar{b} \operatorname{tg} \theta_{\pi} \right); \quad (\text{а-7})$$

$$\frac{y_1}{b} \bar{b} = \bar{b} \int_0^1 \frac{u}{u_1} d\eta + n \left(1 + \frac{y_2}{b} \bar{b} - \frac{l}{b} \bar{b} \operatorname{tg} \theta_{\pi} \right); \quad (\text{а-8})$$

$$\bar{b} \int_0^3 \frac{u}{u_1} d\eta = -n \left(1 + \frac{y_2}{b} \bar{b} - \frac{l}{b} \bar{b} \operatorname{tg} \theta_{\pi} \right), \quad (\text{а-9})$$

где $\bar{b} = b/\delta$ — относительная толщина пограничного слоя; $n = u_2/u_1$. Решив уравнения (а-7) и (а-8) относительно \bar{b} и приравняв их правые части, определяем:

$$\frac{y_1}{b} = \frac{\int_0^1 \left(\frac{u}{u_1} \right)^2 d\eta - n \int_0^1 \frac{u}{u_1} d\eta}{1 - n}. \quad (\text{а-10})$$

Из формулы (а-1)

$$u/u_1 = 1 - (1 - n)(1 - \eta^{1.5})^2, \quad (\text{а-11})$$

поэтому второй интеграл в числителе правой части формулы (а-10) равен:

$$\int_0^1 \frac{u}{u_1} d\eta = \int_0^1 [1 - (1 - n)(1 - \eta^{1.5})^2] d\eta = 0,550 + 0,450n. \quad (\text{а-12})$$

Аналогично берется первый интеграл. Из (а-10)

$$\frac{y_1}{b} = 0,416 + 0,134n \quad (\text{а-13})$$

и, поскольку $b = y_1 - y_2$,

$$\frac{y_2}{b} = \frac{y_1}{b} - 1 = -0,584 + 0,134n. \quad (\text{а-14})$$

Из (а-2)

$$y_3 = (y_1 - y_2) \eta_3 + y_2 = b \eta_3 + y_2,$$

откуда

$$\frac{y_3}{b} = \eta_3 - 0,584 + 0,134n. \quad (\text{а-15})$$

Так как $u_4 = 0$, из (а-1) имеем $0 = 1 - (1 - n)(1 - \eta_4^{1.5})^2$. Разрешив это уравнение относительно η_4 и подставив η_4 при $y = y_4$ в (а-2), получим:

$$\frac{y_4}{b} = \left(1 - \sqrt{\frac{1}{1 - n}} \right)^{2/3} - 0,584 + 0,134n. \quad (\text{а-16})$$

Все безразмерные ординаты y_i/b выражаются теми же формулами, что и для случая течения жидкости в канале со стенками, параллельными направлению струи [4], поскольку введенный в исходные формулы член $l \operatorname{tg} \theta_{\pi}$, учитывающий наклон струи, выпадает в процессе преобразований.

Левая и правая части уравнения (2-9), выражающего равенство площадей живых сечений прямого и обратного токов в сечении MM' (с искомой абсциссой l_1), приводятся к следующему виду:

$$\frac{F_{\text{пр}}}{\delta} = \frac{y_3}{\delta} - \frac{y_4}{\delta} = \left[\eta_3 - \left(1 - \sqrt{\frac{1}{1 - n}} \right)^{2/3} \right] \bar{b}; \quad (\text{а-17})$$

$$\frac{F_{\text{обр}}}{\delta} = 1 + \frac{y_4}{\delta} - \frac{l}{\delta} \operatorname{tg} \theta_{\pi} = 1 + \frac{y_4}{b} \bar{b} - 3,333 \bar{b} \operatorname{tg} \theta_{\pi}. \quad (\text{а-18})$$

Последний член зависимости (а-18) преобразуется с использованием (а-3):

$$\frac{l}{\delta} \operatorname{tg} \theta_{\Pi} = \frac{lb}{\delta b} \operatorname{tg} \theta_{\Pi} = b \frac{b}{0,3 b} \operatorname{tg} \theta_{\Pi} = 3,333 b \operatorname{tg} \theta_{\Pi}.$$

Относительную толщину пограничного слоя \bar{b} выражаем через n , подставив в формулу (а-8) значения интеграла (а-12), y_1/b и y_2/b :

$$\bar{b} = \frac{-n}{0,134(1-n)^2 - 3,333n \operatorname{tg} \theta_{\Pi}}. \quad (\text{а-19})$$

Величина η_3 в формуле (а-15) через n не выражается явно. При подстановке в (а-9) значений интеграла (а-12) и относительной ординаты y_2/b (а-14) получается, как и в [4]:

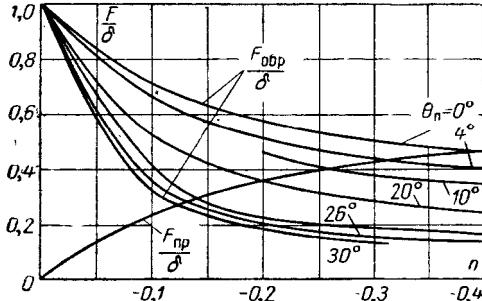


Рис. 2-12. Изменение относительных площадей прямого и обратного токов циркуляционной зоны при различных углах наклона потолка отсасывающей трубы в зависимости от отношения обратной и прямой скоростей.

По известным n вычисляется длина первого участка циркуляционной зоны. Формулу $l_1/\delta = f(n, \theta_{\Pi})$ получаем, подставляя в (а-8) значения y_1/b , y_2/b и интеграла (а-12)

$$\frac{l_1}{\delta} = \frac{n}{0,0804n - 0,0402(1+n^2) + n \operatorname{tg} \theta_{\Pi}}. \quad (\text{а-21})$$

Вследствие наклона к уровню свободной поверхности оси X и отклонения от вертикали оси Y введенному в расчетную схему значению δ отвечает заглубление верхней кромки отсасывающей трубы, равное $\delta_0 = \delta \cos \theta_{\Pi}$. Поэтому на графике (рис. 2-13, а)

$$l_1 = \frac{l_1}{\delta_0} = f(\theta_{\Pi}) \text{ откладываем на оси ординат}^2$$

$$l_1 = \frac{l_1}{\delta \cos \theta_{\Pi}} = \frac{l_1}{\delta_0}, \quad (\text{а-21}')$$

где $\delta_0 = \nabla \text{НБ} - \nabla \text{Кр}$ (рис. 2-10).

Для последующего расчета длины второго участка циркуляционной зоны необходимо знать величину $h = y_4 - y_2$ в сечении MM' . В относительных величинах

$$\frac{h}{b} = \frac{y_4}{b} - \frac{y_2}{b} \quad \text{или} \quad \frac{h}{0,3l_1} = \frac{y_4}{b} - \frac{y_2}{b},$$

откуда, используя формулы (а-16) и (а-14) и имея в виду, как и в предыдущем случае, что $\delta_0 = \delta \cos \theta_{\Pi}$, получаем (рис. 2-13, б):

$$\frac{h}{\delta_0} = 0,3 \frac{\bar{l}}{\cos \theta_{\Pi}} \left(1 - \sqrt{\frac{1}{1-n}} \right)^{2/3}. \quad (\text{а-22})$$

¹ На графике $\frac{F_{\text{пр}}}{\delta} = f(n)$ в [4, стр. 436] надписи на кривых следует поменять местами.

² Разницей между расчетным значением l_1 и длиной первого участка циркуляционной зоны, отсчитываемой по линии свободной поверхности от створа выходного сечения отсасывающей трубы, пренебрегаем.

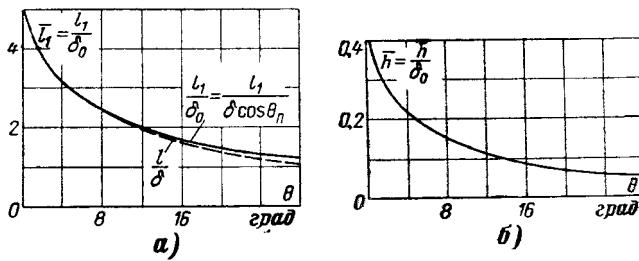


Рис. 2-13. К расчету длины вальца над струей, поступающей из отсасывающей трубы.

a — относительная длина первого участка циркуляционной зоны в зависимости от угла наклона потолка отсасывающей трубы; *b* — относительная ширина участка обратного тока в сечении *ММ'* на рис. 2-10.

Второй участок циркуляционной зоны (по течению ниже сечения *ММ'*) схематически представлен на рис. 2-14, *a*. Точкам *A*, *C* на этом рисунке соответствует точка 4 на рис. 2-10, границам *AFN* и *3N* — границы *4N* и *3N*. Принимается, что через плоскость *AFFC* поступления жидкости из области с положительным направлением скорости в область с отрицательным направлением не происходит. Этот участок рассматривается как область комплексного переменного $z = x + iy$ с комплексным потенциалом течения

$$w = f(z) = \varphi(x, y) + i\psi(x, y)$$

где φ — потенциал скорости; ψ — функция тока. Поле скоростей в области z определяется дифференцированием потенциала течения

$$\frac{dw}{dz} = u + iv,$$

где u и v — компоненты скорости на осях x и y .

Области z соответствует полоса с разрезом по *ND* на плоскости w (рис. 2-14, *a*). В рассмотрение вводится дополнительная плоскость ζ (2-14, *b*) на верхнюю полуплоскость которой отображаются области z и w . Далее отыскиваются dw/dz и выражения для u и v , что позволяет определить длину l_2 второго участка циркуляционной зоны.

Отображения областей z и w на верхнюю полуплоскость области ζ находятся с помощью интеграла Кристоффеля — Шварца, согласно следующим данным¹.

Отображение z на ζ

	z	α	ζ
<i>C</i>	∞	0	0
<i>D</i>	∞	0	b
<i>A</i>	∞	0	∞
<i>F</i>	ih	2	-1

Отображение w на ζ

	w^{re}	α	ζ
<i>C</i>	∞	0	0
<i>N</i>	$a + u_0 ih$	2	a
<i>D</i>	∞	0	b
<i>A</i>	$-\infty$	0	∞

¹ Б. А. Фукс и Б. В. Шабат, Функции комплексного переменного, ГИТТЛ, 1949.

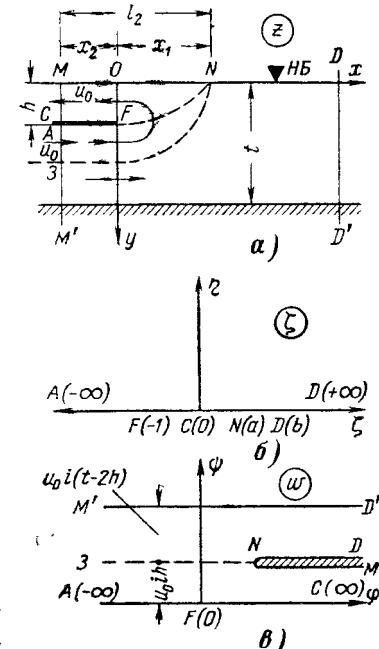


Рис. 2-14. К расчету длины второй циркуляционной зоны.

a — схема второго участка; *b*, *c*, *d* — к определению функции $w(z)$ в плоскостях ζ и w .

Получается:

$$z = C_1 \int_0^\xi \frac{\zeta + 1}{\zeta(\zeta - b)} d\zeta + C_2 = C_1 \left[-\frac{1}{b} \ln \zeta + \frac{b+1}{b} \ln(\zeta - b) + C_2 \right]; \quad (\text{a-23})$$

$$w = C_1 \int_0^\xi \frac{\zeta - a}{\zeta(\zeta - b)} d\zeta + C_2 = C_1 \left[\frac{a}{b} \ln \zeta + \frac{b-a}{b} \ln(\zeta - b) + C_2 \right]. \quad (\text{a-24})$$

В первом выражении постоянные

$$C_1 = -\frac{bh}{\pi} \quad \text{и} \quad b = \frac{t}{h} - 1$$

определяются из обхода на плоскости ζ точек $C(0, 0)$ и $D(b, 0)$ и соответствующего изменения переменного z на плоскости z , а постоянная

$$C_2 = -\frac{b+1}{b} [\ln(b+1) + i\pi]$$

путем подстановки в (a-23) известных C_1 , b и $z = ih$ при $\zeta = (-1, 0)$.

Во втором выражении постоянные

$$C_1 = -\frac{u_0 hb^*}{a\pi} (a = 1)$$

определяются из обхода на плоскости ζ точек $C(0, 0)$ и $D(b, 0)$ и соответствующего изменения w^* . Постоянная

$$C_2 = i\pi \left(1 - \frac{t}{h} \right) - \ln \left(\frac{t}{h} \right)^{\left(\frac{t}{h} - 2 \right)}$$

определяется путем подстановки в (a-24) значений C , a и $w = 0$ при $\zeta = (-1, 0)$.

После подстановки в (a-23) и (a-24) постоянных интегрирования получается:

$$\frac{z}{h} = \frac{1}{\pi} \ln \frac{\zeta \left(\frac{t}{h} \right)^{\frac{t}{h}}}{\left(\frac{t}{h} - 1 - \zeta \right)^{\frac{t}{h}}}; \quad (\text{a-25})$$

$$\frac{w}{h} = -\frac{u_0}{\pi} \left[\ln \frac{\zeta \left(\zeta + 1 - \frac{t}{h} \right)^{\left(\frac{t}{h} - 2 \right)}}{\left(\frac{t}{h} \right)^{\left(\frac{t}{h} - 2 \right)}} + i\pi \left(1 - \frac{t}{h} \right) \right]^{**}. \quad (\text{a-26})$$

Производя дифференцирование

$$\frac{dw}{dz} = \frac{dw}{d\zeta} : \frac{dz}{d\zeta},$$

получаем выражение потенциала течения

$$\frac{dw}{dz} = u + iv = u_0 \frac{\zeta - 1}{\zeta + 1}. \quad (\text{a-27})$$

Как это следует из изложенного, точке N , определяющей конец вальца над струей, отвечает на плоскости ζ точка $a(1, 0)$. При подстановке в (a-25) $\zeta = 1$ и $h = \bar{h}\delta$ получается формула длины основного участка x_1 :

$$\frac{x_1}{\delta} = -1,46 \bar{h} - 0,73 \frac{t}{\delta} \lg \left(1 - \bar{h} \frac{\delta}{t} \right). \quad (\text{a-28})$$

* При обходе на плоскости ζ точки $C(0, 0)$ комплексная переменная w получает приращение $\Delta w = u_0 ih$ (количество жидкости, протекающей между NM и FC). При обходе $D(b, 0)$ имеем $\Delta w = iu_0(t-2h)$.

** В [4] вместо формулы (a-26) приведена несколько иная формула, которая не дает $w = 0$ при подстановке в формулу $\zeta = (-1, 0)$. По-видимому, в [4] допущена опечатка.

Длина l_2 второго участка циркуляционной зоны (рис. 2-14,а) складывается из x_1 и x_2 . Правее оси Oy поток близок к потенциальному, левее сечения MM' статическое давление принято постоянным; в сечении MM' скорости в прямом и обратном токах распределены равномерно, в сечении Oy имеет место значительная неравномерность скоростей. Следовательно, сечение MM' не может одновременно принадлежать первому и второму участкам циркуляционной зоны. Участок между Oy и MM' , являясь переходным, сопрягает первый участок (с постоянным статическим давлением и равномерным распределением скоростей в прямом и обратном токах) со вторым участком (с переменными давлениями и скоростями). Для того чтобы получить представление о том, какова должна быть **длина переходного участка**, строим, используя формулу (а-26)*, графики (рис. 2-15) изменения скоростей по граничным линиям токов NM и FC [которым на плоскости ξ отвечают отрезки $(-1, 0)$ и $(0, 1)$]. В направлении от OF к MC скорости на граничных линиях и по сечению между ними выравниваются, что определяет длину переходного участка. Она примерно равна $z/h = -1$, чему отвечает отклонение скоростей на граничных линиях от средней скорости, близкое к 2%, т. е. $u/u_0 = (-0,98) \div (-1,02)$. По Г. Н. Абрамовичу $u/u_0 = -0,98$, что приемлемо и в нашем случае.

Из формулы (а-26) при $v=0$

$$\xi = \frac{1 + \bar{u}}{1 - \bar{u}}, \quad (a-29)$$

где $\bar{u} = u/u_0$.

Подстановка (а-29) и $h = \bar{h}\delta$ в (а-25) при $\bar{u} = -0,98$ дает формулу длины переходного участка x_2

$$\frac{x_2}{\delta_0} \approx -\frac{0,73}{\cos \theta_{\pi}} \frac{t}{\delta} \lg \left(1 - 2\bar{h} \frac{\delta}{t} \right). \quad (a-30)$$

Относительная длина вальца L_B/δ_0 вычисляется в функции угла наклона потолка отсасывающей трубы и превышения уровня свободной поверхности нижнего бьефа над верхней кромкой отверстия отсасывающей трубы $\delta_0 = \nabla_{HB} - \nabla_{Kr}$ как сумма

$$L_B = \frac{l_1}{\delta_0} + \frac{x_1}{\delta_0} + \left| \frac{x_2}{\delta_0} \right|,$$

слагающие которой определяются по формулам (а-21'), (а-28) и (а-30). Значение \bar{h} , входящего в эти формулы, определяется по графику рис. 2-13,б. При изменении входящего в формулы отношения δ_0/t в пределах от 0,1 до 0,8 величина L_B при $\theta_{\pi}=0$ изменяется лишь от 5,89 до 6,03, а при $\theta_{\pi}=30^\circ$ остается практически постоянной ($L_B = 1,256$). Это позволяет расчертить график $L_B = f(\theta)$ построить без учета влияния на L_B относительной глубины δ_0/t затопления верхней кромки отверстия.

В основе вывода формул, по которым производится расчет длины вальца L_B , лежит расчетная схема (рис. 2-10), согласно которой положение верхней границы струи определяется углом наклона θ_{π} потолка отсасывающей трубы. Но если $\theta_{\pi} < \theta_B$, то на направление струи влияет угол θ_B наклона водобоя. Поэтому в предыдущие формулы следует в этом случае вводить угол θ , который равен:

$$\left. \begin{aligned} \theta &= \theta_{\pi} \text{ при } \theta_{\pi} \geq \theta_B \text{ и } d \leq h_m; \\ \theta &= \theta_B \text{ при } \theta_{\pi} < \theta_B \text{ и } d \geq h_m; \\ \theta &= \theta_{\pi} + (\theta_B - \theta_{\pi}) \left(\frac{d}{h_m} \right)^2, \text{ при } \theta_{\pi} < \theta_B \text{ и } d \leq h_m. \end{aligned} \right\} \quad (2-10)$$

Введение в последнее выражение множителя $(d/h_m)^2$ позволяет учитывать нарастающее влияние наклонного участка на длину вальца с повышением водобоя. При этом получается, что при $d \geq h_m$ имеем $\theta = \theta_B$.

* При $v = 0$ имеем $\frac{u}{u_0} = \frac{\xi - 1}{\xi + 1}$.

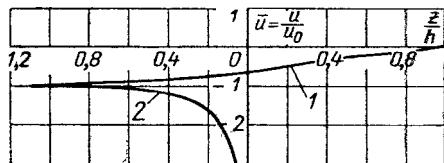


Рис. 2-15. Изменение относительной скорости по граничным линиям тока.
1 — по линии тока NM (ось x); 2 — по линии тока FC (рис. 2-13).

Длина вальца в нижнем бьефе турбинных блоков по опытам на моделях и по рас-

ГЭС, диаметр рабочего колеса в натуре, лаборатория, год исследования	Масштаб λ	Число турбинных блоков	Турбина на модели	Отсасывающая труба			Наклонный участок водобоя	
				Ширина отверстия в свету b_m , м	Высота отверстия h_m , м	Наклон потолка θ_{π} , град	Наклон θ_v , град	Высота d , м
1. Волжская ГЭС имени В. И. Ленина ($D_1=9,0$ м), ВНИИГ—1951 г.	36	1	ПЛ 495-25	19,21	8,35	16,1	11,5	8,42
2. Саратовская ($D_1=9,3$ м), МЭИ—1957 г.	50	2	ПЛ 510-18,6 (в одном блоке)	19,0	11,83	12,0	12,0	6,0
3. Нижне-Камская ($D_1=10,0$ м), НИС Гидропроекта 1966 г.	53	3	Без турбин	15,0	10,50	12,5	16,0	12,52
4. Череповецкая ($D_1=5,5$ м), ЛПИ—1960—1962 г.	50	1	ПЛ 548-11	10,5	8,5	3,75	14,0	3,0
5. Красноярская ($D_1=7,5$ м), ЛПИ—1966 г.	30	1	РО 697-25		9,2	130	16,0	9,2
6. Киевская ($D_1=6,0$ м), Институт Гидромеханики АН УССР—1966 г.	32,0	1	ПЛ 70-18,6, $\varphi=20^\circ$	12,7	9,8	0	0	0
7. Рижская ($D_1=10,0$ м), МИСИ—МЭИ 1968 г.	37,2	1	ПЛ 661-25	19,5	10,65	15,5	45,0 14,0	9,94 9,94

* Суммарный расход турбины и водосброса, выведенного в колено отсасывающей трубы.
Примечание. Опыты производили: 1—В. П. Зверков; 2—С. М. Слисский; 3—Э. И. Перцова; 4—Г. Н. Аста-
На моделях 2,4 длина вальца определена по зарисовкам вальца в нижнем бьефе, на моделях 3, 5—7—непосред-

На рис. 2-16 представлен график $\bar{L}_v = \frac{L_v}{\delta_0} = f(\theta)$ относительной длины вальца в зависимости от угла θ .

Проверка решения проведена по данным длины вальца, полученным на моделях турбинных блоков различных ГЭС (табл. 1-2). В тех слу-

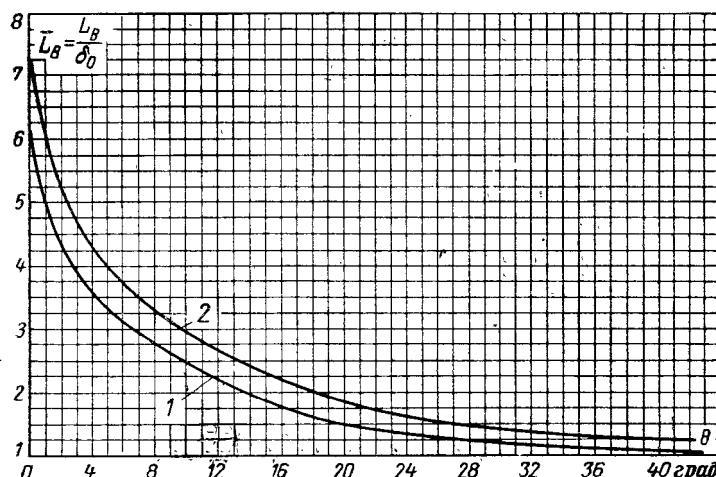


Рис. 2-16. Относительная длина вальца над струей, поступающей из отсасывающей трубы, в зависимости от расчетного угла.
1—график, полученный аналитически; 2—график, рекомендуемый для расчета.

Таблица 2-1

чету

Данные опытов					Расчет			
Напор $H_{ст}, м$	Расход турбии $Q_t, м^3/сек$	Глубина нижнего бьефа на водобое t , м	Превышение уровня ниж- него бьефа над верхней кромкой от- сасывающей трубы δ_0 , м	Длина вальца $L_{в,оп}$	Угол, вводи- мый в расчет [формула (2-10)] $\theta, град$	$\bar{L}_в$ по гра- фику 1 на рис. 2-16	Длина валь- ца $L_{в,расч} =$ $= L_{в,\delta_0}$, м	$\frac{L_{в,оп}}{L_{в,расч}}$
18,8	724	19,2	18,47	34—40	16,1	1,7	31,4	1,11—1,27
8,9	1215*	19,55	13,72	32,5	12,0	2,2	30,2	1,07
6,88		20,2	22,22	42	16,0	1,8	40,0	1,05
8,28		18,6	20,62	32	16,0	1,8	33,4	0,96
8,48	~200	16,8	17,82	31	16,0	1,8	32,1	0,97
		8,7	3,2	12	5,02	3,3	10,6	1,13
		9,7	4,2	12—17	5,02	3,3	13,8	0,87—1,23
		10,7	5,2	18—20	5,02	3,3	17,2	1,05—1,16
15,4		14,0	29—32	16	1,8	25,2	1,15—1,27	
		9,0	18—21	16	1,8	16,2	1,11—1,3	
15,4	206	11,6	1,03	6,4—8,7	0	6,23	6,2	1,03—1,4
11,6	206	11,6	1,03	6,4—8	0	6,23	6,2	1,03—1,29
11,9	195	13,8	3,3	19—22	0	6,23	19,8	0,96—1,16
7,7	190	15,8	5,2	37—39	0	6,23	31,4	1,18—1,24
11,0	606	11,0	10,29	10—11	42,9	1,01	10,38	0,96—1,06
11,0	606	11,0	10,29	21—23	15,5	1,77	18,3	1,15—1,25

фичева и др. [23]; 5—С.М. Слисский и Г.В. Симаков; 6,7—Ю. П. Правдинец и Р. Пекус. ственным измерением.

чаях, когда данные непосредственных измерений длины вальца отсутствуют, использованы зарисовки течения в нижнем бьефе.

Сравнивая данные опытов и расчета, можно утверждать, что точность расчета близка к точности измерения длины вальца на модели.

На рис. 2-17 сопоставлены данные о связи $L_{в,t}/t$ и δ/t при $\theta_m=0^\circ$ и $\theta_v=0^\circ$, соответствующие решению В. В. Баланина и В. М. Селезнева [35], графику на рис. 2-16 при $L_{в}=6,03 \delta$, экспериментам А. Н. Рахманова и Б. А. Фидмана, Л. И. Илизаровой [110] и М. С. Фомичева [284]. При $L_{в,t}/t=6,03$ и $\delta/t=t$ получаем $L_{в,t}/t=6,03 t$, чему и отвечает прямая 2 на рис. 2-16.

Резкое уменьшение $L_{в,t}/t$ согласно расчету В. В. Баланина и В. М. Селезнева и опытам А. Н. Рахманова имеет место при $\delta/t > 0,9$, это отвечает степени затопления отверстия отсасывающей трубы, что в действительности не встречается. Следовательно, значение

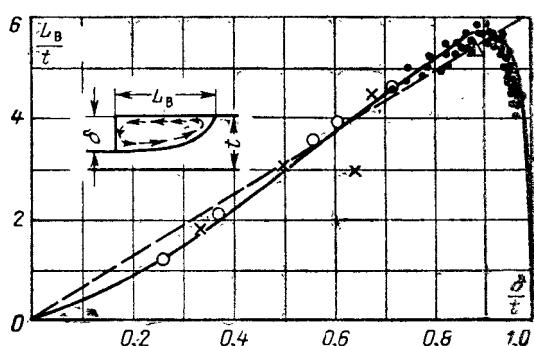


Рис. 2-17. Изменение длины вальца в зависимости от стеснения потока при нулевом угле наклона струи в выходном сечении отверстия.

— расчеты по В. В. Баланину; — — — по графику на рис. 2-16; опытные точки: ●—А. Н. Рахманова; ×—Б. А. Фидмана; ○—Л. И. Илизаровой; △—М. С. Фомичева. Область $t > 0,8+0,9$ за пределами возможных параметров отводящего русла зданий ГЭС.

$L_b/\delta = \bar{L}_b$, найденное по графику 2-16 при $\theta_m = 0^\circ$ и $\theta_b = 0^\circ$, в практически возможном диапазоне изменения δ/t близко к опытным данным, что подтверждает возможность использовать график на рис. 2-16 и для рас-

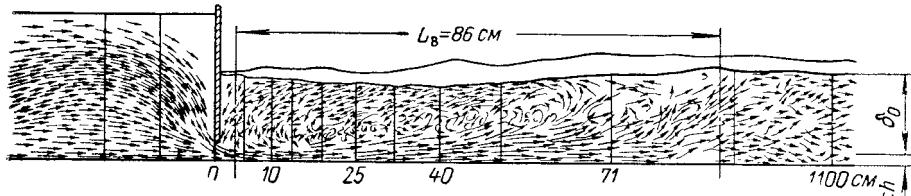


Рис. 2-18. Валец под струей, поступающей из-под затвора.

$t=16.1$ см. открытие затвора — 28 см, глубина в сжатом сечении $2.8 \times 0.64 = 1.8$ см, $L_b = 86$ см.

чета L_b при $\theta_m \neq 0^\circ$, $\theta_b \neq 0^\circ$.

Во избежание преуменьшения длины вальца при назначении длины раздельных стенок в соответствии с данными табл. 2-1 для использования рекомендуется график с поправкой, увеличивающей расчетное значение длины вальца на 20% (рис. 2-16, график 2).

Нельзя не отметить отличные результаты сопоставления расчетной и полученной из опыта длины вальца при истечении из-под затвора (опыты М. С. Фомичева, [284]). В расчет вводилась глубина затопления струи в сжатом сечении; длина вальца отсчитывалась от створа сжатого сечения. При $\theta = 0^\circ$, $\delta_0 = 14.3$ см получено по графику 1 на рис. 2-16 $\bar{L}_0 = 6.03$, откуда $L_b = 6.03 \cdot 14.3 = 86$ см (рис. 2-18)*. В данном случае $\delta/t = \frac{4.3}{16.1} = 0.886$.

На рис. 2-19 проведено дополнительное сопоставление расчетных данных с экспериментальными, полученными на модели турбинного блока ($D_1 = 250$ мм) в МИСИ и на модели Каневской ГЭС (масштаб 1 : 41, два блока без турбины, $\theta_p = 6^\circ 20'$, отсасывающие трубы с круглыми отверстиями); — то же, расчет.

Рис. 2-19. Сопоставление расчетной и действительной длины вальца над струей, поступающей из отверстия трубы.

○ — опыты на модели, $D_1 = 250$ мм, $b_m = 53.5$ см, $h_m = 25.5$ см, $B = 110$ см, любой горизонтальный ниже пола отсасывающей трубы на 24.0 см, $\theta_p = 10^\circ 31'$; — то же, расчет; ● — опыты на модели Каневской ГЭС (масштаб 1 : 41, два блока без турбины, $\theta_p = 6^\circ 20'$, отсасывающие трубы с круглыми отверстиями); — то же, расчет.

затоплениях верхней кромки отверстия отсасывающей трубы и уменьшении длины вальца при малых затоплениях.

Для модели Каневской ГЭС расчет дает уменьшенную длину вальца. Однако в данном случае отверстия отсасывающей трубы круглые, что приводит к существенному отличию расчетной схемы от действительности.

2-5. РАСЧЕТ ПЕРЕПАДА ВОССТАНОВЛЕНИЯ

Формула перепада восстановления (2-2), полученная из уравнения Бернулли, является приближенной, поскольку потери определяются по формуле Борда (не учитывающей влияние перепада восстановления на площадь приложения сил давления) и без учета влияния наклонного участка.

* Следовательно, по графику на рис. 2-16 может быть рассчитана длина вальца над струей при истечении из-под затвора.

К задаче расчета перепада восстановления обращались многие авторы. Д. И. Кумин, Х. Ш. Мустафин, А. А. Сабанеев, С. М. Слисский и Т. П. Скребков, П. П. Лаупман, коллектив авторов НИС Оргэнергостроя, И. В. Филиппович, В. Б. Дульнев исходили из уравнения количества движения. Н. М. Щапов получил эмпирическую формулу [310], основанную на натурных наблюдениях на Угличской ГЭС.

Формулы Д. И. Кумина [132] и Х. Ш. Мустафина [175] могут быть приведены к одному виду; применимы они лишь для случая отсутствия на водобое наклонного участка. В формулы П. П. Лаупмана [218] и И. В. Филипповича [281] излишне введен косинус угла наклона вектора средней скорости в выходном сечении отсасывающей трубы (рис. 2-20,б)¹.

Формулы остальных авторов различаются в основном способом учета давления на наклонный участок водобоя.

А. А. Сабанеев [221], С. М. Слисский и Г. П. Скребков [245] исходят из одинаковой расчетной схемы: принимается, что уровень воды в створе окончания наклонного участка водобоя тот же, что и на последующем горизонтальном участке, и что между этим створом и створом, совпадающим с плоскостью отверстия отсасывающей трубы, уровень изменяется по прямой. Давление на наклонный участок определяется по гидростатическому закону, но С. М. Слисский и Г. П. Скребков кроме гидростатической составляющей реакции наклонного участка вводят в формулу динамическую составляющую. Учет динамической составляющей реакции наклонного участка позволяет оценить влияние его крутизны на перепад восстановления. Учитывается также дополнительный перепад восстановления, образующийся при увеличении живого сечения русла нижнего бьефа вследствие понижения его дна и расширения в плане.

В расчетной схеме [8] уровень в створе окончания наклонного участка водобоя принимается на $k\Delta h_0$ ниже уровня, устанавливающегося на горизонтальном участке водобоя (k — коэффициент, характеризующий неполноту восстановления потенциальной энергии в створе окончания наклонного участка водобоя). Но расчетная схема остается не вполне отвечающей действительности, поскольку, во-первых, в общем случае разность уровней на горизонтальном участке водобоя и в створе окончания наклонного участка может быть и положительной, и отрицательной, и равной нулю и, во-вторых, величина этой разности зависит от протяженности наклонного участка и превышения горизонтального участка водобоя над порогом отсасывающей трубы². В формулу [8] введена динамическая составляющая реакции наклонного участка водобоя, полученная в принципе из такой же расчетной схемы, что и в работе [245].

В расчетной схеме, предложенной В. Б. Дульневым [91], свободная поверхность воды на участке восстановления потенциальной энергии принимается параболической. Динамическая составляющая реакция наклонного участка водобоя определяется по С. М. Слискому и Г. П. Скребкову. Формула В. Б. Дульнева основана на наиболее полной расчетной схеме. Остальные формулы, за исключением формулы НИС Оргэнергостроя и эмпирической формулы Н. М. Щапова, могут быть получены из формулы В. Б. Дульнева. Однако входящая в формулу В. Б. Дульнева длина L_b участка расширения струи воды, выходящей

¹ Указанными авторами горизонтальная проекция количества движения в сечении mm

принимается равной $\alpha_{0m} \frac{\gamma Q_t^2}{g \omega_m} \cos \theta$. В действительности же она равна $\alpha_{0m} \rho Q v_x = \alpha_{0m} \frac{\gamma}{g} \times$

$\times \frac{Q_t^2}{\omega_m}$. Аналогично поступают некоторые авторы при выводе формул эжекции.

² Порогом отсасывающей трубы называют дно ее горизонтального патрубка в выходном сечении [218].

из отсасывающей трубы (длина вальца над струей) [91], определяется из неприемлемых исходных положений. Получается, что при глубине нижнего бьефа, равной высоте отверстия отсасывающей трубы, $L_b=0$, чего при наличии наклонного участка в действительности нет. Кроме того, имеющийся в формуле экспериментальный коэффициент получен по кривой подпора, его же следовало определить по длине вальца.

Как видим, длина участка восстановления и зависящая от нее сила давления на наклонный участок водобоя большинством авторов определяется из произвольных предпосылок. Наиболее достоверно длину участка восстановления следует назначать из условия изменения уровня свободной поверхности по некоторой кривой и при определении силы давления на наклонный участок с учетом гидродинамической составляющей.

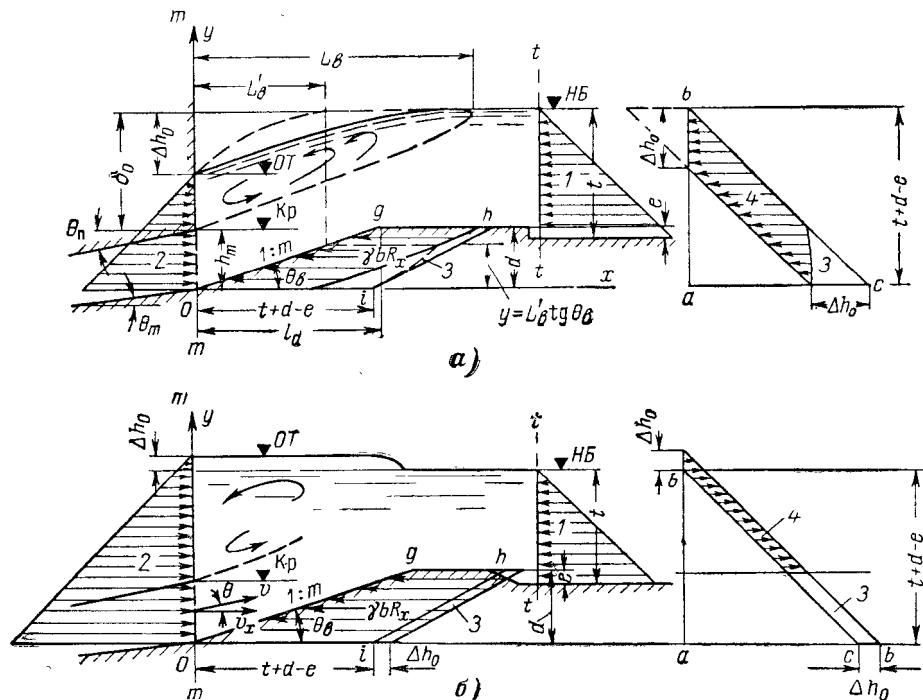


Рис. 2-20. Исходные схемы для расчета перепада восстановления.
 $a = \Delta h_1 > 0$; $b = \Delta h_0 < 0$.

Расчетные схемы для вывода формулы перепада восстановления даны на рис. 2-20. Реакция наклонного участка og рассматривается как состоящая из гидростатической и гидродинамической (ψbR) составляющих. Распределение давления в сечениях tt и tt' принимается гидростатическим. Сила давления на уступ¹ e или на наклонный участок в конце водобоя (понижение в сторону нижнего бьефа) уравновешивается силой, соответствующей части эпюры давления в сечении tt' . Влиянием силы трения по дну пренебрегаем.

Реакция динамической составляющей наклонного участка водобоя обозначена через γbR , где γ — объемный вес воды, b — ширина струи воды, поступающей из отверстия отсасывающей трубы, равная ширине отверстия в свету.

¹ Понижение водобоя в сторону нижнего бьефа уступами выполнено, например, на Камской водосливной ГЭС.

Очертание кривой свободной поверхности нижнего бьефа на длине вальца L_b выражается в общем виде по В. Б. Дульневу зависимостью

$$\Delta h_x = \Delta h_0 \left(1 - \frac{x}{L_b}\right)^n, \quad (2-11)$$

где Δh_x — понижение уровня свободной поверхности в сечении, отстоящем от выходного сечения отсасывающей трубы на расстояние x ; n — показатель степени, зависящий от режима работы турбины, глубины воды в отводящем русле и других факторов.

Следует различать два случая: 1) образуется перепад восстановления (рис. 2-20, а); 2) образуется подпор (рис. 2-20, б). В обоих случаях площадь abc выражает сумму силы давления в сечении tt (эпюра 1) и гидростатической составляющей силы давления на наклонный участок водобоя og (эпюра $oghi$) без учета влияния перепада восстановления или подпора.

При наличии перепада восстановления гидростатическая составляющая силы давления на наклонный участок водобоя уменьшается на величину, отвечающую площади эпюры 3 (рис. 2-20, а), а при наличии подпора — увеличивается (рис. 2-20, б).

Вычитая из площади эпюры abc площади 2 и 3, получаем проекцию на горизонтальную ось суммарной силы давления (без учета гидродинамической составляющей), действующей на отсек нижнего бьефа, выделенный сечениями mm и tt .

С учетом произведенного вычитания эпюр уравнение изменения количества движения получается при наличии перепада восстановления следующим:

$$\begin{aligned} \frac{Q_t^2}{g} \left(\frac{\alpha_{0m}}{\omega_m} - \frac{\alpha_{0t}}{tB} \right) &= (t + d - e) \Delta h_0 B - B \int_0^d \Delta h_0 \left(1 - \frac{x}{L_b}\right)^n dy - \\ &- \frac{\Delta h_0^2}{2} B - b_m R_x. \end{aligned} \quad (2-12)$$

В уравнении помимо величин, обозначенных на рис. 2-20, имеем:

Q_t — расход турбин; g — ускорение свободного падения; α_{0m} , α_{0t} — коэффициенты количества движения; ω_m — площадь отверстия отсасывающей трубы в сечении mm ; B , b_m — расчетная ширина нижнего бьефа (ширина турбинного блока) и ширина в свету отверстия отсасывающей трубы; $b_m/B = \beta$; R_x — горизонтальная проекция удельной динамической составляющей реакции наклонного участка водобоя (отнесенная к γ), m^2 .

Интеграл в уравнении (2-12) выражает площадь эпюры 4. Заменяя x на $y/tg \theta_b$ и вычисляя интеграл, получаем выражение второго члена правой части этого уравнения (при $L_b > l_a$):

$$B \Delta h_0 \left\{ -\frac{L_a \operatorname{tg} \theta_b}{n+1} \cdot \left[\left(1 - \frac{d}{L_b \operatorname{tg} \theta_b}\right)^{n+1} - 1 \right] \right\}. \quad (2-13)$$

Решая уравнение (2-12) относительно Δh_0 и устанавливая, что физический смысл имеет решение со знаком минус перед радикалом, получаем:

$$\Delta h_0 = t + d - e + E - \sqrt{(t + d - e + E)^2 + 2\beta R_x - \frac{2Q_t^2}{gB} \left(\frac{\alpha_{0m}}{\omega_m} - \frac{\alpha_{0t}}{tB} \right)}, \quad (2-14)$$

где

$$E = \frac{L_a \operatorname{tg} \theta_b}{n+1} \left[\left(1 - \frac{d}{L_b \operatorname{tg} \theta_b}\right)^{n+1} - 1 \right]. \quad (2-15)$$

Пренебрегая в уравнении (2-12) членом $\frac{\Delta h_0^2}{2} B$, или раскладывая в формуле (2-14) радикал в биномиальный ряд и используя два первых члена ряда, получаем при $L_b > l_d$ и $e=0$ формулу перепада восстановления В. Б. Дульнева

$$\Delta h_0 = \frac{\frac{Q_r^2}{gB} \left(\frac{\alpha_{0m}}{\omega_m} - \frac{\alpha_{0t}}{tB} \right) - \beta R_x}{t + d + \frac{L_b \operatorname{tg} \theta_b}{n+1} \left[\left(1 - \frac{d}{L_b \operatorname{tg} \theta_b} \right)^{n+1} - 1 \right]},$$

которая при $n=1$, $L_b = l_d$, $R_x = 0$ приводится к формуле А. А. Сабанеева (в наших обозначениях):

$$\Delta h_0 = \frac{2Q_r^2}{gB(2t+d)} \left(\frac{\alpha_{0m}}{\omega_m} - \frac{\alpha_{0t}}{\omega_t} \right).$$

По данным В. Б. Дульнева, показатель степени в формуле (2-11) и в последующих формулах может быть принят равным $n=2$ (модельные исследования блока с турбиной РО 662).

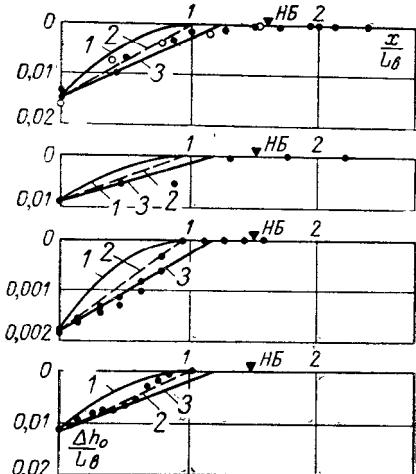


Рис. 2-21. Опытные и расчетные данные изменения уровня свободной поверхности нижнего бьефа модели турбинного блока Киевской ГЭС при различных режимах.

Точки — опыты Ю. П. Правдинца; 1 — параболическая кривая при $n=2$; 2 — кривая при длине вальца L_b , найденной по графику 1 на рис. 2-16; 3 — свободная поверхность, принятая при выводе формул перепада восстановления (длина вальца найдена по графику 2 на рис. 2-16).

для восстановления по различным формулам с опытными данными рекомендуется для использования при $L_b \geq l_d$ формула

$$\Delta h_0 = \frac{A_0 - 2\beta R_x}{2(t + d - e + E)}, \quad (2-16)$$

а при $L_b \approx l_d$ (примерно $1,2 L_b \geq l_d \geq 0,8 L_b$) — формула

$$\Delta h_0 = \frac{A_0 - 2\beta R_x}{2(t - e) + d}, \quad (2-17)$$

полученная ранее автором и Г. П. Скребковым. Здесь

$$A_0 = \frac{2Q^2}{gB} \left(\frac{\alpha_{0m}}{\omega_m} - \frac{\alpha_{0t}}{tB} \right). \quad (2-18)$$

Значение E в формуле (2-16) определяется из (2-15) при $n=1$. При этом: если длина вальца больше заложения наклонного участка водобоя, т. е. при $L_B > l_d$, то

$$E = 0,5L_B \operatorname{tg} \theta_B \left[\left(1 - \frac{d}{L_B \operatorname{tg} \theta_B} \right)^2 - 1 \right]; \quad (2-19)$$

когда $L_B < l_d$, т. е. при $L_B = L'_B$, $y = L'_B \operatorname{tg} \theta_B$, $\operatorname{tg} \theta_B = \frac{1}{m}$, то выражение в круглых скобках принимает нулевое значение (значок «прим» у L_B опускаем), тогда

$$E = -0,5L_B \operatorname{tg} \theta_B; \quad (2-19')$$

при $L_B = l_d$ имеем $L_B \operatorname{tg} \theta_B = d$, откуда из формулы (2-19)

$$E = -0,5d. \quad (2-19'')$$

В последнем случае, подставив $E = 0,5d$ в (2-16), получаем формулу (2-17).

В тех же случаях, когда образуется подпор,

$$E = -d \quad (2-19''')$$

и в формуле (2-16) знаменатель становится равным 2 ($t-e$).

Для выбора формулы для вычисления E рекомендуется табл. 2-2.

Иногда непосредственно за отверстием отсасывающей трубы некоторый участок водобоя длиной l_g горизонтален и лишь затем начинается его наклонный участок (табл. 2-2, случай $г$). В этом случае в выражения (2-19) и (2-19') вместо L_B следует вводить разность $L_B - l_g$. Следует иметь в виду, что при $l_g \geq L_B$, где L_B — длина вальца, найденная по углу наклона потолка отсасывающей трубы [рис. 2-16, формулы (2-10)], наличие наклонного участка водобоя на длине вальца не оказывается, т. е. расчет L_B следует производить, полагая $\theta = \theta_\Pi$.

В формулу перепада восстановления входит величина A_0 , зависящая от расхода турбины, который в свою очередь зависит от искомого

Таблица 2-2

К выбору формулы для вычисления E при расчете перепада восстановления

	<i>a</i>	<i>б</i>	<i>в</i>	<i>г</i> и	<i>д</i>
Расчетный случай					
	$L_B > l_d$	$L_B < l_d$	$L_B = l_d$	$L_B > l_g + l_d$	В нижнем бьефе образуется подпор
Формулы для определения E	(2-19)	(2-19')	(2-19'')	В выражения (2-19), (2-19') вместо L_B вводить $L_B - l_g$	(2-19''')

перепада восстановления, влияющего на напор турбины. В первом приближении напор турбины для определения расхода Q_t может быть принят равным статическому напору. Во втором приближении напор и расход турбины могут быть исправлены по известному из расчета в первом приближении перепаду восстановления. Обычно влияние уточненного расхода турбины на искомый перепад восстановления лежит в пределах точности расчета и опыта.

Перепад восстановления или подпор получается по расчету в зависимости от знака A_0 . Поэтому вводить в формулу (2-16) значение $E = -d$ следует при отрицательных значениях A_0 .

Створ tt , в котором определяется глубина нижнего бьефа t , берется в конце водобоя или в начале рисбермы, там, где ширина отводящего русла равна ширине русла в начальном сечении tt или незначительно отличается от нее.

2-6. ДИНАМИЧЕСКАЯ СОСТАВЛЯЮЩАЯ РЕАКЦИИ НАКЛОННОГО УЧАСТКА ВОДОБОЯ. ВЛИЯНИЕ КРУТИЗНЫ НАКЛОННОГО УЧАСТКА ВОДОБОЯ НА ПЕРЕПАД ВОССТАНОВЛЕНИЯ И ЭФФЕКТ ЭЖЕКЦИИ

Для расчета величины горизонтальной проекции динамической составляющей реакции наклонного участка, входящей в формулы (2-16) и (2-17), автором и Г. П. Скребковым [245] была предложена формула

$$R_x = \psi \alpha_{0m} \frac{d}{g} \left(\frac{Q_t}{\omega_m} \right)^2 \left(1 - \frac{\cos \theta_b}{\cos \theta_m} \right), \quad (2-20)$$

вывод которой основан на распространенном представлении о неизменном значении скорости струи, отклоняемой от первоначального направления наклонной плоскостью. При $d/h_m \leq 1$ коэффициент $\psi = 1$, а при $d/h_m > 1$, $\psi = h_m/d$. Формула не учитывает влияния поворота потока при выходе с откоса на горизонтальную часть русла, в результате чего онаискажает значение R_x , и влияния на него крутизны откоса.

Ю. П. Правдивец по данным проведенных им опытов на модели турбинного блока Рижской ГЭС с турбиной ПЛ 661-25 и нашим данным, полученным в МЭИ на модели турбинного блока Воткинской ГЭС с турбиной ПЛ 495-18,6, установил, что при заложении наклонного участка, равном двум или большем этой величины, горизонтальная составляющая гидродинамического давления на наклонный участок практически постоянна, что является следствием понижения давления на откос в его верхней части при изгибе потока на выходе с откоса в горизонтальную часть русла. Вывод этот подтверждается опытными данными В. Б. Дульнева, полученными в 1963 г. на модели Красноярской ГЭС с турбиной РО 662-25. Ю. П. Правдивец предложил формулу

$$R_x = 0,1 \alpha_{0m} \frac{d}{g} \left(\frac{Q_t}{\omega_m} \right)^2. \quad (2-21)$$

Сопоставление формул (2-20), (2-21) дает:

$$\psi \left(1 - \frac{\cos \theta_b}{\cos \theta_t} \right) = 0,1.$$

Этому условию, например, при $\psi = 1$ и $\theta_t = 0 \div 15^\circ$, отвечает наклонный участок с заложением примерно $m = 2,1$ ($\theta_b \approx 25^\circ$). При больших значениях заложения левая часть рассматриваемого равенства уменьшается, достигая при $m = 5$ ($\theta_b \approx 11^\circ$) примерно 0,02, что обуславливает преуменьшение расчетного значения R_x , найденного по (2-20), по срав-

нению с полученным по формуле (2-21) примерно в 5 раз. На величине расчетного значения перепада восстановления преуменьшение R_x сказывается заметно в тех случаях, когда Δh_0 приближается к нулю. При больших значениях Δh_0 погрешность в определении R_x на расчетное значение Δh_0 влияет незначительно.

Для того чтобы показать влияние крутизны наклонного участка водобоя на перепад восстановления, на рис. 2-22 представлены расчетные кривые $\Delta h_0 = f(t)$ и опытные точки для модели турбинного блока В-2 с турбиной ПЛ 405-18,6 (угол поворота лопастей $\varphi = 20^\circ$ и $n = 68 \text{ об/мин}$).

Приведенные к натуре геометрические параметры модели блока В-2, использованные при расчете, имеют следующие значения: $\omega_m = 175,7 \text{ м}^2$, $h_t = 9,20 \text{ м}$, $b = 19,1 \text{ м}$, $d = 5,6 \text{ м}$, $B = 27,85 \text{ м}$, $\theta_n = 15,2^\circ$, $\theta_m = 4,1^\circ$. Уровни верхнего и нижнего бьефов постоянны, статический напор $H_{\text{ст}} = 21,0 \text{ м}$, расход турбины $676 \text{ м}^3/\text{сек}$. Расчет произведен при глубине $t = 12,9 \text{ м}$, при изменении заложения наклонного участка от 1 до 5. Согласно пропеллерной характеристике этого колеса, снятой в турбинной лаборатории гидромашин ЛПИ на модели турбинного блока, к. п. д. при заданном режиме равен 85%, чему по формуле (2-8) соответствует коэффициент $a_{0m} = 1,5$.

Расчет Δh_0 произведен по формуле (2-16) при $a_{0t} = 1,04$ с использованием (2-20) и (2-21). Несмотря на то что при увеличении t формула (2-20) занижает значение R_x , на величине перепада восстановления это в данном случае сказалось незначительно, поскольку роль динамической составляющей реакции наклонного участка в общем балансе сил невелика. Формула (2-21) неприменима при $t < 2$; формула (2-20) отражает отрицательное влияние на Δh_0 заложения наклонного участка водобоя t , меньшего 2.

В существенном снижении перепада восстановления при заложении наклонного участка водобоя $t < 2$ можно убедиться по данным опытов, специально поставленных автором на модели турбинного блока В-2. При $t = 2$ перепад восстановления лишь на 5–8 см меньше, чем при $t = 5$, в то время как при $t = 1$ перепад восстановления снижается на 20–30 см (рис. 2-23; данные приведены к натуре).

В табл. 2-3 приведены сведения Отдела гидравлических исследований Бухарестского института Гидропроект о влиянии крутизны наклонного участка водобоя на перепад восстановления, полученные при исследовании модели ГЭС «Джердан-Железные ворота» на р. Дунае¹ в мас-

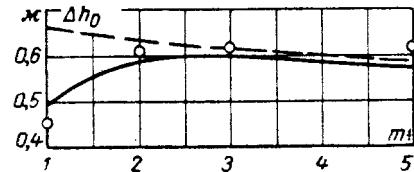


Рис. 2-22. Сопоставление экспериментальных и расчетных значений перепада восстановления.

— расчет по формуле (2-20);
— — расчет по формуле (2-21); ○ — опытные точки.

Таблица 2-3

Изменение перепада восстановления на модели ГЭС «Джердан-Железные ворота» в зависимости от крутизны наклонного участка водобоя

t	$\Delta h_0, \text{ см}$	Среднее значение $\Delta h_0, \text{ см}$	t	$\Delta h_0, \text{ см}$	Среднее значение $\Delta h_0, \text{ см}$
10	13,5; 16,5	15,0	4	18,5; 15,5	17,0
7	15,0	15,0	3	25,1; 19,6; 20,5	21,71
5	14,0; 17,5; 17,25	16,25	2	21,0	21,0

¹ Данные сообщены автору инженером В. Колибаном (Социалистическая Республика Румыния).

штабе 1:50. Перепад восстановления достигает максимальной величины при $m=3$ и почти не снижается при $m=2$.

На модели Красноярской ГЭС резкое уменьшение перепада восстановления наблюдалось при $m \leq 3 \div 3,5$, при уменьшении m с 3 до 2 перепад восстановления снизился с 0,27 м до 0,158 м, т. е. более чем на 40 %. При увеличении m с 3 до 5 перепад восстановления возрос до 0,285 м, т. е. только на 5,6 %. А. М. Чистяковым рекомендуется принимать заложение m наклонного участка в пределах 3—4. В. Б. Дульнев предлагает принимать m близким к 3 [91].

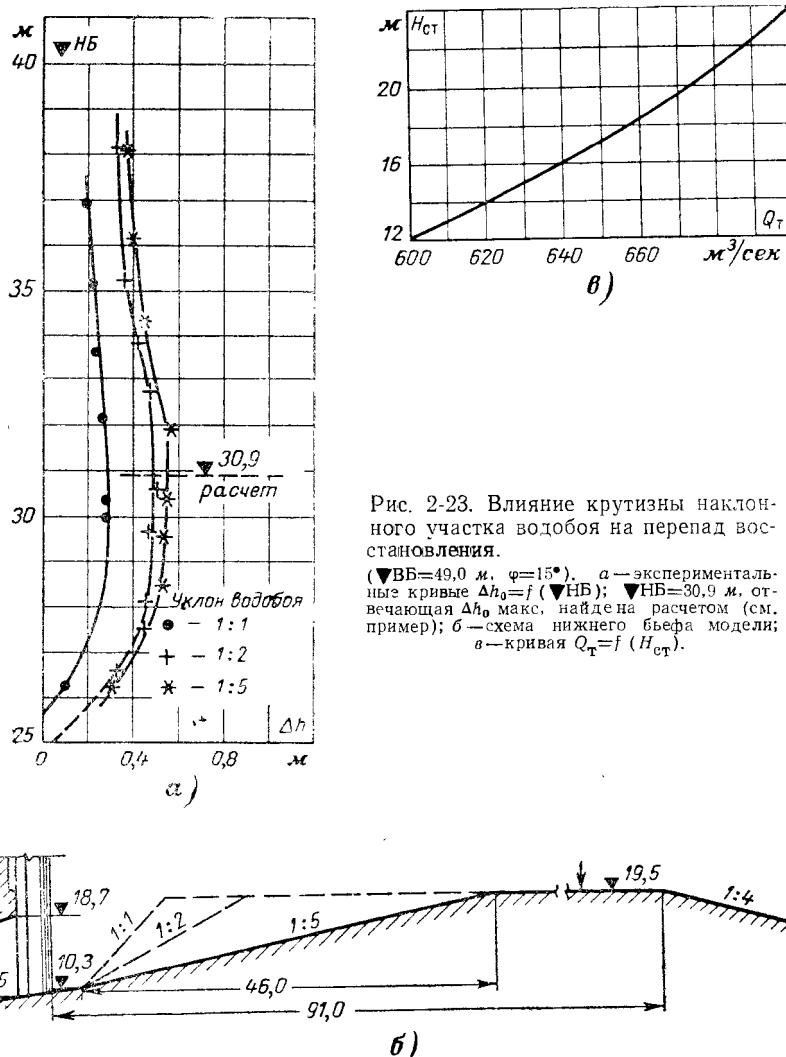


Рис. 2-23. Влияние крутизны наклонного участка водобоя на перепад восстановления.

($\nabla_{\text{ВБ}}=49,0$ м, $\varphi=15^\circ$). а — экспериментальные кривые $\Delta h=f(\nabla_{\text{НБ}})$; $\nabla_{\text{НБ}}=30,9$ м, отвечающая $\Delta h_{\text{макс}}$, найдена расчетом (см. пример); б — схема нижнего бьефа модели; в — кривая $Q_T=f(H_{\text{ст}})$.

Небольшое увеличение перепада восстановления с повышением до некоторого предела крутизны наклонного участка водобоя есть следствие имеющегося при этом уменьшения гидростатической составляющей силы реакции давления на наклонный участок при постоянной ее динамической составляющей.

Большое внимание было уделено назначению крутизны наклонного участка водобоя при исследовании под руководством автора модели турбинного блока Рижской ГЭС Ю. П. Правдинцем и Р. Пекусом (МИСИ). Модель была выполнена в масштабе 1:37,2 с рабочим коле-

сом ПЛ 661-25. Установлено, что вместо принятого в проекте $m=4$ можно принять без снижения мощности $m=1$.

Проведенные нами исследования и изучение материалов, полученных другими авторами, позволяют рекомендовать при θ_m , близком и меньшем 5° , принимать заложение m наклонного участка водобоя не более $2,2-2,5$, если по производственным соображениям более пологий наклонный участок не требуется. Чем больше угол наклона днища отсасывающей трубы θ_m , тем круче может быть наклонный участок водобоя. Следует иметь в виду, что экспериментальные данные, подтверждающие возможность принимать столь крутые наклонные участки, получены на моделях при $d \leq 1,35 h_m$.

На многих отечественных и зарубежных ГЭС наклонный участок водобоя выполнен с заложением $m=5 \div 6$. Уменьшение заложения наклонного участка до $2,2-2,5$ не вызывает заметного падения напора турбины или даже приводит к его повышению за счет увеличения перепада восстановления и позволяет сократить земляные или скальные работы при устройстве водобоя¹.

На совмещенных ГЭС увеличение крутизны наклонного участка водобоя позволяет избежать падения водосбросной струи непосредственно на наклонный участок, что, как это показано ниже, благоприятно сказывается на эффекте эжекции.

Начало наклонного участка следует располагать на расстоянии 1—2 м от створа выходного отверстия отсасывающей трубы, поскольку при отклонении потока наклонным участком от его первоначального направления имеет место повышение давления у dna в створе отверстия отсасывающей трубы, что уменьшает напор турбины, правда весьма незначительно. По данным Ю. П. Правдивца, при $m=4$ увеличение давления на пороге отсасывающей трубы составляет 0,1% статического давления, при $m=2$ оно достигает 0,4%. При большем расстоянии от створа выходного отверстия отсасывающей трубы до начала наклонного участка перепад восстановления уменьшается, поскольку наклонный участок попадает в область более высоких уровней свободной поверхности потока. Это ведет к увеличению гидростатической составляющей наклонного участка водобоя, вызывающему повышение уровня в створе отверстия отсасывающей трубы.

При $m > 5$ или при расположении наклонного участка в удалении от выходного отверстия [более чем на $(0,7 \div 0,8) h_m$] гидродинамической составляющей силы давления на наклонный участок водобоя можно при расчете перепада восстановления пренебречь, принимая в формулах (2-16), (2-17) $R_x = 0$.

На совмещенных ГЭС при работе водосбросов изменение крутизны наклонного участка в одних случаях не влияет на напор турбины (на эффект эжекции), в других же случаях это влияние очень существенно.

На рис. 2-24 даны кривые $\Delta h_{\text{эж}} = (\nabla \text{НБ})$ при различных значениях m для турбинного блока В-1 при отметках водобоя $\nabla B = 28,5 \text{ м}$, $\nabla B_B =$

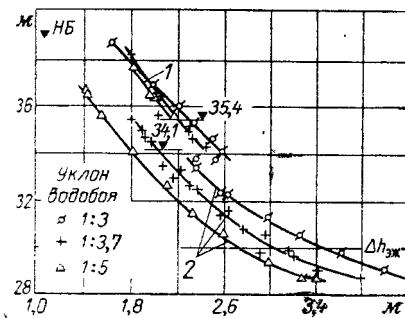


Рис. 2-24. Изменение $\Delta h_{\text{эж}}$ в зависимости от $\nabla \text{НБ}$ при различных m (модель турбинного блока В-1).

1 — длина донного вальца больше длины наклонного участка водобоя; 2 — донный вальц в пределах наклонного участка.

¹ Например, внесенное нами и Ю. П. Правдивцем предложение изменить крутизну наклонного участка водобоя Усть-Илимской ГЭС с 1:4 (проектная) на 1:2,2—1:2 может уменьшить объем скальной выемки на 80 тыс. м^3 .

$=49,0$ м, углс поворота лопастей $\varphi=20^\circ$ и полностью открытых водосбросных отверстиях (опыты автора, МЭИ, 1955 г., рис. 2-30). Проледим, например, как при заложении наклонного участка, равном 3,7, изменяется $\Delta h_{\text{эж}}$ при повышении уровня в нижнем бьефе с $\nabla \text{НБ}=34,1$ м до $\nabla \text{НБ}=35,4$ м (рис. 2-25, а, б). В первом случае валец находится в пределах наклонного участка, во втором случае валец частично находится вне пределов его. Давление на наклонный участок во втором случае (с выходом вальца за пределы наклонного участка при повышении $\nabla \text{НБ}$) снижается, уменьшается горизонтальная составляющая реакции

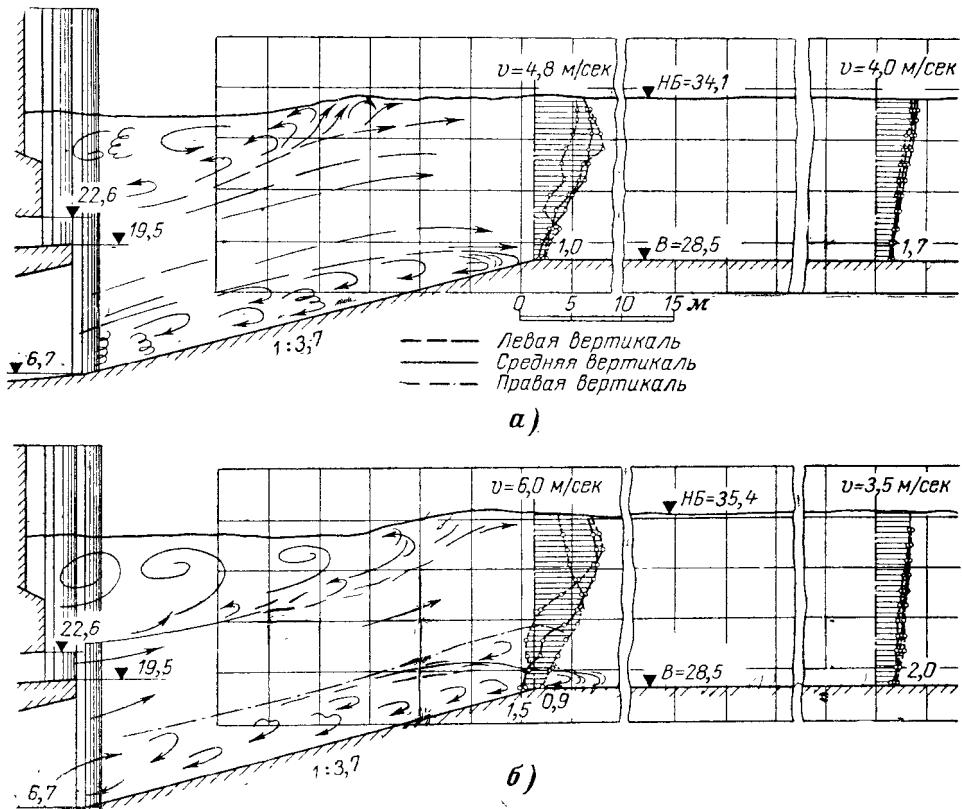


Рис. 2-25. Распространение струй, поступающих из водосбросов и отсасывающей трубы в нижний бьеф турбинного блока В-1.

а — $H_{\text{ст}}=13,6$ м, $H_{\text{т}}=15,6$ м, $H_{\text{в}}=15,2$ м, $\Delta h_{\text{эж}}=2,20$ м, донный валец выходит за пределы наклонного участка водобоя; б — $H_{\text{ст}}=14,9$ м, $H_{\text{т}}=16,8$ м, $H_{\text{в}}=17,6$ м, $\Delta h_{\text{эж}}=2,02$ м, донный валец в пределах наклонного участка.

наклонного участка, что приводит к скачкообразному увеличению $\Delta h_{\text{эж}}$ с 2,02 м до 2,2 м и напора турбины с 15,2 м до 16,8 м. В диапазоне уровней нижнего бьефа 35,4—34,1 м донный валец может быть в пределах наклонного участка или выходить за его пределы, что и определяет скачкообразное изменение $\Delta h_{\text{эж}}$.

При расположении вальца в пределах наклонного участка увеличение его крутизны ведет к увеличению $h_{\text{эж}}$ (кривые 2 на рис. 2-24). В значительно меньшей степени выражено влияние крутизны наклонного участка на $\Delta h_{\text{эж}}$, если валец выходит за наклонный участок.

Из изложенного следует, что и на совмещенных ГЭС при пропуске воды через водосбросы над отсасывающей трубой увеличение крутизны наклонного участка приводит к увеличению напора турбин при условии, что наклонный участок находится в пределах донного вальца.

2-7. СОПОСТАВЛЕНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ И РАСЧЕТНЫХ ЗНАЧЕНИЙ ПЕРЕПАДА ВОССТАНОВЛЕНИЯ

В табл. 2-4 и на рис. 2-26 приведены результаты сопоставления расчетных и экспериментальных значений перепада восстановления для турбинного блока В-1. Исходные данные по этой модели, пересчитанные в натуре, те же, что и в помещенном ниже примере расчета перепада восстановления. Турбина работала в пропеллерных режимах (рис. 2-27) при $\phi = 15^\circ$. Уровень верхнего бьефа поддерживался постоянным, статический напор изменялся в пределах 10,36—27,15 м, глубина в отводящем русле на горизонтальном участке водобоя при этом изменялась от 20,34 до 3,55 м.

Расчет произведен по формуле (2-16). Коэффициент количества движения в вершине характеристики ($\eta_0 = 82\%$) принят равным 1,3. При режимах 7—16 он вычислен по формуле (2-8), при режимах 1, 2 и 5 найден путем построения кривой $a_{0m} = f(\eta)$ (экстраполяцией).

Для сечения tt принято, что $a_{0t} = 1,04$. Значение R_x , входящее в числитель формулы (2-16), вычислялось по формуле (2-21).

При одновременной работе нескольких или всех блоков и особенно при работе водосбросной плотины, примыкающей к зданию ГЭС, когда имеется разница в условиях сброса воды на различных участках водосбросного фронта, определение уровней воды в нижнем бьефе более затруднено, чем в условиях плоской задачи. Однако и в этом случае перепад восстановления по расчету получается примерно отвечающим его экспериментальному значению.

На рис. 2-28 приведены кривые свободной поверхности нижнего бьефа на русловой модели Воткинской ГЭС, выполненной в масштабе 1 : 100 (опыты Л. Д. Лентяева и И. М. Чекунаева—НИС Гидропроекта). Свободная поверхность фиксировалась при различных режимах работы ГЭС. При режиме IV одновременно осуществлялся сброс через примыкающую к зданию ГЭС с правой стороны водосливную плотину (длина раздельной стенки между плотиной и зданием ГЭС 62,5 м).

В табл. 2-5 приведены расчетные и опытные значения перепада восстановления. Перепад восстановления определялся разностью уровней в конце рисбермы (поперечник 90 м) и в створе выходного отверстия отсасывающей трубы (в створе отверстия пристройки к отсасывающей трубе). Коэффициент a_{0m} , вводимый в расчет, определялся по эпюрам скоростей, снятым на четырех вертикалях в выходном отверстии приставки блока № 5. Расчет произведен по формуле (2-17) при $R_x = 0$.

Расчетный перепад восстановления близок к среднему его значению, найденному опытным путем. Следует иметь в виду, что вследствие малого масштаба модели точность полученных из опыта значений перепада восстановления невелика: 20 см в натуре соответствует всего 2 мм на модели, а диапазон изменения уровняни нижнего бьефа на модели составляет всего 4 мм.

У блока, ближайшего к плотине, при режиме IV перепад восстановления увеличился до 0,43 м. По-видимому, здесь имеет место большее влияние на нижний бьеф здания ГЭС сбросного потока плотины, поскольку при этом режиме уровень воды в нижнем бьефе гидроузла был на 1,5—2 м ниже, чем при предыдущих режимах.

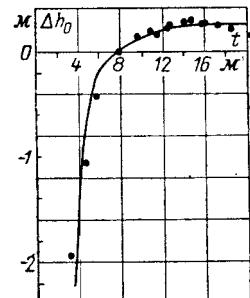


Рис. 2-26. Сопоставление экспериментальных и расчетных значений перепада восстановления для модели Воткинской ГЭС.

● — опыт; — расчет (сведен в табл. 2-4).

Таблица 2-4

**Экспериментальные и расчетные данные перепада восстановления.
Модель турбинного блока В-1 (рис. 2-5) при $d = 11,6$ м. Турина ПЛ 495-18,6, пропеллерный режим, $\varphi = 15^\circ$**

Номер опыта	Опыт						Расчет									
	$H_{\text{НВ}}, \text{м}$	$t, \text{м}$	$H_{\text{ср}}, \text{м}$	$Q_p, \text{м}^3/\text{сек}$	$\Delta h_0, \text{м}$	$n'_{1-}, \text{об/мин}$	$Q'_1, \text{м}^3/\text{сек}$	$\tau_p, \%$	$a_{\text{ср}} m$	$I_u, \text{м}$	$A_0, \text{м}^2$	$E, \text{м}$				
							$\frac{2\delta R_1}{(2-20)}, \text{м}$		$E, \text{м}$	$\frac{2\delta R_1}{(2-21)}, \text{м}$	$\Delta h_0, \text{м}$					
1	38,64	20,34	10,36	542	0,15	197	1950	—	2,17	39,0	15,00	-5,25	0,55	1,89	0,27	0,25
2	36,74	18,44	12,26	565	0,21	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	0,25
3	35,70	17,40	13,29	578	0,24	173	1838	—	1,96	33,5	14,40	-4,52	0,58	1,96	0,28	0,25
4	34,46	16,16	14,54	596	0,26	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	0,25
5	34,12	15,82	14,88	596	0,26	164	1780	—	1,84	30,6	13,51	-4,13	0,56	1,95	0,28	0,25
6	33,12	14,82	15,89	608	0,29	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	0,24
7	32,54	14,24	16,46	608	0,27	156	1735	67,5	1,72	27,6	12,32	-3,72	0,55	1,91	0,27	0,24
8	31,22	12,92	17,79	631	0,25	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	0,24
9	30,99	12,69	18,03	626	0,22	148	1710	73	1,57	24,7	10,56	-3,34	0,56	1,85	0,24	0,21
10	30,27	11,97	18,92	637	0,19	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	0,18
11	29,75	11,45	19,24	638	0,16	144	1680	75	1,51	22,4	9,52	-3,02	0,53	1,84	0,22	0,18
12	27,92	9,62	21,09	656	0,13	135	1620	79,5	1,38	18,9	6,84	-2,55	0,51	1,77	0,17	0,14
13	26,27	7,97	22,74	666	0,00	133	1620	80	1,36	15,8	4,62	-2,13	0,52	1,81	0,12	0,09
14	24,27	5,97	24,74	682	-0,42	127	1590	81	1,33	—	-0,012	-11,60	0,53	1,85	-0,05	-0,16
15	22,94	4,64	26,05	686	-1,06	124	1558	81,3	1,32	—	-5,29	-11,60	0,53	1,87	-0,63	-0,77
16	21,85	3,55	27,15	688	-1,92	122	1530	81,5	1,32	—	-12,50	-11,60	0,54	1,88	-1,80	-2,02

Приимечание 1. Использованные данные модели в примере расчета в конце настоящего параграфа.

2. Режимы 1-5 за пределами характеристики (рис. 2-21). При этих режимах значение $a_m = f(t)$. Величины n'_{1-} и Q'_1 вынуждены по напору $H_m = H_{\text{ср}} + \Delta h_0$ при известном из опыта Δh_0 .

3. При режимах 14-16 $\Delta h_0 < 0$. Поэтому принято что $E = -d$. В этом случае определять L_u не требуется.

Т а б л и ц а 2-5

Сопоставление расчетных и экспериментальных значений перепада восстановления для пространственной модели гидроузла (данные приведены к натуре)

Схема на рис. 2-28	Работающие блоки ГЭС	Открытие плотины	Расход через турбину, $m^3/сек$	Перепад восстановления за работающими блоками, м	
				по опыту	по расчету
I	1—6	Открыты все про- леты	630	0,14—0,26	0,17
II	2—6	То же	630	0,17—0,18	0,17
III	4—6		630	0,12—0,19	0,17
IV	2—6	Пролеты открыты через один	674	0,21—0,26	0,20

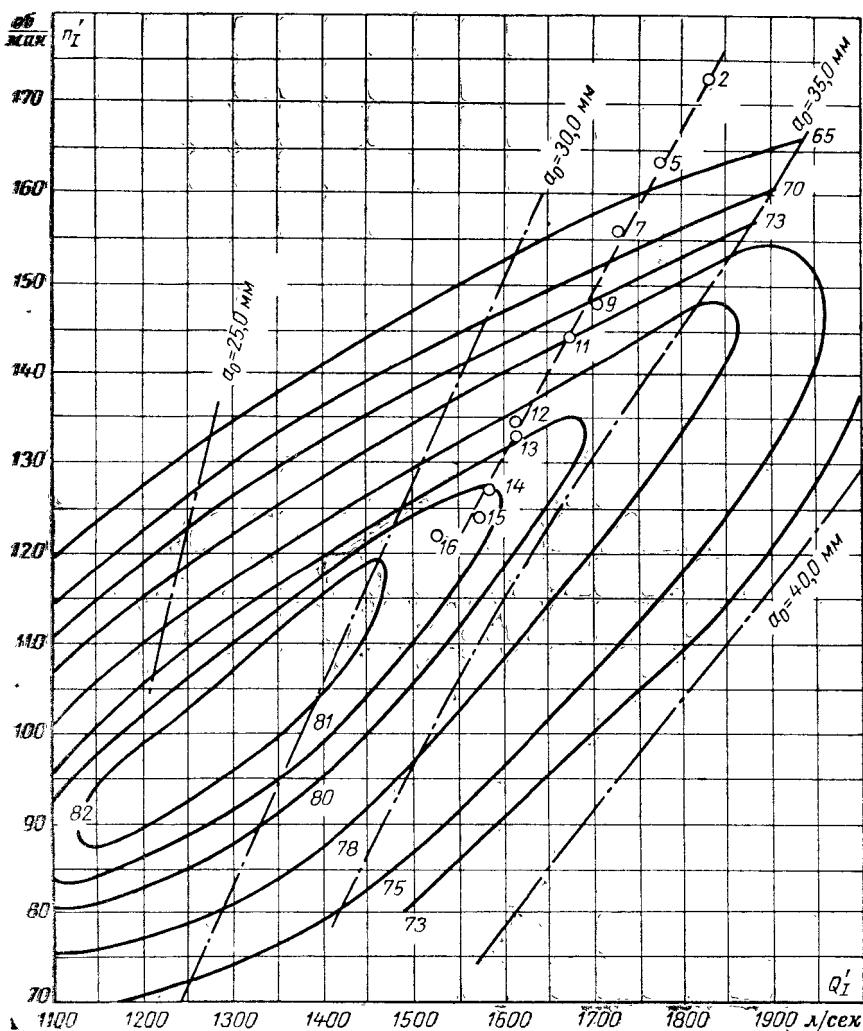


Рис. 2-27. Пропеллерная характеристика рабочего колеса ПЛ495-46 с нанесенными на нее режимами турбины ПЛ495-18,6 модельного турбинного блока (табл. 2-4). Угол поворота лопастей $\varphi = 15^\circ$. Отклонение точек (n'_1, Q'_1) от прямой обусловлено погрешностями измерения на модели расхода турбины, напора, числа оборотов. 2—16 — режимные точки (табл. 2-4).

Н. М. Щапов, под руководством которого в 1950 г. проводились испытания агрегата Угличской ГЭС, отмечает [310], что «восстановление кинетической энергии в нижнем бьефе происходит также и в том случае, когда он очень широк и глубок». Перепад восстановления на Угличской ГЭС наблюдался при ширине нижнего бьефа, в 4 раза большей ширины здания ГЭС (два турбинных блока, раздельная стенка между зданием ГЭС и плотиной отсутствует).

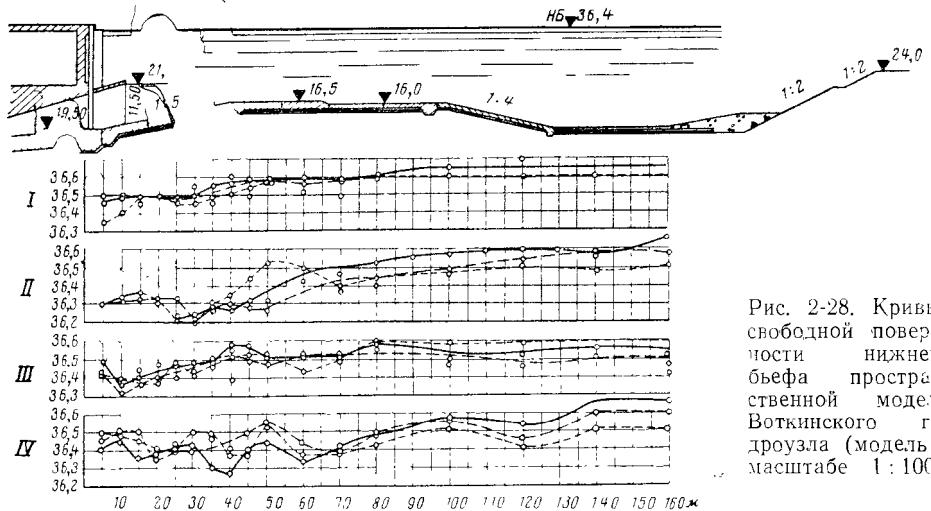


Рис. 2-28. Кривые свободной поверхности нижнего бьефа пространственной модели Воткинского гидроузла (модель в масштабе 1:100).

Как это следует из § 2-3, пока нет возможности задать величину коэффициента количества движения a_{0m} с желаемой точностью. Поэтому оценим влияние точности вводимого в расчет коэффициента количества движения на точность определения искомой величины Δh_0 .

Пренебрегая влиянием изменения a_{0m} на гидродинамическую составляющую силы давления на наклонный участок водобоя, найдем относительную погрешность Δh_0 в зависимости от относительной погрешности $\delta a_{0m}/a_{0m}$ коэффициента количества движения a_{0m} для выходного отверстия отсасывающей трубы. Для этого, беря натуральный логарифм выражения (2-16), дифференцируя его и деля числитель и знаменатель полученного выражения на a_{0m} , приходим к искомой формуле относительной погрешности

$$\frac{\delta(\Delta h_0)}{\Delta h_0} = \frac{\frac{\delta a_{0m}}{a_{0m}}}{1 - \frac{a_{0t}}{a_{0m}} \frac{\omega_m}{tB}}. \quad (2-22)$$

При заданных ω_m , B , a_{0t} погрешность Δh_0 зависит от величины $\delta a_{0m}/a_{0m}$ и глубины нижнего бьефа t .

При $t \rightarrow \infty$ $\frac{\delta(\Delta h_0)}{\Delta h_0} \rightarrow \frac{\delta a_{0m}}{a_{0m}}$, если $\frac{a_{0t}}{a_{0m}} \frac{\omega_m}{tB} \rightarrow 1$, то $\frac{\delta(\Delta h_0)}{\Delta h_0} \rightarrow \infty$.

Следовательно, наименьшая относительная погрешность расчетного значения перепада восстановления равна $\delta(a_{0m})/a_{0m}$, а наибольшая может быть сколь угодно велика.

На рис. 2-29 для турбинного блока В-2 даны расчетные кривые перепада восстановления при $a_{0m}=1,5$ (кривая 1) и $a_{0m}=2,0$ (кривая 2) и кривые абсолютной и относительной погрешностей (соответственно кривые 3 и 4) в функции глубины t в нижнем бьефе.

Исходные данные для расчета перепада восстановления следующие: $\omega_m=175,7 \text{ м}^2$, $B=27,85 \text{ м}$, $d=11,6 \text{ м}$, $l_d=30 \text{ м}$, $m=3$, $\theta_\pi=15,2^\circ$,

$Q_t = 676 \text{ м}^3/\text{сек}$. Расчет перепада восстановления произведен по формуле (2-16) при $R_x=0$ и $d_{0t}=1,04$. Имеющаяся экспериментальная точка (см. рис. 2-29) практически лежит на кривой $\Delta h_0=f(t)$, подсчитанной при $a_{0m}=1,5$. Поэтому коэффициент $a_{0m}=1,5$ может рассматриваться как достоверный. Значение $a_{0m}=2,0$ имеет в таком случае абсолютную погрешность $\delta(a_{0m})=0,5$, относительную погрешность

$$\frac{\delta(a_{0m})}{a_{0m}} = \frac{2,0 - 1,5}{1,5} = 0,333.$$

Подставляя в формулу (2-22) исходные данные, получаем:

$$\frac{\delta(\Delta h_0)}{\Delta h_0} = \frac{\frac{\delta(a_{0m})}{a_{0m}}}{1 - \frac{a_{0t}}{a_{0m}} \frac{\omega_m}{tB}} = \frac{0,333}{1 - \frac{1,04}{1,50} \frac{175,7}{27,85t}} = \frac{0,333}{1 - \frac{4,47}{t}}.$$

На рис. 2-29 видно, что при приближении перепада восстановления к нулю (кривая 2) относительная погрешность $\frac{\delta(\Delta h_0)}{\Delta h_0}$ возрастает (кривая 4) до бесконечности при любом возможном значении абсолютной погрешности (кривая 3). При относительной погрешности величины a_{0m} , равной 33%, погрешность в Δh_0 при $t=18 \text{ м}$ равна 43%.

Расчет показывает существенное влияние a_{0m} на величину перепада восстановления, что требует использования при расчете возможно более надежных значений a_{0m} . Очевидно также, что оценка результатов расчета перепада может дать неверное представление о надежности расчета, поскольку при любой абсолютной точности расчета при приближении перепада восстановления к нулю относительная погрешность расчета становится бесконечно большой.

Существующее мнение о малом влиянии a_{0m} на расчетное значение Δh_0 ошибочно.

Пример расчета перепада восстановления. Турбинный блок В-1 (рис. 2-30) с турбинами ПЛ 495-930; $n = 68 \text{ об./мин}$, $Q_t = 602 \text{ м}^3/\text{сек}$, $\nabla B = 18,3 \text{ м}$, $\nabla K_p = 17,8 \text{ м}$, $h_m = 11,1 \text{ м}$, $b_m = 2 \cdot 10,5 = 21,0 \text{ м}$, $\omega_m = 11,1 \cdot 21,0 = 233,0 \text{ м}^2$, $B = 30,5 \text{ м}$, $\beta = \frac{b_m}{B} = \frac{21,0}{30,5} = 0,69$, $d = 11,6 \text{ м}$, $e = 0$, $l_d = 43,0 \text{ м}$, $\theta_\pi = 16,6^\circ$, $\theta_m = 4,1^\circ$; $\theta_B = 15,1^\circ$. Рассчитать перепад восстановления при $\nabla B_B = 49,00 \text{ м}$, $\nabla H_B = 32,54 \text{ м}$, $H_{ct} = 16,46 \text{ м}$, $t = \nabla H_B - \nabla B = 32,54 - 18,3 = 14,24 \text{ м}$.

1) Коэффициент количества движения для выходного отверстия отсасывающей трубы. Режим комбинаторный. Принимаем $(a_{0m})_{\min} = 1,12$. Приведенные число оборотов и расход:

$$n'_1 = \frac{n D_1}{V H_{ct}} = \frac{68 \cdot 9,30}{V 16,46} = 156 \text{ об./мин};$$

$$Q'_1 = \frac{Q}{D_1^2 V H_{ct}} = \frac{602}{86,49 V 16,46} = 1,72 \text{ м}^3/\text{сек}.$$

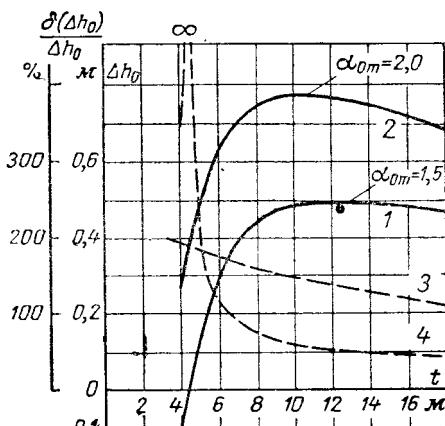


Рис. 2-29. К определению погрешности при вычислении перепада восстановления.

● — опытная точка.

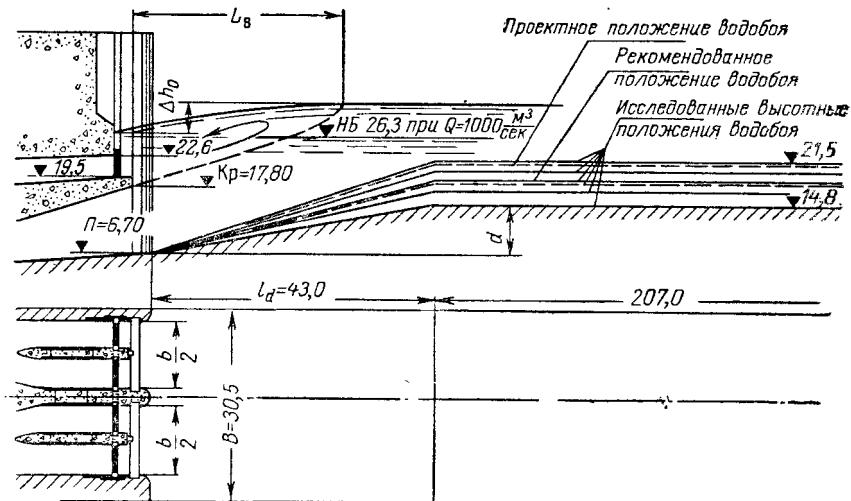


Рис. 2-30. Схема нижнего бьефа модели турбинного блока В-1 с переменным высотным положением водобоя. Опыты велись при неработающих водосбросах. Размеры в метрах натуре.

По характеристике на рис. 2-27 определяем к. п. д.: в вершине характеристики $\eta_0 = 88\%$, при заданном режиме работы агрегата $\eta = 78,6\%$. По формуле (2-8)

$$\alpha_{0m} = (\alpha_{0m})_{\min} + 0,03(\eta_0 - \eta) = 1,12 + 0,03(88 - 78,6) = 1,40.$$

2) Длина вальца над струей, поступающей из отсасывающей трубы. Заглубление верхней кромки отверстия отсасывающей трубы под уровень нижнего бьефа $\delta_0 = \nabla \text{НБ} - \nabla K_p = 32,54 - 17,80 = 14,74 \text{ м}$. Расчетный угол $\theta = \theta_n$, поскольку $\theta_n > \theta_b$ и $d > h_m$ [см. формулы (2-10)]. По графику 2 на рис. 2-16 при $\theta = 16,6^\circ$ имеем $L_b = 1,87$, откуда $L_b = L_b \delta_0 = 1,87 \cdot 14,74 = 27,6 \text{ м}$.

3) Член формулы (2-16), учитывающий динамическую составляющую реакции наклонного участка водобоя.

По формуле (2-21)

$$R_x = 0,1\alpha_{0m} \frac{d}{g} \left(\frac{Q_T}{\omega_m} \right)^2 = 0,1 \cdot 1,4 \frac{11,6}{9,81} \left(\frac{602}{233} \right)^2 = 1,09 \text{ м}^2.$$

4) Переход восстановления. По формуле (2-16), приняв $\alpha_{0t} = 1,04$, получим:

$$\Delta h_0 = \frac{A_0 - 2\beta R_x}{2(t + d - e + E)} = \frac{8,86 - 2 \cdot 0,69 \cdot 1,09}{2(14,24 + 11,6 - 3,72)} = 0,17 \text{ м}.$$

В последней зависимости

$$A = \frac{2Q_T^2}{gB} \left(\frac{\alpha_{0m}}{\omega_m} - \frac{\alpha_{0t}}{tB} \right) = \frac{2 \cdot 602^2}{9,81 \cdot 30,5} \left(\frac{1,40}{233,0} - \frac{1,04}{14,24 \cdot 30,5} \right) = 8,86 \text{ м}^2,$$

$$E = -0,5L_b \operatorname{tg} \theta_b = -0,5 \cdot 27,6 \operatorname{tg} 15,1^\circ = 3,72 \text{ м}.$$

Расчет E произведен по формуле (2-13'), поскольку $L_b = 27,6 \text{ м} < l_d = 43,0 \text{ м}$ (см. табл. 2-2).

Напор турбины за счет перехода восстановления больше статического напора на 1,3%.

Без учета динамической составляющей реакции наклонного участка получаем $\Delta h_0 = 0,20 \text{ м}$. Влиянием динамической составляющей реакции наклонного участка водобоя можно было пренебречь (см. следующий параграф).

Если рассчитывать R_x по формуле (2-20), то $\Delta h_0 = 0,19 \text{ м}$.

2-8. ВЫСОТНОЕ ПОЛОЖЕНИЕ ВОДОБОЯ, ОБЕСПЕЧИВАЮЩЕЕ ОТСУСТИВИЕ ПОДПОРА. ОТМЕТКА ВОДОБОЯ, ОТВЕЧАЮЩАЯ МАКСИМАЛЬНОМУ ПЕРЕПАДУ ВОССТАНОВЛЕНИЯ

Из формулы (2-16) получается зависимость для расчета высотного положения водобоя, при котором исключено образование подпора, снижающего напор турбины. Подпор ($\Delta h_0 < 0$) по расчету может быть при числителе, меньшем нуля. Следовательно, для получения $\Delta h_0 \geq 0$ необходимо, чтобы

$$\frac{2Q_t^2}{gB} \left[\frac{\alpha_{0m}}{h_m b} - \frac{\alpha_{0t}}{tB} \right] - 2\beta R_x \geq 0. \quad (2-23)$$

Если для определения R_x использовать формулу (2-21), то подпор получаем при

$$t \geq \frac{\beta \alpha_{0t} h_m^2}{\alpha_{0m} (h_m - 0,1d)}. \quad (2-24)$$

Если пренебречь динамической составляющей силы давления на наклонный участок водобоя, то [245]

$$t \geq \frac{\alpha_{0t}}{\alpha_{0m}} \beta h_m. \quad (2-24')$$

Отметка водобоя, при которой не будет возникать подпор (при заданных уровне нижнего бьефа и отметке порога отсасывающей трубы), определяется из условия $\nabla B < \nabla НБ - t$, где t — глубина на водобое, найденная по одной из формул (2-24), (2-24'). Формула (2-24') применима при $m > 5$, (2-24) — при $m \geq 2$.

Получим зависимость для определения высотного положения водобоя, при котором Δh_0 будет иметь максимальное значение при заданных $\nabla НБ$ α_{0m} , α_{0t} , β , h_m , $\cos \theta_B$ и отметке порога отсасывающей трубы $\nabla \Pi$. Переменными являются d и t , причем $d + t = c$ есть величина постоянная.

Ищем экстремум функции (2-17), приравнивая ее производную $\delta(\Delta h_0)/\delta d$ нулю. При этом принимаем, что сила γR_x не зависит от d или что $R_x = 0$. Имея в виду, что $q = Q_t/B$ и что $t = c - d$, получаем:

$$\frac{\delta(\Delta h_0)}{\delta d} = \frac{2q^2}{g(2c-d)^2} \left(\frac{\alpha_{0m}}{\beta h_m} - \frac{\alpha_{0t}(2d-3c)}{(c-d)^2} \right) = 0$$

и

$$d = \left(c - \beta h_m \frac{\alpha_{0t}}{\alpha_{0m}} \right) \pm \sqrt{\left(c - \beta h_m \frac{\alpha_{0t}}{\alpha_{0m}} \right)^2 - \left(c^2 - 3c\beta h_m \frac{\alpha_{0t}}{\alpha_{0m}} \right)}.$$

Искомому решению отвечает знак минус перед радикалом.

Разложив радикал в биномиальный ряд и использовав два первых члена ряда, получаем формулу превышения горизонтального участка водобоя над порогом отсасывающей трубы, отвечающего максимальному значению перепада восстановления Δh_0 :

$$d = \frac{c^2 - 3c\beta h_m \frac{\alpha_{0t}}{\alpha_{0m}}}{2 \left(c - \beta h_m \frac{\alpha_{0t}}{\alpha_{0m}} \right)}. \quad (2-25)$$

При известных $\nabla НБ$ и $\nabla \Pi$ формула эта позволяет определить отметку водобоя, отвечающую максимальному значению перепада восстановления: $\nabla B = \nabla \Pi + d$.

Аналогичным образом получается формула для определения глубины на водобое, при которой Δh_0 достигает максимума:

$$t = 2\beta h_m \frac{\alpha_{0t}}{\alpha_{0m}} + \frac{d}{4}. \quad (2-26)$$

Производя расчет высотного положения водобоя, следует отдавать предпочтение упрощенным формулам (2-24), (2-25) и (2-26), поскольку без уверенности в достаточной точности значений α_{0m} , усложнение расчетов нецелесообразно.

Пример расчета отметки водобоя, отвечающей $\Delta h_0=0$, и уровня нижнего бьефа, при котором $\Delta h_0=\Delta h_{0\max}$. Турбины (ПЛ 495-930) работают в пропеллерном режиме при $\varphi=15^\circ$ (рис. 2-27). Расход $Q_t=690 \text{ м}^3/\text{сек}$. Уровень в верхнем бьефе $\nabla B=49,0 \text{ м}$. Необходимые для расчета размеры турбинного блока:

$h_m = 10,0 \text{ м}$, $\beta = b_m/B = \frac{19,1}{27,95} = 0,685$. Отметка порога отсасывающей трубы $\nabla \Pi = 9,5 \text{ м}$ (рис. 2-23).

Определить: 1) при уровне $\nabla H_B = 25,6 \text{ м}$ отметку водобоя, обеспечивающую отсутствие подпора; 2) при отметке водобоя $\nabla B = 19,5 \text{ м}$ отметку ∇H_B , при которой перепад восстановления принимает максимальное значение.

1. *Отметка водобоя, обеспечивающая отсутствие подпора.* Минимальный уровень ∇H_B , при котором работают $\frac{2}{3}$ или более агрегатов, равен $\nabla H_B = 25,6 \text{ м}$.

Напор $H_t \approx 49,0 - 25,6 = 23,4 \approx 23 \text{ м}$.

1) Коэффициент количества движения α_{0m} по формуле (2-8):

$$n'_1 = \frac{nD}{\sqrt{H}} = \frac{68,9,30}{\sqrt{23}} = 132 \text{ об/мин};$$

$$Q'_1 = \frac{Q}{D^2 \sqrt{H}} = \frac{690}{9,30^2 \sqrt{23}} = 1,67 \text{ м}^3/\text{сек}.$$

По характеристике на рис. 2-27 находим $\eta_0=82\%$ и $\eta_i=80,2\%$. Приняв $(\alpha_{0m})_{\min}$, вычисляем

$$\alpha_{0m} = 1,3 + 0,03(82 - 80,2) = 1,3 + 0,03 \cdot 1,8 = 1,35.$$

2) Глубина в отводящем русле, отвечающая $\Delta h_0=0$. По формуле (2-24''):

$$t \geq \frac{\alpha_t}{\alpha_{0m}} \beta h_m = \frac{1,04}{1,35} \cdot 0,685 \cdot 10 = 5,28 \text{ м}.$$

3) Искомая отметка водобоя:

$$\nabla B = \nabla H_B - t = 25,6 - 5,28 = 20,32 \text{ м}.$$

2. *Отметка уровня нижнего бьефа, соответствующая максимальному перепаду восстановления.* Отметка водобоя $\nabla B = 19,5 \text{ м}$.

1) Превышение горизонтального участка водобоя над порогом отсасывающей трубы:

$$d = \nabla B - \nabla \Pi = 19,5 - 9,5 = 10 \text{ м}.$$

2) Глубина потока на водобое, отвечающая $\Delta h_{0\max}$, по формуле (2-26):

$$t = 2\beta h_m \frac{\alpha_{0t}}{\alpha_{0m}} + \frac{d}{4} = [2 \cdot 0,685 \cdot 10 \frac{1,04}{1,35} + \frac{10}{4}] = 13,05 \text{ м}.$$

Значение α_{0m} принято из предыдущего расчета. Получаем в первом приближении ∇H_B , при которой перепад восстановления достигает максимума:

$$\nabla H_B = \nabla B + t = 19,5 + 13,05 = 32,55 \text{ м}.$$

Во втором приближении при найденной выше отметке $\nabla H_B = 32,55 \text{ м}$ уточняем H_t , Q_t , n'_1 , Q'_1 : $Q_t = 644 \text{ м}^3/\text{сек}$. $H_t \approx 49,0 - 32,55 = 16,45 \text{ м}$, $n'_1 = \frac{68,9,30}{\sqrt{16,45}} = 156 \text{ об/мин}$, $Q'_1 = \frac{644}{86,49 \sqrt{16,45}} = 1,84 \text{ м}^3/\text{сек}$. По характеристике на рис. 2-27:

$\eta_0 = 82\%$, $\eta_i = 72\%$, $\Delta\eta = 10\%$, $\alpha_{0m} = 1,3 + 0,03(82 - 72) = 1,6$.

При таком значении α_{0m} расчет по формуле (2-26) дает $t = 11,75 \text{ м}$ или искомая $\nabla H_B = 30,9 \text{ м}$. На рис. 2-23 имеем из опыта $\nabla H_B = 30,25 \div 32,00 \text{ м}$.

Глава третья

ПОДВОДЯЩЕЕ РУСЛО ЗДАНИЯ ГЭС

3-1. ЭЛЕМЕНТЫ ПОДВОДЯЩЕГО РУСЛА И ЗАДАЧИ ЕГО РАСЧЕТА

Подводящее русло здания ГЭС представляет собой участок верхнего бьефа, определяющий условия подвода потока к водоприемнику. Плановое расположение и очертания подводящего русла, наличие тех или иных его конструктивных элементов определяются расположением здания ГЭС в составе гидроузла.

У приплотинных ГЭС подводящее русло, как конструктивно оформленный элемент гидроузла, обычно отсутствует, поскольку при высоком расположении водоприемника и отсутствии устоев не требуется углубления русла, защиты его от размыва и возведения струенаправляющих открылок.

Русловое здание ГЭС может быть расположено непосредственно в русле, частично или полностью на пойме или в береговой врезке (рис. 3-1) и, как правило, имеет подводящее русло.

По длине подводящее русло можно разделить на два характерных участка:

первый — основной участок, расположенный в пределах струенаправляющих верховых открылок устоев, сопрягающих здание ГЭС с соседними сооружениями или с берегом; на несkalьных грунтах дно основного участка подводящего русла, как правило, крепится;

второй — начальный участок, расположенный до створа начала открылок устоя. Этот участок, выполняющийся в виде расчистки поймы или русла, иногда в виде короткого канала, предназначен для обеспечения свободного поступления воды к основному руслу.

Расчет подводящего русла заключается в определении очертаний береговой линии, т. е. линии врезки русла в берег, форм и размеров струенаправляющих стенок (открылок) сопрягающих устоев, струенаправляющих дамб, отметки дна основного участка, глубины ковшей (которые могут располагаться в начале основного участка поперек потока — во избежание подмыва крепления дна подводящего русла; вдоль струенаправляющих открылок — для защиты от подмыва подпорных стенок открылок), возможной глубины размыва перед креплением дна русла и крупности камня в ковшах.

Оптимальные размеры элементов подводящего русла, очертания струенаправляю-

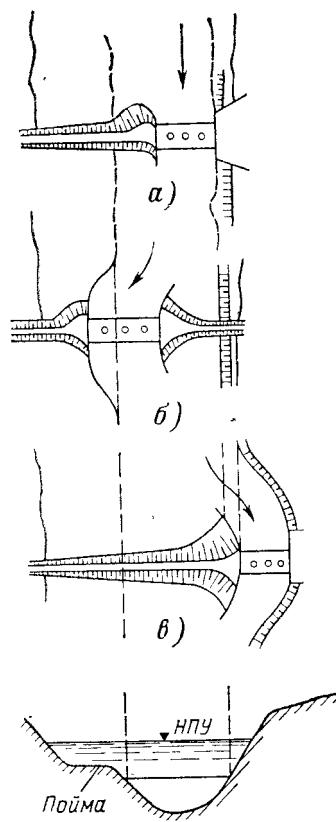


Рис. 3-1. Расположение здания ГЭС.

а — в русле; б — частично на пойме; в — в береговой врезке.

щих открылок следует определять энергоэкономическим расчетом, поскольку в зависимости от принимаемого решения изменяются потери напора в подводящем русле и в водоприемнике ГЭС, а также объемы работ.

3-2. ОЧЕРТАНИЯ БЕРЕГОВОЙ ЛИНИИ

При расположении здания ГЭС в береговой врезке (рис. 3-1,в) береговая линия в виде откоса или стенки должна обеспечивать подвод воды к водоприемнику с допустимыми потерями напора, найденными технико-экономическими сопоставлениями вариантов подводящего русла.

При малых скоростях потока в подводящем русле потери по длине русла и потери при изгибе сравнительно невелики. Но все же они могут

быть уловлены и должны учитываться при назначении очертания береговой линии. Однако состояние теории не дает возможности пока оценить потери напора в подводящем русле достаточно точно расчетным путем, вследствие чего технико-экономическое решение должно основываться на лабораторных данных.

Недостаточно плавное очертание врезки ведет к косине потока на входе в водоприемник, что может по сравнению с фронтальным подводом воды вызвать значительные дополнительные гидравлические потери в водоприемнике не меньшие, чем в самом подводящем русле. Поэтому в лабораторных исследованиях компоновки гидроузла внимание должно быть направлено на уменьшение косины потока перед фронтом здания ГЭС и на принятие очертаний элементов водоприемника, уменьшающих влияние косины.

Упрощенный способ расчета береговой линии без учета потерь напора, которые может вызвать при входе в водоприемник косина потока, и влияния шероховатости русла содержится в [323]; этот способ представляет попытку сочетать лабораторный эксперимент и аналитическое решение.

Рис. 3-2. К определению очертаний линий врезки подводящего русла в берег.
а — исходная схема; б — линии токов, найденные аналитически; в — линии токов, построенные методом ЭГДА.

Поток в подводящем русле с внезапным расширением (рис. 3-2,а) рассматривался как потенциальный. Линии токов в таком русле строились путем конформного отображения течения вдоль стенки с уступом на полуплоскость, где поток представляется направленным вдоль прямой стенки. Оказалось, что линии тока, ближайшие к стенке с уступом, при конечной и бесконечной ширине русла (рис. 3-2,б) практически совпадали с линиями тока в рассматриваемом русле, построенными методом ЭГДА (рис. 3-2,в). Получив на ЭГДА сетку движения для подводящего русла с уступом при $l=1,1h, 2,2h, 3,3h, 4,4h$ и $5,5h$, для каждого

Безразмерные координаты береговой линии

Точки	<i>x</i>	<i>y</i>	Точки	<i>x</i>	<i>y</i>
1	0,1	0	8	0,578	0,554
2	0,189	0,0431	9	0,640	0,697
3	0,261	0,0854	10	0,704	0,814
4	0,315	0,1379	11	0,771	0,885
5	0,384	0,201	12	0,835	0,926
6	0,450	0,295	13	0,901	0,964
7	0,504	0,419	14	1,000	1,000

случае принимается очертание береговой линии, соответствующее линии тока $\psi=0,15$, поскольку по данным экспериментов, проведенных на водяной модели, при очертаниях врезки по линии $\psi>0,15$ наблюдался значительный отрыв потока от берега.

Для каждого случая за береговую линию принята, как это показано на рис. 3-2,*в* для $l=3,3 h$, кривая AB , начало и конец которой совмещается с точками A' и B' .

По результатам исследования в табл. 3-1 сведены безразмерные координаты береговой линии x и y , позволяющие определить координаты врезки $X=xl$ и $Y=yl$.

На рис. 3-3 приведены схемы врезанного в берег русла с относительными размерами врезки от $l/h=1,1$ до $l/h=5,5$.

При слишком коротком подводящем русле (рис. 3-4,*б*) неизбежен отрыв потока от берега, неравномерность распределения скоростей в плане, косина потока, увеличение потерь напора в русле и водоприемнике. Удлинение русла сверх некоторого предела (рис. 3-4,*а*) не имеет смысла, поскольку оно не вносит заметного улучшения в условия подвода воды к ГЭС. На рис. 3-4,*в* приведено одно из рекомендуемых очертаний береговой линии [335] подводящего русла, найденное лабораторным путем.

Оптимальное отношение l/h следует определять с учетом потерь энергии в подводящем русле и стоимости работ по устройству врезки. Надежное решение требует лабораторного обоснования для учета потерь напора.

В рассмотренной выше работе [324] для частного случая ($h/B=0,35$, $h/t_a=2-2,5$) коэффициент сопротивления русла может быть на основании данных, приведенных в работе, ориентировочно выражен формулой

$$\zeta = \frac{\Delta H_w}{v_{\pi}^2 / 2g} = 0,256 (5,5 - l/h)^2, \quad (3-1)$$

где $v_{\pi}=Q/\omega_{\pi}$; Q — расход турбин той части здания, которая расположена в пределах врезки; ω_{π} — площадь живого сечения подводящего русла.

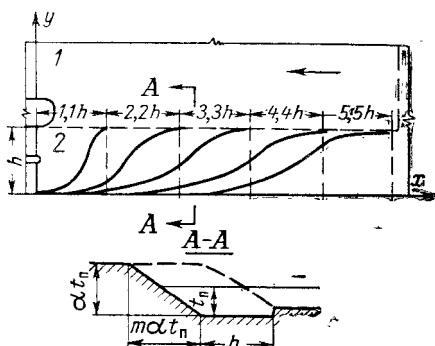


Рис. 3-3. Врезка подводящего русла в берег при различных отношениях l/h .
1 — плотина; 2 — здание ГЭС.

Следуя путем, предложенным в работе [323], но внося в вывод некоторые корректизы, получаем формулу для определения оптимальной длины врезки.

Исходим из условия достижения минимальной суммы ежегодных издержек I_1 по подводящему руслу и издержек I_2 на приобретение энергии, компенсирующей потерянную $\mathcal{E}_{\text{пот}}$:

$$I = I_1 + I_2 = pK + u\mathcal{E}_{\text{пот}}^{\text{ком}},$$

где K — капиталовложения в подводящее русло; p — суммарная норма отчислений по подводящему руслу; u — стоимость 1 квт·ч приобретаемой энергии.

Если профиль поперечного сечения врезки отвечает изображенному на рис. 3-3, то объем грунта, подлежащего экскавации, при глубине выемки, в a раз большей глубины воды $t_{\text{п}}$ в подводящем русле и заложения берегового откоса m , равен:

$$W = k_1 a t_{\text{п}} h l,$$

где для русла с очертанием врезки, принятым по табл. 3-1, имеем $k_1 = 0,69$ (с точностью до 5%). Площадь крепления берегового откоса

$$F = \alpha t_{\text{п}} l \sqrt{1 + m^2}.$$

Ежегодные издержки по подводящему руслу

$$I_1 = pK = (W c_1 + F c_2) p = p (\alpha k_1 h + \alpha \sqrt{1 + m^2} t_{\text{п}} l) = C_1 l.$$

Здесь c_1 и c_2 — стоимости соответственно 1 м³ выемки и 1 м² крепления берегового откоса.

Годовые издержки на компенсацию потерянной энергии $\mathcal{E}_{\text{пот}}^{\text{ком}}$ равны:

$$\begin{aligned} I_2 &= u 9,81 \Sigma (Q_i \Delta H_{w i} \eta T_i) = \frac{u 9,81 \eta 0,256}{2g\omega_{\text{п}}^2} \left(5,5 - \frac{l}{h} \right)^2 \Sigma (Q_i^3 \Delta T_i) = \\ &= C_2 \left(5,5 - \frac{l}{h} \right)^2, \end{aligned}$$

где u — стоимость 1 квт·ч заменяющей (приобретаемой) энергии; ΔT_i — время работы ГЭС при расходе Q_i ; u ; η — к. п. д. агрегата.

Суммарные издержки

$$I = I_1 + I_2 = C_1 l + C_2 (5,5 - l/h)^2.$$

Оптимальное значение l определяется из условия минимума годовых издержек

$$\frac{dI}{dl} = C_1 - \frac{2C_2}{h} (5,5 - l/h) = 0,$$

откуда

$$l = 5,5h - \frac{C_1}{C_2} \frac{h^2}{2} [\text{м}], \quad (3-2)$$

где

$$C_1 = (k_1 h + \sqrt{1+m^2}) p a t_{\pi};$$

$$C_2 = 0,128 \frac{u \eta}{(t_{\pi} h)^2} Q_{\max}^3 T_{\text{усл}}, \quad T_{\text{усл}} = \frac{\sum (Q_i^3 \Delta T_i)}{Q_{\max}^3}.$$

Пример расчета длины врезки подводящего русла в берег и очертания береговой линии. Длина здания ГЭС по фронту $B_{\text{ГЭС}} = 100 \text{ м}$. Здание врезано в берег на $h = B_{\text{ГЭС}} = 100 \text{ м}$. Ширина верхнего бьефа в створе до начала врезки $B = 400 \text{ м}$, т. е. $h/B = 0,4$. Средняя по времени глубина подводящего русла $t_{\pi} = 21 \text{ м}$ ($h/t_{\pi} \approx 5$), глубина выемки на 10% большие глубины воды в подводящем русле ($a=1,1$), заложение берегового откоса $m=2$ (рельеф спокойный, грунт однородный), стоимость выемки грунта $c_1=0,6 \text{ руб}/\text{м}^3$, средняя стоимость крепления откоса $c_2=6,3 \text{ руб}/\text{м}^2$, суммарная норма отчислений $p=0,05$, стоимость заменяющей энергии $u=0,005 \text{ руб}/\text{квт}\cdot\text{ч}$, $Q_{\max} = 2300 \text{ м}^3/\text{сек}$, $T_{\text{усл}} = 4000 \text{ ч}$, $\eta=0,7$.

Длина врезки l .

$$C_1 = (k_1 h + \sqrt{1+m^2}) p a t_{\pi} = (0,69 \cdot 100 + \sqrt{1+2^2}) 0,05 \cdot 1,1 \cdot 21 = 82;$$

$$C_2 = 0,128 \frac{u \eta}{(t_{\pi} h)^2} Q_{\max}^3 T_{\text{усл}} = 0,128 \frac{0,005 \cdot 0,7}{(21 \cdot 100)^2} 2300^2 \cdot 4000 = 4950;$$

$$l = 5,5h - \frac{C_1}{C_2} \frac{h^2}{2} = 5,5 \cdot 100 - \frac{82}{4950} \frac{100^2}{2} = 467 \text{ м}.$$

Потери напора при различных относительных размерах врезки (рис. 3-3). Средняя скорость

$$v_{\pi} = \frac{Q}{t_{\pi} h} = \frac{2300}{21 \cdot 100} = 1,1 \text{ м сек};$$

$$\Delta H_w = 0,256 \left(5,5 - \frac{l}{h} \right)^2 \frac{v_{\pi}^2}{2g} = 0,256 \left(5,5 - \frac{l}{h} \right)^2 \frac{1,1^2}{2g} = 0,0157 \left(5,5 - \frac{l}{h} \right)^2, \text{ м};$$

при l/h	1	2	3	4	4,5	5	5,5
$\Delta H_w, \text{ м}$	0,32	0,19	0,10	0,04	0,02	0,005	~ 0

Допустим, что формула (3-1) вследствие ее несовершенства занижает потери напора и что в действительности они в полтора раза больше. В этом случае в рассмотренном примере расчет длины врезки приводит к результату $l=495 \text{ м}$. Как видим, неправильная оценка потерь напора может существенно сказаться на длине врезки. Несмотря на это, расчет позволяет определить ориентировочное значение l , разумеется, при исходных условиях, отвечающих заложенным в расчетную схему. На оптимальном значении l оказывается также глубина t_{π} .

Результаты расчета даже в рассматриваемом простейшем случае подлежат лабораторной проверке.

3-3. СТРУЕНАПРАВЛЯЮЩИЕ СООРУЖЕНИЯ ПОДВОДЯЩЕГО РУСЛА

В верхнем бьефе перед зданием ГЭС струенаправляющие сооружения служат для выпрямления потока в целях улучшения гидравлических условий в водоприемниках крайних турбинных блоков.

У приплотинных ГЭС обычно струенаправляющие сооружения в верхнем бьефе отсутствуют, а у русловых они выполняются в виде дамб и бетонных стенок, являющихся верховыми открытыми устоев.

Выбор очертаний струенаправляющих сооружений является технико-экономической задачей. С увеличением размеров струенаправляю-

щих стенок и дамб возрастают затраты на их возведение, но уменьшаются потери напора, облегчается крепление верхового откоса земляной плотины, примыкающей к зданию ГЭС.

Работы по выбору очертаний струенаправляющих сооружений зданий ГЭС отсутствуют, поэтому выбор их приходится основывать на расчетах, предложенных для струенаправляющих сооружений водосливных плотин. Как это будет видно из дальнейшего изложения, пока нет возможности провести надлежащий технико-экономический анализ вариантов решений.

Вопрос выбора типа и размеров струенаправляющих сооружений плотин рассматривается в работах А. М. Латышенкова [141—143], В. Г. Рылькова [220], Н. А. Петрова [196, 197], В. Лаци [328].

А. М. Латышенков расчит струенаправляющих сооружений водосливных плотин [141] производит, исходя из обеспечения безотрывного движения воды вдоль дамбы или стенки и подвода воды к водосливу

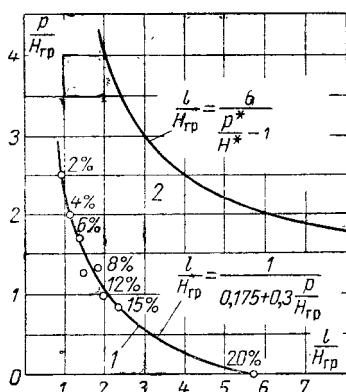


Рис. 3-5. Изменение относительной длины большой полуоси незатопляемой эллиптической стенки в зависимости от относительной высоты водослива ($\frac{p}{H_{rp}} < 0,2$).

1 — график Н. А. Петрова [соответствует (3-3)]; 2 — график, построенный нами по данным Н. А. Петрова [соответствует (3-5)]. Цифры показывают падение пропускной способности водослива, наблюдавшееся в опытах при данном отношении $\frac{p}{H_{rp}}$.

относительной высоты водослива на отношение коэффициентов расхода m водослива при наличии струенаправляющей стенки в верхнем бьефе и m_{pl} — при отсутствии сжатия потока в плане.

На рис. 3-5 (кривая 1) представлен экспериментальный график Н. А. Петрова, которому отвечает формула [197]

$$\frac{l}{H_{rp}} = \frac{1}{0,175 + 0,3 \frac{p}{H_{rp}}}, \quad (3-3)$$

¹ По А. М. Латышенкову этот коэффициент равен квадрату отношения «глубина потока в пойме и в верхнем бьефе плотины» [142, стр. 296]. В изложении В. П. Недриги он равен квадрату отношения «бытовой глубины (?) при расчетном расходе Q к подпертой глубине у оголовка дамбы» [178, стр. 62].

где $l/H_{\text{гр}}$ — относительная длина большой полуоси струенаправляющей стенки; $p/H_{\text{гр}}$ — относительная высота водослива; $H_{\text{гр}}$ — напор на гребне водослива.

Формула дает такую длину l большой полуоси стенки, при которой отношение коэффициента расхода крайнего водослива к $m_{\text{пл}}$ не является постоянной величиной. Отношение этих коэффициентов в соответствии с указанной зависимостью изменяется от 2% (при $p/H_{\text{гр}}=2,5$) до 20% (при $p=0$).

В. Лацио утверждает, что очертания струенаправляющих стенок низкого водослива практического профиля зависят от отношения $H_{\text{гр}}/b$, где b — ширина пролета водослиза. При $H_{\text{гр}}/b > 0,1$ рекомендуются струенаправляющие стенки простейших форм, при $H_{\text{гр}}/b > 0,1$ — стенки с непрерывным изменением кривизны, например эллиптические.

Эти рекомендации не могут быть распространены на сооружении с параметрами, отличающимися от рассмотренных, поскольку с выводами автора о решающем влиянии отношения $H_{\text{гр}}/b$ на тип стенки без учета влияния $H_{\text{гр}}/p$ или $H_{\text{гр}}/t_{\text{пп}}$ согласиться нельзя. Опыты проводились при постоянных ширине отверстия b , ширине верхнего бьефа B и высоте водослива p .

В. Г. Рыльков по результатам изучения бокового сжатия потока в пролетах водослива, смежных с устоем, величины давления воды на стенку и характера распределения скоростей в створе перед водосливом предложил диаграмму для выбора типа струенаправляющей стенки устоя и графики для определения размеров стенок. Опыты на модели проводились при постоянной глубине в верхнем бьефе ($t_{\text{пп}}=16 \text{ см}$) и изменении высоты p в пределах $0 \leq p \leq 0,9t_{\text{пп}}$ (т. е. $0 \leq p \leq 14,4 \text{ см}$), при ширине верхнего бьефа 3,5 м и ширине водосливного пролета 0,7 м.

В качестве параметров, определяющих тип струенаправляющего сооружения и его размеры, В. Г. Рыльков использует отношение $H_{\text{гр}}/t_{\text{пп}}$, характеризующее кинетичность потока, и $\frac{B_i}{t_{\text{пп}}} = \frac{\Omega_i}{t_{\text{пп}}^2}$, определяющее стеснение

потока в плане. Здесь $B_i = \Omega_i/t_{\text{пп}}$ — приведенная ширина части створа, перекрытого глухим сооружением (рис. 3-6);

Диаграмма В. Г. Рылькова для выбора типа струенаправляющей стенки (рис. 3-7) может быть рекомендована для предварительного использования.

Для того чтобы использовать диаграмму В. Г. Рылькова, а также рекомендации других авторов, разработанные при изучении струенаправляющих сооружений водосливных плотин применительно к струенаправляющим сооружениям зданий ГЭС, введем понятие эквивалентный водослив. Заменим здание ГЭС водосливом, эквивалентным по пропускной способности (рис. 3-8). Такой прием, как и при исследовании струенаправляющих сооружений на моделях (например, воздушных), где воспроизводится лишь сопротивление того или иного сооружения, обеспечивает подобие плана течений в подводящем русле. Разумеется, при замене здания ГЭС водосливной плотиной даже при одинаковых условиях на подходе влияние этих условий на пропускную способность плотины нельзя отождествлять количественно с их влия-

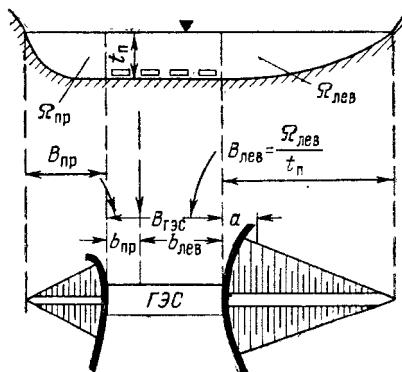


Рис. 3-6. К определению параметров $B_{\text{лев}}/t_{\text{пп}}$, $B_{\text{пр}}/t_{\text{пп}}$, характеризующих стеснение потока в плане.

нием на потери энергии в водоприемнике ГЭС. Однако можно полагать, что указанный прием позволяет произвести качественную оценку струенаправляющих сооружений подводящих русел ГЭС.

Напор на гребне эквивалентного водослива и его высота равны:

$$\left. \begin{aligned} H^* &= \left(\frac{q}{m \sqrt{2g}} \right)^{2/3}; \\ p^* &= t_n - H^*, \end{aligned} \right\} \quad (3-4)$$

где q — удельный расход по фронту здания ГЭС; m — коэффициент расхода эквивалентного водослива.

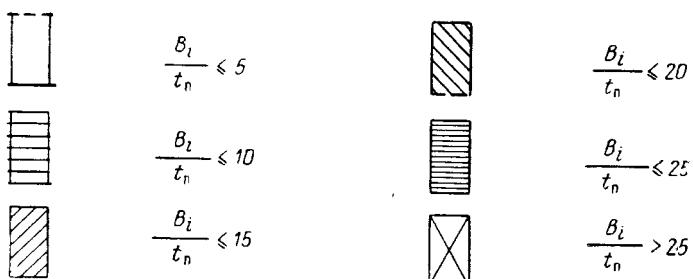
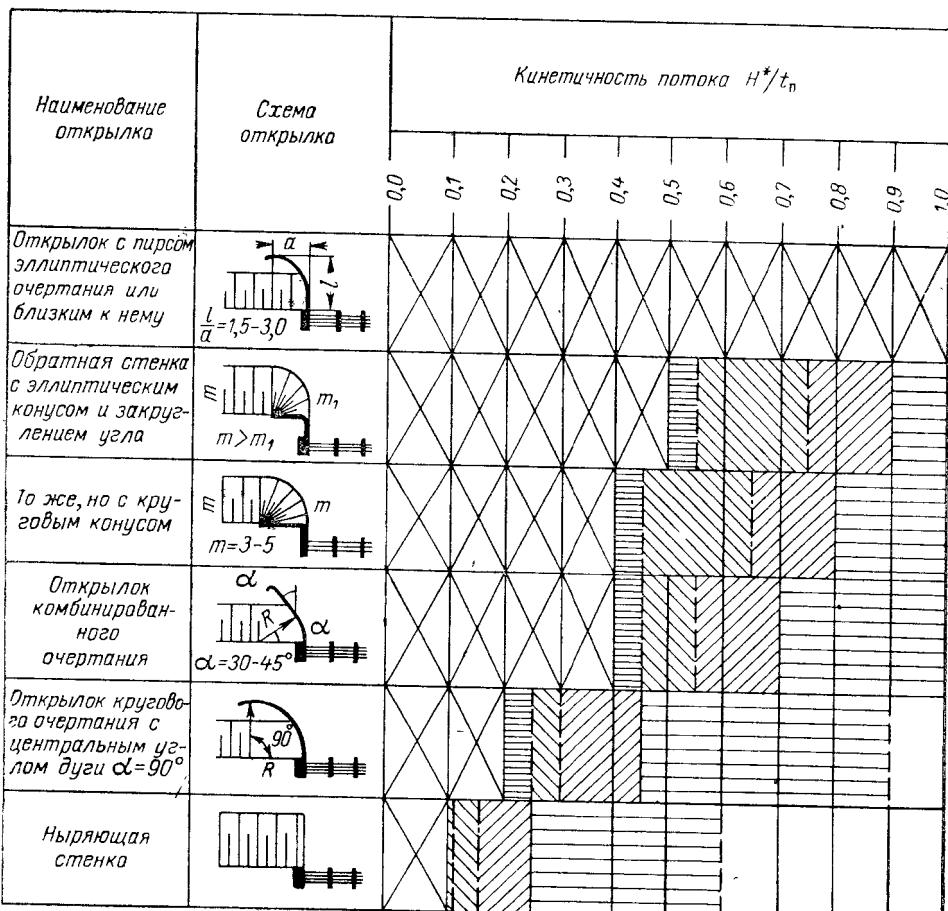


Рис. 3-7. Диаграмма для предварительного выбора типа струенаправляющих стенок.
100

В опытах В. Г. Рылькова коэффициент расхода изменялся в зависимости от отношения $H_{\text{гр}}/p$ в пределах 0,38—0,46 (в среднем $m=0,42$). В опытах В. Г. Петрова коэффициент расхода $m=0,48$.

Порядок использования диаграммы (рис. 3-7) следующий:

1) вычисляются $H^*/t_{\text{п}}$, $B_{\text{пр}}/t_{\text{п}}$ и $B_{\text{лев}}/t_{\text{п}}$.

При $B_{\text{лев}} \neq B_{\text{пр}}$ тип и плановые очертания левой и правой стенок получаются различными;

2) на диаграмме находится колонка, отвечающая данной кинетичности потока $H^*/t_{\text{п}}$;

3) перемещением по этой колонке сверху вниз определяется строка диаграммы, отвечающая найденному значению $B_i/t_{\text{п}}$.

Рекомендуются типы устоя и открылка, отвечающие данной строке или любой из устоев и открылок, изображенных для вышеуказанных строк.

Чем больше кинетичность потока и его плановое сжатие, тем тяжелее гидравлические условия в подводящем русле, тем совершеннее должны быть очертания струенаправляющих сооружений.

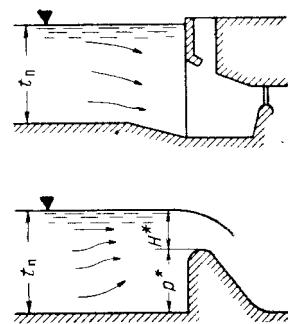


Рис. 3-8. Замена здания ГЭС водосливом, эквивалентным по пропускной способности.

Таблица 3-2

Характеристика подводящих русел зданий ГЭС

ГЭС	B , м	D_1 , м	$Q_{\text{тр}}$, м ³ /сек	$q = \frac{\Sigma Q}{B}$, м ³ /сек	$t_{\text{п}}$, м	$v = \frac{q}{t_{\text{п}}}$, м/сек	$H^*_{\text{тр}}$, м	p^* , м	$\frac{p^*}{H^*_{\text{тр}}}$	$\frac{H^*}{t_{\text{п}}}$
-----	---------	-----------	---------------------------------------	--	--------------------	--------------------------------------	-----------------------	-----------	-------------------------------	----------------------------

Несовмещенные ГЭС

Днепровская имени В. И. Ленина	22,0	5,45	250	11,3	22,4	0,50	3,33	19,07	5,7	0,15
Каунасская	15,0	5,0	187,5	12,5	22,0	0,57	3,56	18,44	5,2	0,16
Воткинская	27,75	9,3	710	25,6	35	0,78	5,75	22,95	5,1	0,16
Рыбинская	28,5	9,0	600	21,0	21,0	1,00	5,02	15,98	3,2	0,24
Днепродзержин- ская	28,6	9,2	535	18,7	20,0	0,94	4,75	13,95	3,0	0,25
Горьковская	26,0	9,0	585	22,5	21,5	1,06	5,25	16,25	3,1	0,24

Совмещенные ГЭС

Волжская имени В. И. Ленина	30,0	9,3	675	50	38,0	1,31	9,0	29,0	3,2	0,24
Каховская	25,6	8,0	488	40	24,65	1,63	7,7	16,95	2,2	0,31
Камская	16,0	5,0	172	50	24,5	2,0	9,0	15,50	1,7	0,37
Саратовская	45,0	10,3	705	57	27	1,90	9,8	17,2	1,7	0,36
Киевская	14,2	6,0	295	51,2	24,4	2,10	9,2	15,2	1,6	0,38
Каневская	14,2	6,0	295	75	27,9	2,68	11,7	16,9	1,4	0,42

Примечание. B — ширина турбинного блока.

В табл. 3-2 приведены данные, характеризующие подводящие русла некоторых зданий ГЭС, в том числе значения относительной высоты и относительного напора эквивалентного водослива.

В основу расчета длины струенаправляющих стенок может быть положена работа Н. А. Петрова¹, но длину стенок следует принимать несколько большей, чем она получается по формуле (3-3).

¹ По Н. А. Петрову с увеличением $p/H_{\text{гр}}$ относительная длина открылка всегда уменьшается, в то время как по В. Г. Рылькову [220, стр. 42] она может либо уменьшаться (при $t=\text{const}$), либо увеличиваться (при $H=\text{const}$), что ставит под сомнение его графики.

По исходным данным Н. А. Петрова нами построена кривая 2 на рис. 3-5, отвечающая падению пропускной способности водослива, примыкающего к устою с затопляемым эллиптическим открылом, не более чем на 1—1,5%. Этой кривой при $1,75 \leq p^*/H^* \leq 4,2$ соответствует формула

$$\frac{l}{H^*} = \frac{6}{\frac{p^*}{H^*} - 1}, \quad (3-5)$$

в которой через H^* и p^* обозначены напор на гребне и высота водослива, эквивалентного по пропускной способности зданию ГЭС.

Из графика (рис. 3-5) следует, что при $p/H_{gr} \geq 3$ струенаправляющие стенки даже весьма незначительной длины ($l/H_{gr} \leq 1$) обеспечивают достаточно хорошие условия подвода воды к сооружению (пропускная способность пролета водослива, примыкающего к стенке, снижается менее чем на 2%).

Как это следует из табл. 3-2, на несовмещенных русловых ГЭС обычно $\frac{H^*}{t_n} \leq 0,25$, $\frac{p^*}{H^*} = \frac{t_n}{H^*} - 1 > 3$. К открылокам водосливов, эквивалентных таким ГЭС, могут быть предъявлены минимальные требования: открылок может быть выполнен кругового или иного простейшего очертания, а при $H^*/t_n < 0,2$ и $B/t_n \leq 15$ даже в виде ныряющей стенки (диаграмма на рис. 3-7). Обычно форма и размеры открылоков в этом случае будут определяться конструктивными соображениями.

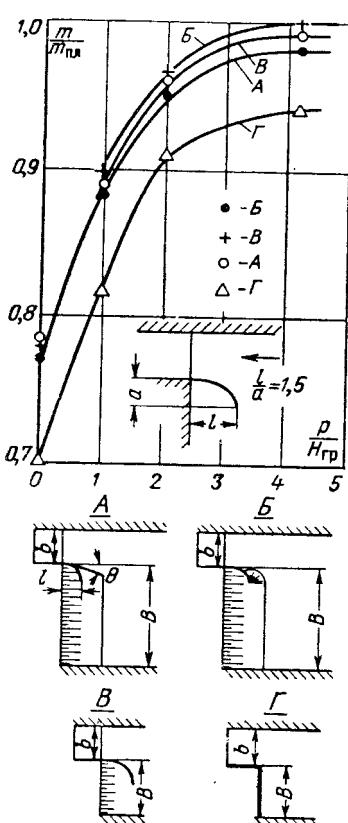


Рис. 3-9. Относительное изменение коэффициента расхода в зависимости от относительной высоты водослива.

$m_{пл}$ — коэффициент расхода водослива при отсутствии стеснения; стени эллиптические. $b/B < 0,2$.

102

О влиянии очертаний открылоков на условия сброса воды через пролет, примыкающий к открылоку, можно судить также по графикам на рис. 3-9. Опыты проводились при $H = \text{const}$, т. е. отношение p/H_{gr} изменялось за счет p . Открылок очерчен по эллиптической кривой с отношением длины полусосей $l/a = 1,5$. При $p/H_{gr} > 3$ открылок B , имеющий относительную длину $l/H_{gr} = 6$, дает снижение пропускной способности водослива не более чем на 1%. С уменьшением относительной длины открылка вдвое (открылок B , имеющий $l/H_{gr} = 3$) пропускная способность может снизиться на 2%. При отсутствии открылка и примыкании водослива к глухой плотине с вертикальной напорной стенкой (открылок Γ) пропускная способность уменьшается на 7%. Во всех случаях стеснение русла в плане составляло $\gamma = b/B < 0,2$.

При $p/H_{gr} \leq 3$, что имеет место на совмещенных ГЭС (табл. 3-2), по мере уменьшения p/H_{gr} отмечается (рис. 3-9) резкое снижение пропускной способности водослива даже при относительной длине стенки $l/H_{gr} = 6$ (открылок B). Следовательно, требуется увеличение длины стенки, которую можно определить по (3-5). Формула эта получена по данным опытов Н. А. Петрова при стеснении потока:

$$\gamma = \frac{b}{B} = \frac{b_i}{B_i + b_i} \leq 0,5,$$

где b_i — ширина той части фронта здания ГЭС, которая питается водой со стороны рассчитываемой стенки, B_i — приведенная ширина левой или правой части створа перед сооружением. При $\eta > 0,5$ относительную длину большой оси эллиптической стенки можно определить приблизенно, исходя из линейного закона изменения l/H^* в диапазоне $0,5 \leq \eta \leq 1$ (при $\eta = 1$ имеем $l/H^* = 0$):

$$\left(\frac{l}{H^*}\right)_{\eta=i} = 2(1-\eta)\left(\frac{l}{H^*}\right)_{\eta=0,5}. \quad (3-6)$$

Здесь $(l/H^*)_{\eta=i}$ — относительная длина стенки при $\eta > 0,5$; $(l/H^*)_{\eta=0,5}$ — тоже, определенная по формуле (3-5), т. е. при $\eta \leq 0,5$.

Стеснение потока в плане

$$\eta = \frac{b_i}{B_i + b_i} \quad (3-7)$$

вычисляется по рис. 3-6, исходя из отношения

$$\frac{b_{лев}}{b_{прав}} = \frac{B_{лев}}{B_{прав}},$$

откуда

$$b_{лев} = \frac{B_{ГЭС}B_{лев}}{B_{лев} + B_{прав}}; \quad b_{прав} = \frac{B_{ГЭС}B_{прав}}{B_{лев} + B_{прав}}. \quad (3-8)$$

При $\eta < 0,5$ используется формула (3-5), при $\eta \geq 0,5$ — формулы (3-5) и (3-6).

Имеющиеся рекомендации по назначению относительных размеров полуосей эллиптической стенки разноречивы. В. Г. Рыльков предлагает при $H_{гр}/t_{п} < 0,5$ принимать $l/a = 1,5 \div 2,5$, при $H_{гр}/t_{п} > 0,8$ — увеличивать l/a до 2,75—3,0. По Н. А. Петрову следует принимать $l/a = 1,5$ (при таком отношении полуосей эллиптических стенок им проводились лабораторные исследования струенаправляющих сооружений). А. М. Латышенков ставит отношение $l/a = 1,5 \div 2$ в зависимости от степени стеснения потока, характеризующейся $Q_{неп}/\Sigma Q$, т. е. отношением расхода, приходящегося на перекрытую часть живого сечения створа при бытовом уровне, к полному расходу.

Чем меньше отношение η , тем больше отжим струи при поступлении потока в подводящее русло и, следовательно, тем отношение l/a должно быть ближе к предельному минимальному значению, равному 2,5. Поэтому можно пользоваться следующими рекомендациями.

$$\left. \begin{array}{ll} \text{При } \eta \ll 0,25 & \frac{l}{a} = 2,5; \\ \text{при } \eta \approx 0,5 & \frac{l}{a} = 2,8; \\ \text{при } \eta \gg 0,5 & \frac{l}{a} = 3 \end{array} \right\} \quad (3-9)$$

При построении эллиптических струенаправляющих сооружений может использоваться формула

$$y = a \left[1 - \sqrt{1 - \left(\frac{x}{l} \right)^2} \right], \quad (3-10)$$

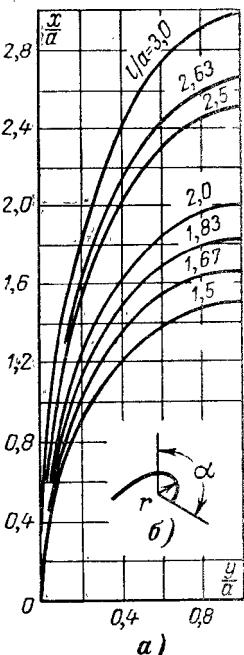


Рис. 3-10. Очертания эллиптических струенаправляющих стенок.

a — стены при различных отношениях полуосей; *b* — головная часть стены.

а также графики на рис. 3-10,*а* или же таблица безразмерных координат (приложение 1). Головную часть рекомендуется выполнять в виде дуги с радиусом $r = (1/5 \div 1/6)l$ и с углом поворота 90—120° (рис. 3-10,*б*).

Для обратных стенок (рис. 3-11) рекомендуется [196, 197] принимать $l=H^*$, $R=H^*$ или придавать закруглению эллиптическое очертание. Угол ныряющей стенки θ (рис. 3-9,*А*) принимается равным 25—30°.

При примыкании здания ГЭС к водосливной или бетонной глухой плотине в ряде случаев при соответствующих параметрах русла вместо струенаправляющей стенки достаточно устройства раздельного быка (см. § 3-4).

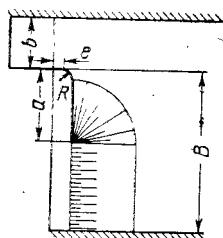


Рис. 3-11. Обратная стена.

Существующие методы определения длины и формы струенаправляющих стенок или дамб дают весьма отличные друг от друга результаты. Об этом свидетельствуют, в частности, сопоставление схем струенаправляющих сооружений некоторых плотин, рассчитанных различными способами (рис. 3-12). Обращает на себя внимание существенное превышение размеров осуществленных струенаправляющих сооружений по сравнению с полученными по расчетам, методика которых была разработана, после возведения рассмотренных сооружений. Ныне признается [143], что принятые при строительстве этих гидроузлов размеры струенаправляющих сооружений завышены.

В ответственных случаях, особенно при значительной расчетной длине струенаправляющего сооружения, требуется лабораторная проверка.

Разумеется, что при прочих равных условиях следует принимать наиболее дешевое решение. Проведение же технико-экономических расчетов с учетом влияния стенки на потери напора, мощность агрегата в крайнем блоке и выработку энергии пока не представляется возможным.

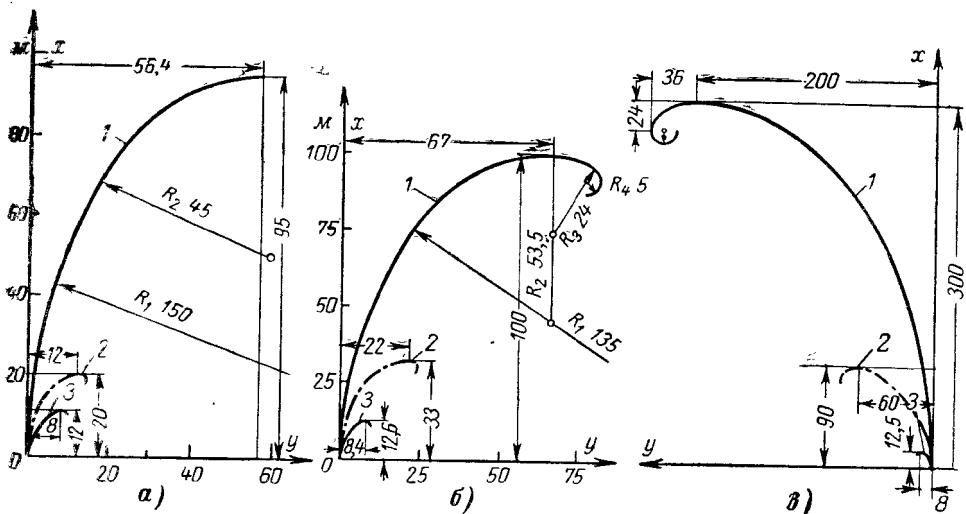


Рис. 3-12. Очертания струенаправляющих стенок и дамб водосливных плотин.

а — Цимлянской; *б* — Горьковской; *в* — Волжской ГЭС имени В. И. Ленина; 1 — осуществленное очертание; 2 — по А. М. Латышенкову; 3 — по Н. А. Петрову.

Примеры расчета струенаправляющих сооружений подводящего русла здания ГЭС.

1. Здание ГЭС несовмещенного типа длиной по фронту $B_{ГЭС}=100 \text{ м}$ (рис. 3-13).

Глубина подводящего русла $t_{\text{п}}=21 \text{ м}$, площадь сечения перекрытой части створа, левее (по течению) здания ГЭС, $\Omega_{\text{лев}}=11400 \text{ м}^2$, $\Omega_{\text{пр}}=2000 \text{ м}^2$, удельный расход в подводящем русле $q=23,4 \text{ м}^3/\text{сек}$. Определить размеры левой струенаправляющей стенки.

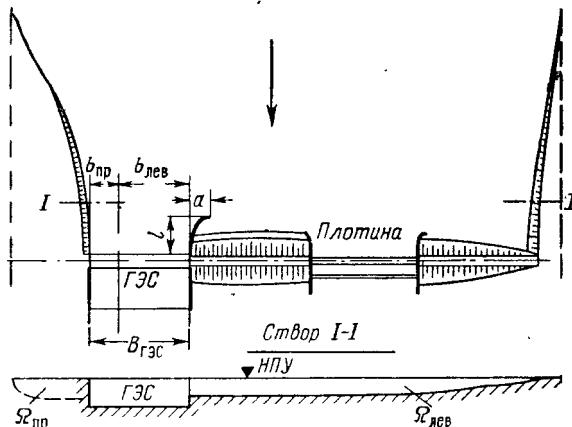


Рис. 3-13. К примеру расчета струенаправляющих сооружений подводящего русла здания ГЭС. При расчете принимается, что сброс воды через плотину не производится.

1) По (3-4) вычисляем напор на гребне эквивалентного водослива и его высоту:

$$H^* = \left(\frac{q}{m \sqrt{2g}} \right)^{2/3} = \left(\frac{23,4}{0,48 \sqrt{2 \cdot 9,81}} \right)^{2/3} = 4,9 \text{ м};$$

$$p^* = t_{\text{п}} - H^* = 21 - 4,9 = 16,1 \text{ м}.$$

Параметр кинетичности

$$\frac{H^*}{t_{\text{п}}} = \frac{4,9}{21} = 0,23.$$

Параметр, характеризующий стеснение потока,

$$\frac{B_{\text{лев}}}{t_{\text{п}}} = \frac{\Omega_{\text{лев}}}{t_{\text{п}}^2} = \frac{11400}{21^2} = 26 > 25.$$

Приведенные ширины левой и правой частей створа:

$$B_{\text{лев}} = \frac{\Omega_{\text{лев}}}{t_{\text{п}}} = \frac{11400}{21} = 544 \text{ м}; \quad B_{\text{пр}} = \frac{\Omega_{\text{пр}}}{t_{\text{п}}} = \frac{2000}{21} = 95 \text{ м}.$$

2) По диаграмме рис. 3-7 при кинетичности потока $0,2 < \frac{H^*}{t_{\text{п}}} < 0,3$ рекомендуется открылок комбинированного очертания (наименшая строчка, отвечающая значению $B_i/t_{\text{п}} > 25$) или любой из более совершенных открылок (схемы на диаграмме рис. 3-7 для вышележащих строк).

3) Стеснение потока в плане вычисляется по (3-7):

$$\eta = \frac{b_{\text{лев}}}{B_{\text{лев}} + b_{\text{лев}}} = \frac{85}{544 + 85} = 0,135,$$

где по (3-8)

$$b_{\text{лев}} = \frac{B_{\text{ГЭС}} B_{\text{лев}}}{B_{\text{лев}} + B_{\text{пр}}} = \frac{100 \cdot 544}{544 + 95} = 85 \text{ м}.$$

4) Длина струенаправляющей стенки l при $\eta=0,135 < 0,5$ определяется по (3-5):

$$l = \frac{6}{\frac{p^*}{H^*} - 1} H^* = \frac{6}{\frac{16,1}{4,9} - 1} \cdot 4,9 = 12,7 \text{ м} \approx 13,0 \text{ м}.$$

При заложении верхового откоса земляной плотины $m=2$ получаем длину стенки $l < mt_{\pi} = 2 \cdot 21 = 42$ м. Следовательно, может быть принят или открылок в виде комбинации из плавнообтекаемой и ныряющей стенок, или обратная стенка с конусом.

5) Малая полуось эллиптической стенки при $\eta=0,135$ согласно (3-9)

$$a = \frac{l}{2,5} = \frac{13}{2,5} = 5,2 \text{ м.}$$

Размеры обратной стенки:

$$e = H^* = 4,9 \approx 5 \text{ м}; \quad R = H^* = 4,9 \approx 5 \text{ м}; \quad a = nt_{\pi} + R = 2 \cdot 21 + 5 = 47 \approx 50 \text{ м} \text{ (рис. 3-11).}$$

2. Здание ГЭС совмещенного типа длиной $B_{ГЭС} = 100$ м. Глубина подводящего русла $t_{\pi} = 26$ м, $B_{лев}$ и $B_{пр}$ те же, что и в предыдущем случае. Удельный расход в подводящем русле $q = 60 \text{ м}^3/\text{сек.}$

1) Напор на гребне эквивалентного водослива и его высота по (3-4) равны:

$$H^* = \left(\frac{60}{0,48 \cdot 2 \cdot 9,81} \right)^{2/3} = 9,25 \text{ м}, \quad p^* = 26 - 9,25 = 16,75 \text{ м.}$$

Параметр кинетичности

$$\frac{H^*}{t_{\pi}} = \frac{9,25}{26} = 0,36.$$

Параметр стеснения потока

$$\frac{B_{лев}}{t_{\pi}} = \frac{544}{26} = 21$$

2) По диаграмме (рис. 3-7) устанавливаем, что открылки кругового очертания и в виде ныряющей стенки не рекомендуются.

3) По (3-5) определяем длину эллиптического открылка l (формула применима, поскольку $\frac{p^*}{H^*} = \frac{16,75}{9,25} = 1,81 > 1,75$):

$$l = \frac{6}{1,81 - 1} \cdot 9,25 = 68,5 \approx 70 \text{ м.}$$

4) Малая полуось стенки согласно (3-9) при $\eta = 0,135$ (что меньше 0,25) равна:

$$a = \frac{l}{2,5} = \frac{70}{2,5} = 28 \text{ м.}$$

На совмещенных ГЭС при работе турбин и водосбросов требуется более длинная струенаправляющая стенка, чем при работе только турбин. Однако не во всех случаях на совмещенных ГЭС следует принимать стенку, ориентируясь на одновременную работу турбин и водосбросов: период одновременной работы турбин и водосбросов может быть непродолжительным и в этот период предпочитают идти на некоторые потери энергии.

3-4. РАЗДЕЛЬНАЯ СТЕНКА (БЫК) МЕЖДУ ПОДВОДЯЩИМИ РУСЛАМИ ЗДАНИЯ ГЭС И ПЛОТИНЫ

Раздельная стенка в верхнем бьефе между зданием ГЭС и примыкающей к нему водосливной плотиной предназначена для улучшения условий поступления потока к ГЭС и плотине. Как правило, вопрос об устройстве раздельной стенки и ее размерах решается лабораторным путем, но в ряде случаев решить, нужна ли раздельная стенка, каковы примерно должны быть ее формы и размеры, можно, используя накопившийся опыт проектирования.

Обычно выдвинутая в верхний бьеф прямолинейная раздельная стенка не требуется, если ее устройство не вызывается производственными соображениями в связи с очередностью возведения сооружения. Так в лаборатории б. МИИВХ было исследовано на фрагменте гидроузла Чебоксарской ГЭС (1954—1955 гг.) влияние раздельной стенки в верхнем бьефе на образование воронок перед турбинным блоком и на поступление наносов в водоприемники турбинных блоков, близайших

к водосливной плотине. Оказалось, что при устройстве раздельной стенки длиной 75 или 37,5 м интенсивность воронок не уменьшилась. Воронки образовывались перед решеткой в пространстве между блоками из-за местной косины потока, являющейся, по-видимому, следствием

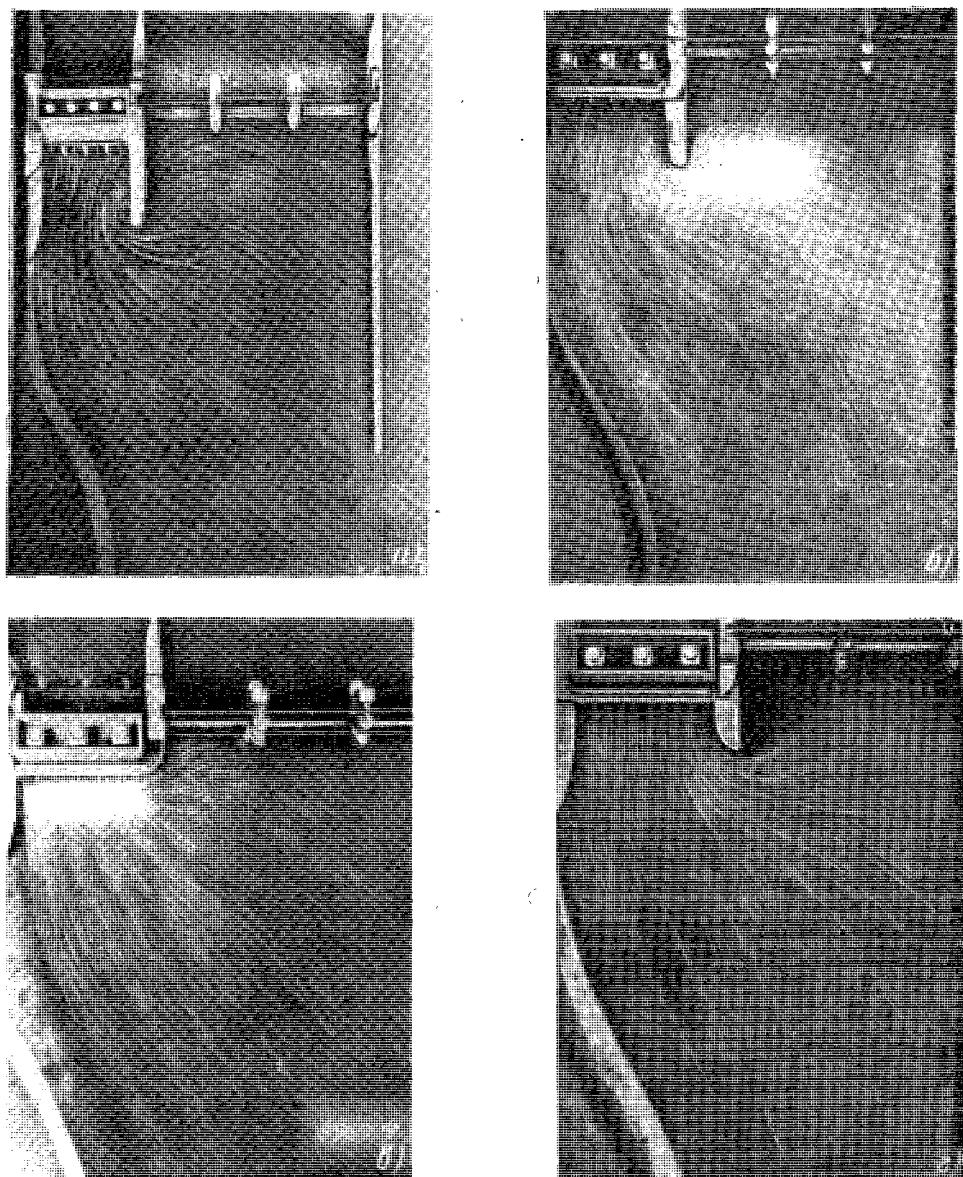


Рис. 3-14. Изменение плана течений при подходе к зданию ГЭС в зависимости от длины и формы раздельной стенки.

a — длинная прямолинейная стенка; *b* — стенка меньшей длины с циркульным оголовком; *c* — стенка отсутствует; *d* — укороченная стенка в виде быка, очерченная со стороны подводящего русла ГЭС по эллипсу.

некоторой неравномерности в распределении расходов между турбинными блоками. Стенка не оказала также влияния на интенсивность поступления наносов в сторону здания ГЭС, которое может иметь место в период смыва грунта при наполнении водохранилища.

Аналогичные результаты были получены (НИС Гидропроекта) для ряда других гидроузлов, например Воткинского.

Критерием, который ориентировочно позволяет оценить, следует ли развивать раздельную стенку или свести ее длину к некоторому минимуму, является, как и при решении вопроса о длине струенаправляющей стенки подводящего русла, параметр $p^*/H_{\text{гр}}^*$. Как на несовмещенных

так и на совмещенных ГЭС при неработающих водосбросах этот параметр имеет значение больше трех (или $H_{\text{гр}}^*/p^* < 0,25$), что согласно изложенному в § 3-3 позволяет свести длину раздельной стенки к минимуму. Рядом исследований как отечественных, так и зарубежных установлено, что приемлемые условия подвода воды к зданию ГЭС обеспечиваются на несовмещенных ГЭС при устройстве раздельного быка незначительной длины.

Рис. 3-15. Возможные очертания раздельного быка.

На рис. 3-14 приведены полученные в лаборатории планы течений в верхнем бьефе ГЭС Тиссалюк (Венгрия) [335]. Прямолинейная стенка (рис. 3-14, а) способствует появлению вальца и косины потока в пределах русла между стенками. Не улучшилась гидравлическая картина с уменьшением длины стенки (рис. 3-4, б), оголовку которой не было придано надлежащее очертание. Явно неудовлетворительные условия поступления потока в крайний водоприемник здания ГЭС создаются при отсутствии стенки (рис. 3-14, в). И лишь устройство выдвинутого в верхний бьеф надлежащее очерченного быка обеспечило плавное поступление потока к зданию ГЭС как при закрытом пролете плотины (рис. 3-14, г), так и при открытом.

При примыкании руслового здания ГЭС непосредственно к водосливной плотине и примерно одинаковых удельных расходах на фронте этих сооружений вода поступает по нормали к водосбросному фронту, что создает благоприятные гидравлические условия при делении потока на поступающий в водоприемник ГЭС и в отверстия плотины.

Имеется рекомендация [335] очерчивать раздельный бык со стороны здания ГЭС по параболе, принимая его длину равной $1/3 - 1/4$, а ширину — $1/6$ длины фронта здания ГЭС (рис. 3-4). Эта рекомендация получена при исследовании на модели гидроузла, имеющего здание ГЭС незначительной длины (три турбинных блока). При значительной длине фронта здания ГЭС бык, выполненный по такой рекомендации, получился бы слишком длинным и широким.

На рис. 3-15 даны очертания быка, установленные при гидравлических исследованиях на модели гидроузла на р. Майн [335].

Для определения толщины раздельного быка можно использовать аналогию очертаний входа в круглую или прямоугольную трубу и подхода воды к зданию ГЭС. На рис. 3-16 приведены схемы входа в трубу с очертанием входного участка по дуге круга и подхода к зданию ГЭС, примыкающему к плотине. Оценка совершенства входа может быть произведена по величине ξ (рис. 3-17).

При заделке трубы заподлицо в торцовую стенку и прямоугольном входе ($r/B=0$) коэффициент сопротивления равен 0,5. При удалении

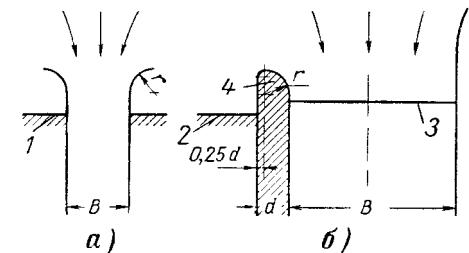
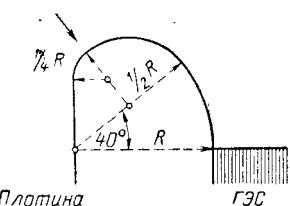


Рис. 3-16. Схемы входа потока в прямоугольную трубу и подхода воды к зданию ГЭС.

a — вход в трубу; *б* — подход к зданию ГЭС; 1 — торцевая стенка; 2 — напорная грань плотины; 3 — створ входа в водоприемники; 4 — раздельный бык.

плоскости входа от торцевой стенки и острой входной кромке ($r/B=0$) имеем $\xi=1$. Минимальное значение коэффициента сопротивления, равное 0,03, достигается при относительном радиусе закругления $r/B \geq 0,2$, независимо от того, совпадает или не совпадает плоскость входа со стенкой. По данным И. Е. Идельчика, практически вполне равномерное поле скоростей вблизи входа и незначительные потери напора обеспечиваются даже при $r=0,15B$, что при радиусе закругления быка со стороны плотины, равном $0,25d$, дает ширину быка (рис. 3-16, б), определяющуюся из равенства

$$d = 0,15B + 0,25d,$$

откуда $d = 1/5B$, что близко к рекомендуемому в [336] значению $d = 1/6B$.

Выполнение быка столь значительной ширины (превращающегося в пирс) может оказаться целесообразным лишь тогда, когда он используется для размещения опор линии передачи, в качестве переходной перемычки между котлованами первой и второй очередей, размещения секций плотины вне откоса котлована здания ГЭС и других целей.

Поскольку лучшие условия обтекания быка обеспечиваются не при круговых очертаниях входа, а при эллиптических или выполненных по лемнискате, можно рекомендовать для использования очертания, показанные на рис. 3-15 (ближкие к лемнискате), принимая $R \geq 0,1B$.

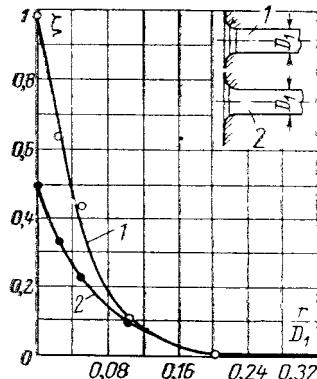


Рис. 3-17. Коэффициенты сопротивления входа в водовод.

1 — торцевая стенка отсутствует; 2 — при наличии торцевой стенки.

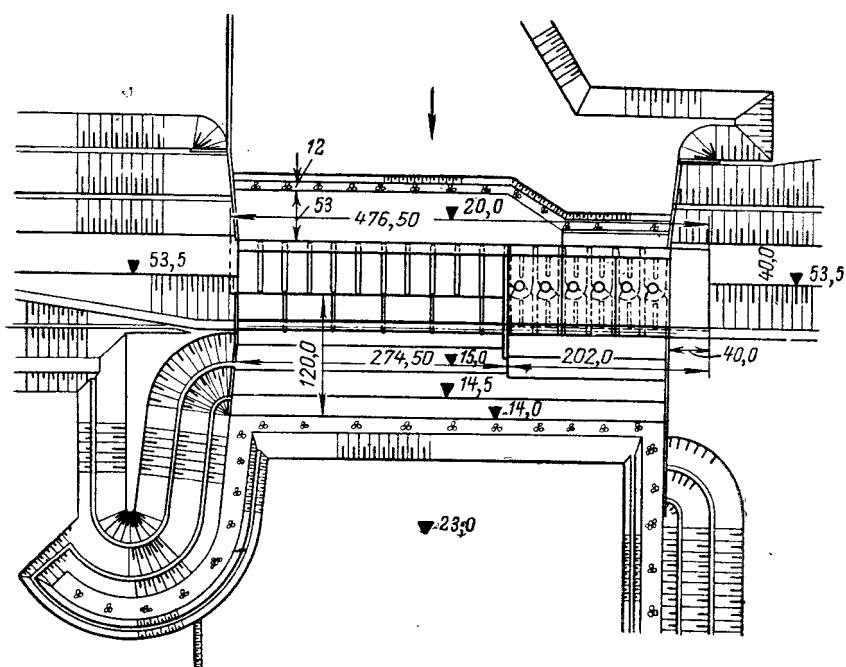


Рис. 3-18. План гидроузла с русловой несовмещенной гидроэлектростанцией. Перед понором подводящее русло покрыто каменной наброской на участке длиной 12 м.

Для сокращения напорного фронта бетонных сооружений при малых скоростях в подводящем русле сейчас часто отказываются от возведения раздельной стенки или быка. Примером может служить гидроузел, изображенный на рис. 3-18. В данном случае подводящее русло здания ГЭС в окончательном исполнении характеризуется весьма большим значением параметра $\rho^*/H^*=5,1$, что подтверждает возможность отказаться от раздельной стенки или быка, как это и было принято на основании лабораторных исследований, проведенных в НИС Гидропроекта. Расстояние между гранями быков плотины и водоприемника ГЭС составляет в данном случае всего около $0,05B$.

3-5. ПРОФИЛЬ И ВЫСОТНОЕ ПОЛОЖЕНИЕ ДНА ПОДВОДЯЩЕГО РУСЛА ЗДАНИЯ ГЭС

Продольный профиль дна подводящего русла зависит от длины русла, глубины воды в нем, высотного положения порога водоприемника здания ГЭС относительно дна основной части русла и других условий. Так, на некоторых гидроэлектростанциях, например на Камской водосливной ГЭС, дно подводящего русла на всей длине горизонтально. На Киевской ГЭС дно имеет в начале обратный уклон. На ряде ГЭС, в том числе на Волжских, в конце подводящего русла, перед зданием ГЭС, дно понижается откосом значительной крутизны. Имеются подводящие русла с прямым уклоном дна на всей его длине, например, на Кайрак-Кумской ГЭС.

Обратный уклон дна может приниматься для заглубления начального участка крепления русла в целях предохранения его от подмытия. Прямой уклон дна необходим при длинных подводящих руслах. Устройство в конце подводящего русла участка, имеющего значительный прямой уклон, требуется при необходимости расположить порог водоприемника ниже дна основного участка подводящего русла.

При проектировании подводящего русла прежде всего задаются высотным положением дна в створе примыкания его к водоприемнику. Для уменьшения объемов работ по сооружению подводящего русла естественно стремление по возможности повысить отметку дна, что и приводит к устройству перед зданием ГЭС участка с прямым уклоном дна. Если подводящее русло выполняется в виде длинного канала, то потери напора по длине становятся ощутимыми и улавливаются расчетом. В этом случае высотное положение дна отводящего русла может быть установлено соответствующим энергоэкономическим расчетом. Для подводящих русел, находящихся в пределах струенаправляющих стенок (§ 3-3), и даже при более длинных руслах потери напора в русле малы, уловить расчетом с достаточной точностью их не удается, что затрудняет проведение надлежащего энергоэкономического расчета.

Суммарные потери напора в подводящем русле складываются из потерь на вход в пределы русла, на сороудерживающем сооружении (если таковое имеется), на трение по длине, на расширение потока в вертикальной плоскости при понижении дна перед зданием ГЭС. При обычно встречающихся глубинах и длинах подводящего русла ощущимы лишь потери на сороудерживающем сооружении и при понижении дна перед зданием ГЭС. Потери на расширение потока при понижении дна приближенно могут быть определены по формуле

$$h_w = \xi \frac{v_1^2}{2g} = \xi \left[1 - \left(\frac{\omega_1}{\omega_2} \right)^2 \right] \frac{v_1^2}{2g}, \quad (3-11)$$

где ω_1, ω_2 — площади живого сечения подводящего русла в створах перед понижением дна и после понижения; ξ — коэффициент полноты удара, равный 0,2—0,5; v_1 — средняя скорость в створе перед понижением.

В подводящем русле без сороудерживающего сооружения потери на расширение потока при понижении дна перед зданием ГЭС обычно наиболее существенны, но и они малы. Например, расчет по формуле (3-11) для Волжской ГЭС имени XXII съезда КПСС дает при работе всех турбин потери напора всего 1 см (при отношении площадей ω_1/ω_2 около 0,6 и средней скорости v_1 примерно 1 м/сек).

Незначительная величина потерь напора в русле позволяет идти на большое повышение отметки его дна, если это допустимо при заданных топографических и инженерно-геологических условиях и условиях пропуска строительных расходов. Но при этом следует оценивать потери напора, обусловленные расширением потока при понижении русла перед зданием ГЭС.

Повышение дна подводящего русла утяжеляет условия на его входном участке, так как увеличение скоростей может привести к подмыву защитного покрытия. Требуется устройство соответствующего начального крепления, подобного концевому креплению в нижнем бьефе.

Заложение наклонного участка подводящего русла перед водоприемником следует принимать не менее $m=4$.

3-6. ЗАЩИТА КРЕПЛЕНИЯ ПОДВОДЯЩЕГО РУСЛА ОТ ПОДМЫВА

Возможность появления местных размывов в верхнем бьефе и, в частности, перед началом основного участка подводящего русла обусловлена увеличением удельных расходов по сравнению с бытовыми. Скорость в подводящем русле может быть особенно велика при совмещении здания ГЭС и водосбросов. Например, на Саратовской ГЭС при глубине воды в пределах понура, равной 27 м, и удельном расходе на понуре, близком к 65 м³/сек, средняя скорость достигает 3,5 м/сек.

На Каневской ГЭС удельный расход в подводящем русле равен примерно 80 м³/сек. В основании этой ГЭС залегают пески, имеющие средний диаметр 0,32 мм при наличии фракций с $d=5$ мм и, местами, до 15 мм. Как показали лабораторные исследования, глубина размыва в подводящем русле перед креплением с учетом образования отмостки может достичь 8 м. Во избежание подмыва крепления подводящего русла и струенаправляющих сооружений рекомендовано на основании лабораторных исследований устройство на этой ГЭС каменной наброски перед креплением отводящего русла на длине до 150 м.

В некоторых случаях наибольшие размывы могут быть при пропуске строительных расходов.

Начальное крепление (рис. 3-19) выполняется аналогично концевому креплению в нижнем бьефе. Так, ковш представляет собой попечную траншею, у которой дно и откос, обращенный в сторону соору-

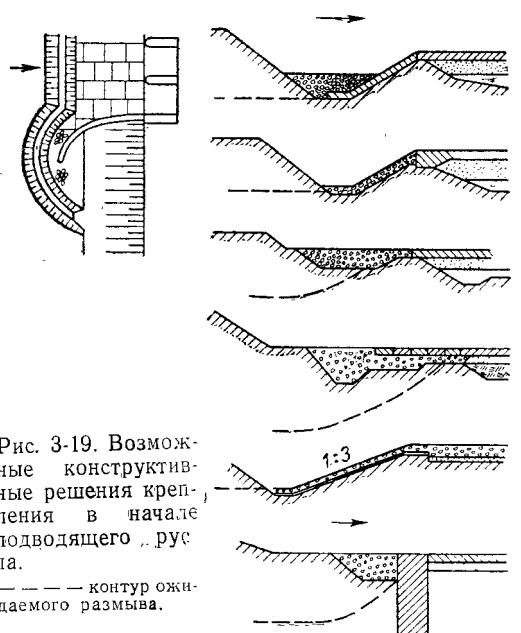


Рис. 3-19. Возможные конструктивные решения крепления в начале подводящего русла.
— контур ожидаемого размыва.

жения, защищены креплением в виде гибкого тюфяка. Иногда может оказаться целесообразным устройство зуба, опущенного на глубину, превышающую возможный размыв. Струенаправляющие дамбы, выходящие за пределы участка подводящего русла, имеющего крепление дна, во избежание подмыва также защищены. Открылки устоев должны иметь подошву, заглубленную ниже уровня возможного размыва.

Гидроузел с русловой несовмещенной ГЭС, план которого изображен на рис. 3-18, при глубине воды в подводящем русле 29,0 м¹ имеет удельные расходы на участке плотины 68 м³/сек и на участке здания ГЭС 26 м³/сек, чему отвечают средние скорости 2,35 и 0,95 м/сек. По всей ширине подводящего русла перед понуром на длине 12 м предусмотрена каменная наброска, которая в случае размыва глинистого грунта незащищенного русла перед понуром должна прикрыть образующийся откос. Подошва открытых устоев вне крепления лежит на глубине большей, чем возможная глубина размыва.

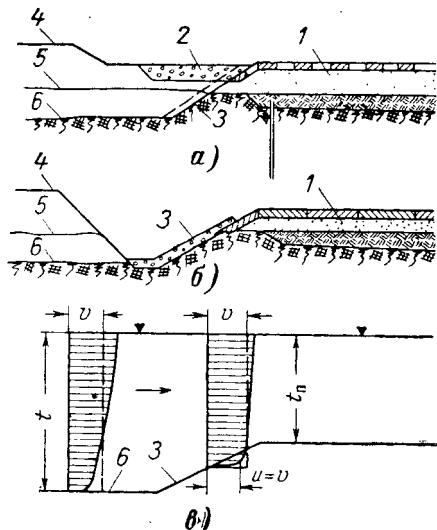


Рис. 3-20. К расчету глубины ковша и крупности камня на откосе ковша перед креплением отводящего русла.

a — стадия подмыва каменной наброски перед креплением; *b* — стадия размыва грунта перед ковшом; *v* — эпюры скоростей перед откосом и на откосе; *1* — песчаная пригрузка понура; *2* — каменная наброска перед креплением; *3* — камень, защищающий откос; *4*, *5*, *6* — уровни грунта до размыва, промежуточные и после размыва.

Бьефов сооружений позволяет рекомендовать коэффициент неравномерности распределения скоростей на начальном участке подводящего русла 1,15—1,2. Умножая на этот коэффициент средний удельный расход в данном сечении, получаем максимальное значение удельного расхода.

На рис. 3-20 показаны стадии размыва незащищенного откоса ковша подводящего русла и подмыва каменной наброски.

Расчет крупности устойчивого несвязного материала в ковше и на горизонтальном участке русла мог бы быть произведен подобно расчету концевого крепления отводящего русла. Но по мере смыва незащищенного откоса ковша и расплатаивания каменной наброски по откосу распределение скоростей становится иным. Эпюра скоростей перед откосом, покрытым камнем, принимает форму, обычную для равномерных русловых потоков. При набегании потоков на откос происхо-

¹ В окончательном исполнении глубина подводящего русла до начала крепления равна 35 м.

дит за счет эффекта конфузорности выравнивание эпюры скоростей, ведущее к увеличению донных скоростей и к уменьшению их пульсации (рис. 3-20,*в*). Исходя из этого, при расчете глубины размыва перед откосом, защищающим от подмыва крепление подводящего русла, можно принять, что осредненная придонная скорость равна средней скорости: $u=v$ (рис. 3-20,*б*). Учитывая, что пульсационная составляющая придонной скорости в равномерном потоке составляет $(0,15 \div 0,25)v$, и беря меньшее ее значение (поскольку на диффузорном участке в пределах откоса следует ожидать успокоения потока), получаем придонную актуальную скорость на откосе равной $u^*=1,15v$.

По известной актуальной скорости диаметр камня для защиты откоса можно приближенно вычислить по формуле (5-22), хотя она не учитывает влияния на устойчивость камня составляющей силы тяжести, направленной в сторону противоположную течению.

Пример расчета глубины ковша и крупности камня на откосе ковша перед креплением подводящего русла. Рассчитать глубину ковша перед креплением подводящего русла, сложенного из гравелистого однородного грунта крупностью $d=12$ м. Глубина в подводящем русле в пределах крепления равна 25 м, перед креплением — 18 м. Средний удельный расход 60 м³/сек. Определить глубину ковша и крупность камня на его защищенном откосе.

1) *Расчетный удельный расход* при коэффициенте неравномерности распределения расхода по ширине подводящего русла, равном 1,15,

$$q = 1,15 \cdot 60 = 69 \text{ м}^3/\text{сек};$$

средняя скорость

$$v = \frac{q}{t_{\pi}} = \frac{69}{25} = 2,76 \text{ м/сек.}$$

2) После смыва грунта перед защищенным откосом поток можно рассматривать как равномерный. *Глубина размыва по формуле (5-34)* при $k_p=1,0$

$$t_p = \sqrt[1,17]{\frac{q k_p}{4,85 d^{1/3}}} = \sqrt[1,17]{\frac{69 \cdot 1,0}{4,85 \cdot 0,012^{1/3}}} = 33,8 \approx 34 \text{ м},$$

т. е. первоначально грунт будет смыт до уровня крепления, а затем произойдет размыв на глубину 9 м.

3) *Средняя скорость* при $t \approx 20$ м

$$v = \frac{q}{t} = \frac{69}{20} = 3,45 \text{ м/сек.}$$

4) Приняв придонную актуальную скорость $u^*=1,15v=1,15 \cdot 3,45 \approx 4$ м/сек, *крупность камня* в верхней части откоса получим по формуле (5-22)

$$d = \frac{(u^*)^2}{114} = \frac{(4,0)^2}{114} = 0,14 \text{ м.}$$

При коэффициенте запаса 1,2 получаем $d = 0,2$ м.

Глава четвертая

ВОДОПРИЕМНИКИ ГИДРОЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

4-1. ТИПЫ ВОДОПРИЕМНИКОВ И ИХ ЭЛЕМЕНТЫ

Водоприемник здания ГЭС служит для забора воды из верхнего бьефа и подвода ее к турбинным водоводам и водосбросам (на совмещенных ГЭС), ограждения водоводов турбины от попадания в них льда, плавающего и внутриводного сора и крупных наносов. В водоприемнике размещается механическое оборудование, обеспечивающее очистку воды от мусора (сороудерживающие решетки и средства их очистки), прекращение доступа воды в водоводы здания ГЭС (основные и аварийно-ремонтные затворы) и наполнение водоводов после их откачки (байпасные устройства).

Водоприемники, предназначенные для приема воды, поступающей в турбины, могут быть названы энергетическими, а для приема воды, направляемой в водосбросы, — водосбросными.

Водоприемник руслового здания ГЭС является конструктивно единым целым с остальными элементами здания. У приплотинного здания ГЭС он совмещен с плотиной или выполняется как самостоятельное сооружение, расположенное на берегу или в башне перед плотиной.

Водоприемники русловых зданий ГЭС можно разделить на две группы: водоприемники несовмещенных зданий ГЭС; водоприемники совмещенных зданий ГЭС.

Водоприемники на несовмещенных зданиях ГЭС могут иметь одно из следующих решений:

сороудерживающая решетка расположена в глубине водоприемника;

сороудерживающая решетка расположена в створе входных оголовков быков;

быки водоприемника выдвинуты в сторону верхнего бьефа настолько, что за решеткой возможно устройство в быках прорезей, обеспечивающих питание турбины водой из соседних водоприемников;

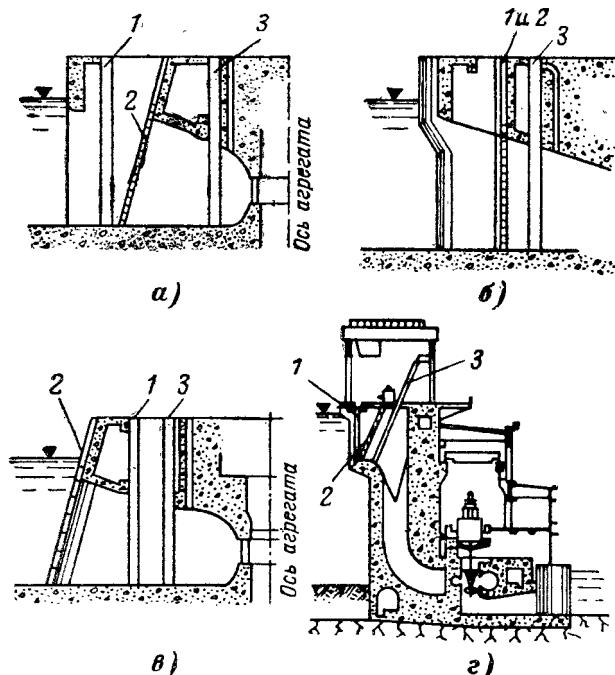


Рис. 4-1. Расположение решеток и затворов в водоприемниках русловых несовмещенных зданиях ГЭС.

a — решетка в глубине водоприемника; **б** — то же при совмещении пазов решетки и ремонтных затворов; **в** — решетка вынесена на оголовки быков; **г** — расположение затворов и решетки в глубине водоприемника на Гуматской ГЭС № 1; **1** — ремонтный затвор; **2** — решетка; **3** — основной затвор.

решетки вынесены в отдельное сороудерживающее сооружение (СУС).

Большая часть русловых зданий ГЭС несовмещенного типа [264] имеет решетки, расположенные в глубине водоприемника. Благодаря наличию пазов ремонтных затворов перед решеткой (рис. 4-1,а) облегчается ее эксплуатация, а совмещение пазов решетки и ремонтных затворов (рис. 4-1,б) позволяет укоротить водоприемник и тем самым уменьшить капиталовложения в сооружение. Однако решетка в глубине водоприемника оказывается в области больших скоростей и наклонного тока воды. Это увеличивает потери напора и требует установки ригелей решетки под углом к горизонту. Для уменьшения потерь напора решетка выдвигается вперед, вследствие чего ее высота может быть больше высоты входного отверстия турбинного водовода. Вынос решетки на оголовки быков (рис. 4-1,в) значительно улучшает гидравлические условия, в которых находится решетка.

Для уменьшения длины водоприемника иногда отказываются от устройства пазов для ремонтных заграждений. В этом случае в качестве ремонтных заграждений применяются щиты, опирающиеся на оголовки быков или на решетку, если она вынесена на оголовки быков. При большом количестве в реке сора перед решеткой иногда делается специальный паз для грейфера сороочистительной машины.

Водоприемники с прорезями в быках (рис. 1-10, 4-2), появились в связи с увеличением расхода турбин, стремлением уменьшить при этом потери напора и обеспечить при очистке решеток питание турбин за счет соседних блоков. Выдвинутая вперед часть быков, несущих решетки, может рассматриваться как сороудерживающее сооружение, примыкающее к зданию ГЭС (примкнутое СУС). Увеличение стоимости водоприемника с прорезями в быках оправдывается уменьшением потерь энергии.

Вынос решеток в отдельное сороудерживающее сооружение (СУС), не связанное конструктивно с собственно водоприемником, практикуется редко.

Стоимость такого сооружения велика, но благоприятные гидравлические условия в районе решеток все же позволяют окупать затраты в сравнительно короткий срок.

Водоприемник совмещенного здания ГЭС обеспечивает работу двух и более водоприемных отверстий — турбинного водовода и водосбросов. Неучет этой особенности водоприемника здания ГЭС совмещенного типа приводит к решениям, осложняющим эксплуатацию, увеличивающим потери энергии (как это имеет место на Дубоссарской ГЭС).

Некоторые варианты размещения решеток на совмещенных ГЭС даны на рис. 4-3 и 4-4. Устройство пазов для решеток в водоприемниках Волжских ГЭС имени В. И. Ленина и имени XXII съезда КПСС (рис. 4-3,б) объясняется принятием решения о строительстве СУС в процессе строительства ГЭС.

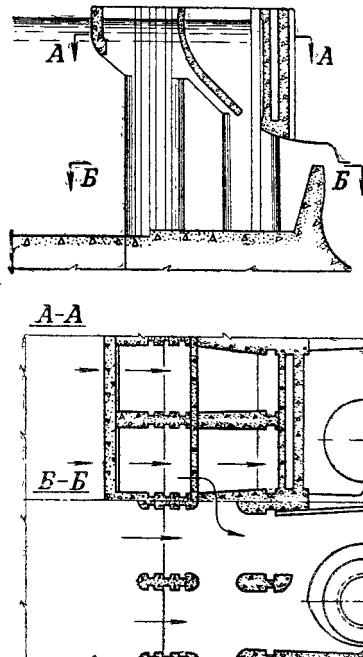


Рис. 4-2. Водоприемник несовмещенного здания ГЭС с прорезями в быках (примкнутое СУС).

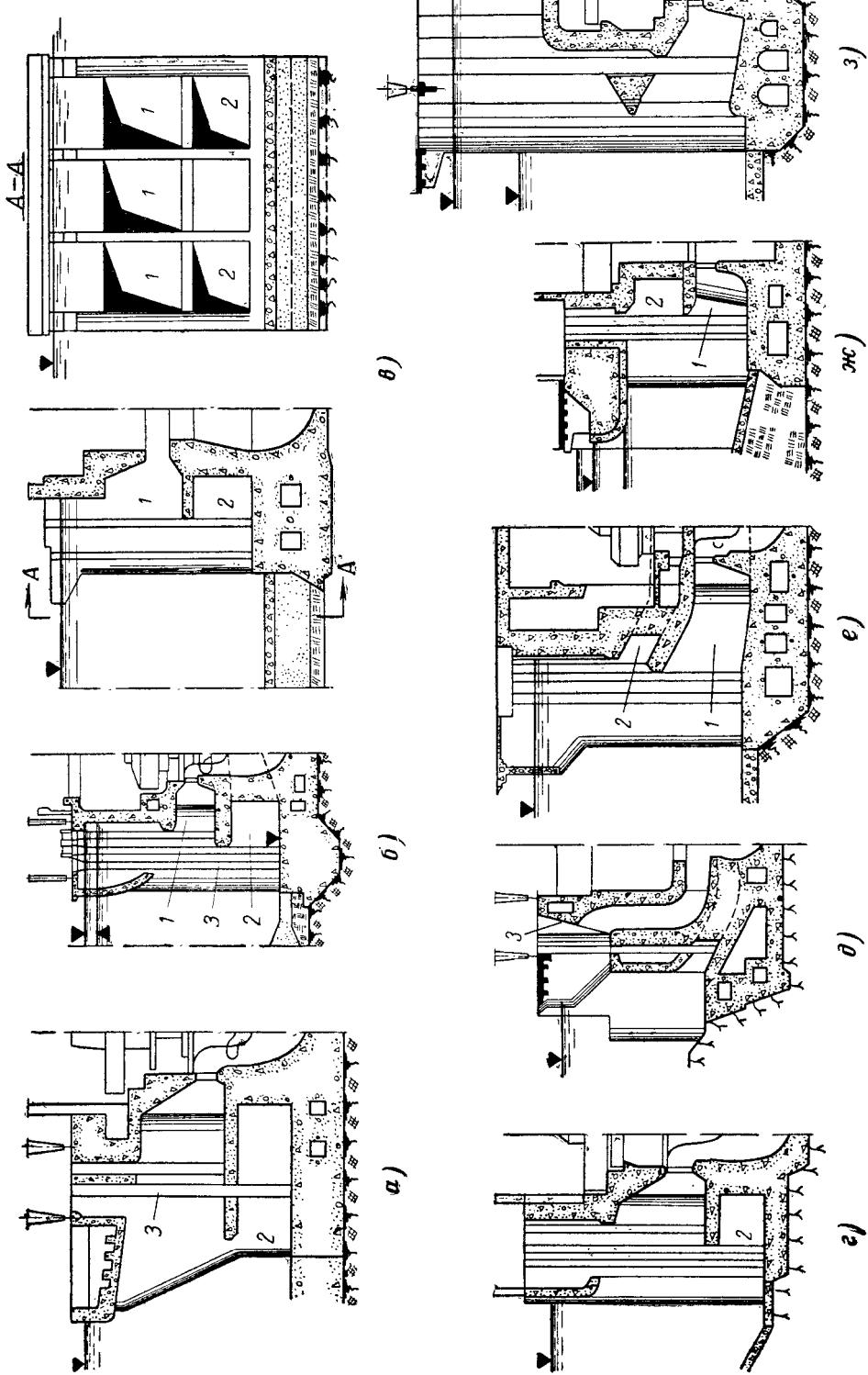


Рис. 4-3. Схемы водопропеллерных совмещенных ГЭС.
 Водосбросы под турбинной камерой: а — Каховская; б — Волжские им. В. И. Ленина и ХХII съезда КПСС (перед ГЭС расположено СУС); в — Саратовская; г — Учурганская; д — Иркутская; е — Новосибирская; ж — Дуббесская; з — Гавайская; подсбросы над турбинной камерой: ж — Иркутская; з — Гавайская; 1 — отверстия подсбросов; 2 — отверстия подводосбросов; 3 — сорудержащие решетки.

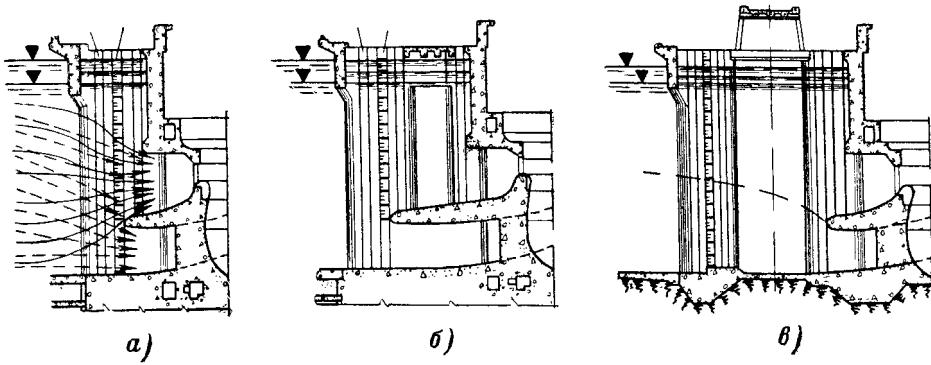


Рис. 4-4. Расположение сороудерживающих решеток руслового совмещенного здания ГЭС.

а — в обычном водоприемнике; *б* — в всдоприемнике с прорезями в быках; *в* — в примкнутом СУС; *г* — в СУС, вынесенным в верхний бьеф.

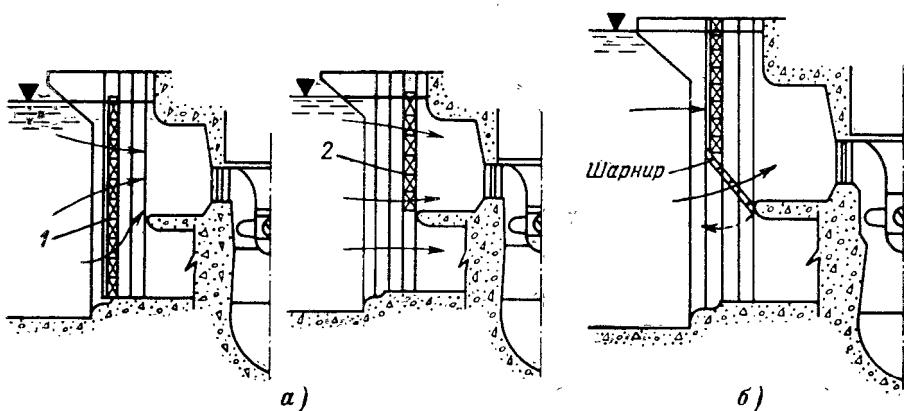
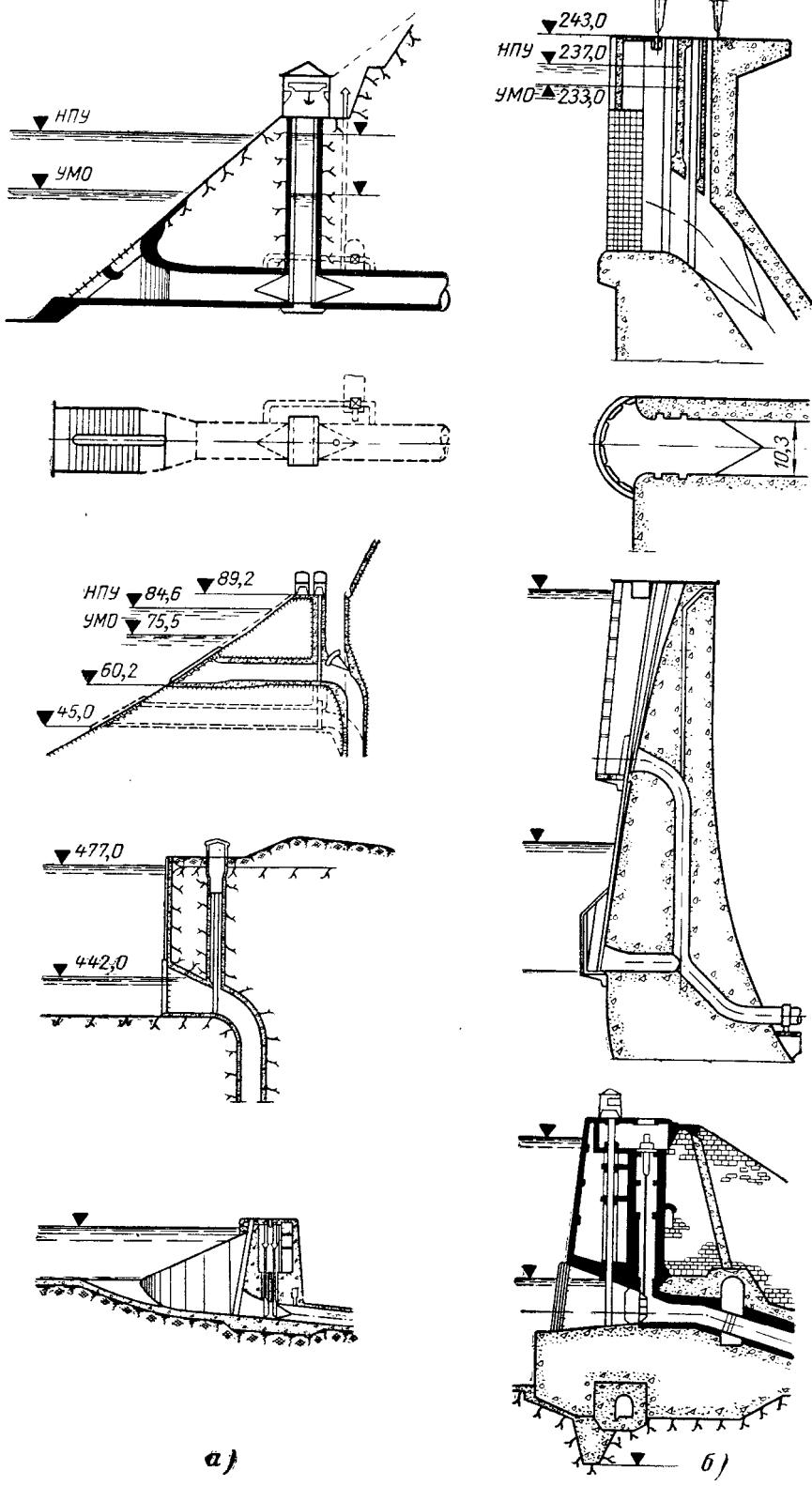


Рис. 4-5. Водоприемники совмещенного здания ГЭС с переносной решеткой и решеткой с клапаном.

а — переносная решетка: 1 — положение решетки при работе турбин; 2 — при работе турбии и водобросов; *б* — решетка с клапаном, позволяющим опускать затворы водобросов без перемещения решетки.



При решении вопроса о положении и размерах решеток на совмещенных ГЭС приходится учитывать, что в паводок через водоприемник проходит сбросной поток, несущий значительное количество сора.

Поэтому понятно стремление располагать решетки таким образом, чтобы сбросной расход поступал в водосбросы, минуя решетку. Минует решетку сбросной поток в водоприемнике водосливной ГЭС (рис. 4-3, з),

но здесь мала площадь решетки, что приводит к существенным потерям энергии, а положение решетки не исключает ее интенсивного засорения в паводок внутриводным и влекомым по дну сором.

Некоторые оригинальные решения, улучшающие питание турбин водой и облегчающие очистку решеток, но пока не нашедшие использования, рассмотрены в гл. 1 (рис. 1-31, 1-34).

Благоприятные условия для очистки решеток создаются при использовании переносных решеток (рис. 4-5), которые позволяют в межень иметь большую площадь решеток и в паводок оставлять отверстия водосбросов не перекрытыми решетками. Закрытие отверстия водосбросов без перемещения решеток может обеспечиваться при использовании решетки с откидным клапаном (рис. 4-5, б) [98].

Имеются попытки применения на русловых гидроэлектростанциях подвижных сороудерживающих решеток, подобных

решеткам канализационных станций. В необходимые периоды эти решетки приспособлены для беспрерывной очистки. Однако они не получили распространения.

Вопрос о целесообразности сооружения СУС на Волжских ГЭС имени В. И. Ленина и имени ХХII съезда КПСС, вызвал в свое время большую дискуссию. Было подсчитано [24], что, например, на Волжской ГЭС имени ХХII съезда КПСС при

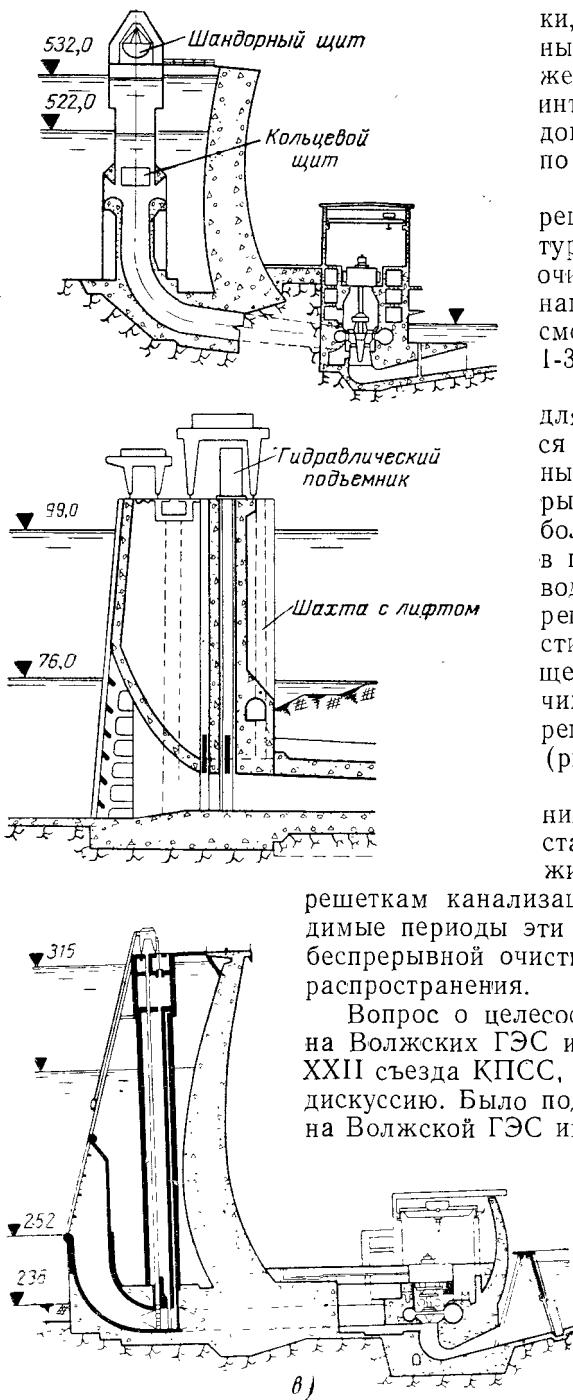


Рис. 4-6. Водоприемники приплотинных зданий ГЭС.

a — береговые; *б* — плотинные; *в* — башенные.

отсутствии СУС остановка в среднем на 2,5—3 ч в сутки вызовет потерю не менее 200 млн. квт·ч в год. В то же время предполагалось, что пропуск через решетки СУС сбросного расхода приведет к значительному увеличению количества задержанного сора, что в общем потребует больших затрат энергии и средств на очистку решеток. Высказывались опасения, что своевременная очистка решеток осложнится тем, что при отсутствии соорудоточенных перепадов уровней трудно будет

своевременно определить наиболее засоренные пролеты СУС, что приведет к несвоевременной очистке решеток и выключению части их площади из работы¹.

Опыт эксплуатации СУС показал высокую его эффективность. На Волжской ГЭС имени В. И. Ленина СУС окупилось за 7 лет. Потери напора на решетках СУС составляют всего 3—4 см (0,15—0,20% среднего напора), в то время как на чистых решетках этой же ГЭС, установленных в створе входного отверстия турбинных водоводов, они были равны (период временной эксплуатации) 0,37 м при расходе турбины 544 м³/сек.

Водоприемник совмещенной ГЭС с горизонтальными агрегатами может иметь обычные вертикальные решетки в плоскости входа в турбинные водоводы (Киевская ГЭС, рис. 1-14, 17). В последних проектах предусматривается система из вертикальной и горизонтальной (наклонной) решеток, обеспечивающая эффективную гидравлическую очистку горизонтальной решетки (при подъеме затвора перед вертикальной решеткой). Имеются и другие предложения для зданий ГЭС с горизонтальными агрегатами, например водоприемник с полукруглыми решетками (рис. 1-21).

Рис. 4-7. Элементы водоприемника.
а — руслового здания ГЭС; б — приплотинного здания ГЭС.

Водоприемники зданий ГЭС приплотинного типа могут быть открытые (поверхностные) и глубинные. Открытые применяются при незначительной, глубинные — при значительной сработке водохранилища.

По компоновке и конструктивному выполнению водоприемник здания ГЭС приплотинного типа может быть береговым, плотинным или башенным (рис. 4-6).

Береговой водоприемник представляет собой сооружение, врезанное в берег водохранилища. На приплотинных ГЭС этот водоприемник обычно глубинный.

Плотинный водоприемник размещается в теле плотины и может быть глубинным — для питания турбин или водосбросов или открытым — для приема потока, поступающего к водосливу.

¹ В. Г. Айвазян, О размещении сороудерживающих решеток в здании гидростанций, «Гидротехническое строительство», 1959, № 3.

Башенный водоприемник выполняется в виде отдельно стоящей башни с водоприемными отверстиями по всему периметру или на его части. Он находит применение вместо берегового глубинного водоприемника при плохих геологических условиях в бортах водохранилища и на приплотинных ГЭС с арочными, арочно-гравитационными или земляными и каменными плотинами.

Водоприемник начинается в створе верховых оголовков быков (рис. 4-7) и заканчивается во входном сечении $k-k$ турбинной камеры или в начальном сечении напорного трубопровода. Проточная часть водоприемника имеет обычно форму прямоугольного конфузора, образованного криволинейными оголовками.

В водоприемнике можно выделить участки: *входной* — от створа оголовка быка до створа напорной стенки (ниже которой поток становится напорным); *переходный* — соединяющий входной участок с турбинной камерой (русловые ГЭС) или напорным трубопроводом (приплотинные ГЭС). На русловых ГЭС этот участок называют предтурбинной камерой. В конце переходного участка на приплотинных ГЭС имеется *сопрягающий участок*, в пределах которого осуществляется изменение формы поперечного сечения водовода (обычно от прямоугольного к круглому).

На входном участке расположены (рис. 4-7): 1 — основные и промежуточные быки; 2 — забральная и напорные стенки (промежуточная и основные); 3 — порог в виде плоской или криволинейной поверхности, обеспечивающей плавное поступление в водоприемник донных струй и служащий для опирания затворов; пазы затворов, решеток и соросчистительных устройств (грейферные пазы).

На русловых ГЭС иногда перед водоприемником устраивается специальный уступ или порог для задержания влекомых сора и наносов (рис. 1-22).

4-2. ИСХОДНЫЕ ПРЕДПОСЫЛКИ ДЛЯ РАСЧЕТА ОЧЕРТАНИЙ ЭЛЕМЕНТОВ ПРОТОЧНОЙ ЧАСТИ ВОДОПРИЕМНИКА

а) Оптимальные гидравлические очертания

Требования, предъявляемые к энергетическим и водосбросным водоприемникам, несколько различны.

Энергетический водоприемник должен обеспечивать прием воды с потерей энергии, не превышающей величины, которая может быть установлена исходя из энергоэкономического анализа. Вследствие сравнительно малых скоростей воды в энергетическом водоприемнике специальных требований к очертаниям элементов его проточной части из условия ограничения понижения давления обычно не предъявляется.

Водосбросной водоприемник не только должен обеспечивать заданную пропускную способность, но и иметь очертания проточной части, исключающие понижение местного давления до величины, вызывающей кавитацию.

В тех случаях, когда ставится цель получить очертания проточной части, обусловливающие минимальные потери напора и по возможности исключающие местное падение давления, можно ис-

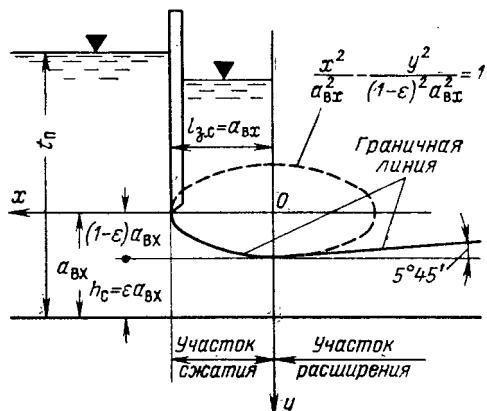


Рис. 4-8. К расчету очертаний входного участка водоприемника.

пользовать при построении профиля элементов водоприемника тот же способ, что и применяется для построения безвакуумного профиля водоизлия плотины. Так, при расчете очертаний потолка входного участка можно исходить из очертания свободной поверхности струи, вытекающей из-под тонкой стенки [92].

Свободная поверхность плоскопараллельной струи, вытекающей из-под затвора, может быть найдена использованием существующих гидромеханических решений для плоскопараллельного потока идеальной жидкости. В действительности водоприемник — конструкция пространственная, а реальный поток является вихревым потоком вязкой жидкости. Однако в практических расчетах можно пойти на упрощение, заключающееся в замене линий токов, найденных гидромеханическим путем, аппроксимирующими эллиптическими кривыми. При этом ставится задача несколько поджать поток за счет более полных очертаний обтекаемых поверхностей подобно тому, как поджимается нижняя граница струи при построении безвакуумного профиля водоизлия. Это дает запас, исключающий возможное появление локальных областей понижения давления, и снижает размах пульсаций давления и скоростей. На потерях напора такое поджатие оказывается незначительно.

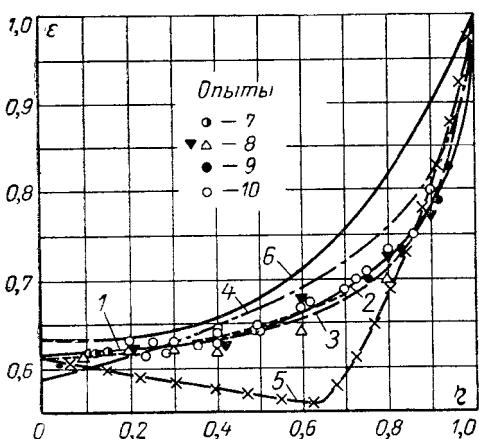


Рис. 4-9. Коэффициенты сжатия.

Расчеты: 1 — Н. Е. Жуковского, Миесса, К. Ф. Химецкого; 2 — В. В. Ведерникова; 3 — А. Д. Альтшуля; 4 — И. Е. Идельчика; 5 — Коха; 6 — Вейбаха. Опыты: 7 — А. Д. Альтшуля; 8 — Н. В. Халтуриной; 9 — А. Р. Березинского; 10 — В. М. Лятышев и А. М. Прудовского.

скопараллельного потока большая полуось эллипса, использующегося при аппроксимации поверхности потока при истечении из-под затвора, может быть принята равной высоте отверстия $a = a_{bx}$ (рис. 4-8), а малая полуось $b = (1 - \varepsilon)a_{bx}$, где ε — коэффициент сжатия струи, $\varepsilon = h_c/a_{bx}$.

Уравнение эллипса с началом координат, лежащим на горизонтальной линии, проходящей через нижнюю кромку стенки, принимает вид:

$$\frac{x^2}{a_{bx}^2} + \frac{y^2}{(1 - \varepsilon)^2 a_{bx}^2} = 1. \quad (4-1)$$

Сжатие струи происходит на участке, равном высоте отверстия. Далее, на участке расширения граничная линия может быть аппроксимирована прямой с наклоном к оси $x-x$, равным 0,1 ($5^\circ 45'$), что отвечает границе транзитной части свободной турбулентной струи с начальным сечением, расположенным в сжатом сечении. Принятая схема достаточно хорошо отвечает опытным данным как при незатопленной, так и затопленной струе.

Коэффициент сжатия струи ε может быть найден по графику, построенному по формуле Н. Е. Жуковского (рис. 4-9)*, или по одной из аппроксимирующих формул (В. В. Ведерникова, И. Е. Идельчика, К. Ф. Химецкого, А. Д. Альтшуля и др.). В настоящей работе предпочтение как более удобной для пользования отдано формуле А. Д. Альтшуля:

$$\varepsilon = 0,57 + \frac{0,043}{1,1 - \eta}, \quad (4-2)$$

где $\eta = a_{bx}/t_{pi}$.

* См. также рис. 4-11 и табл. 4-1.

На рис. 4-10, а сопоставлены граничные линии при $\eta=0$ и $0,8$, построенные по Н. Е. Жуковскому и по уравнениям (4-1) и (4-2). Эллиптические кривые дают более полные очертания, чем по Н. Е. Жуковскому. Отклонение от кривой, отвечающей решению Н. Е. Жуковского, при $x=0$ и $\eta=0,8$ составляет $\Delta y=0,287-0,255=0,032$, или $3,2\%$ от размера отверстия a_{bx} (рис. 4-8), при $x=0$ и $\eta=0$ отклонение $\Delta y=0,399-0,364=0,035$, или $3,5\%$.

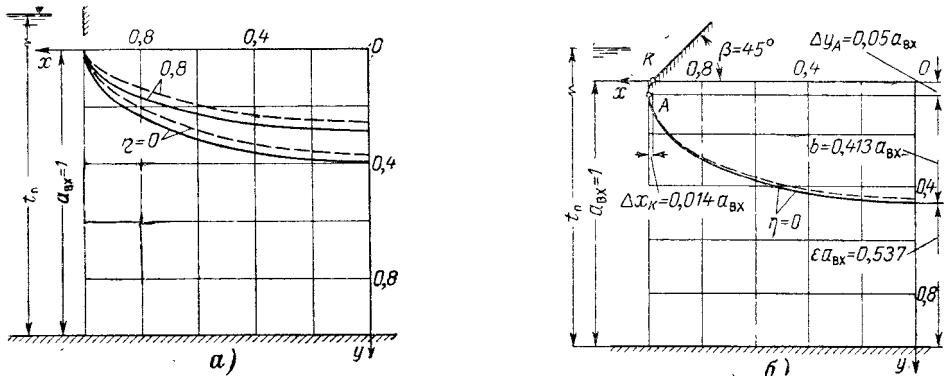


Рис. 4-10. Граничные линии тока при истечении из-под стенки.

а — вертикальная стенка; б — стена под углом 45° ; — — — по Н. Е. Жуковскому; — — — по аппроксимирующему формулам (4-1) и (4-5).

Чтобы аппроксимировать граничную линию при истечении из-под наклонной стенки, использованы координаты граничной линии и значение коэффициента сжатия, найденные гидромеханическим путем для стенки, наклоненной к дну под углом $\beta=45^\circ$ [212] при $\eta=0$. Граничная линия токов при $\beta=45^\circ$, построенная по данным гидромеханического расчета, дана пунктиром на рис. 4-10, б. При высоте входного отверстия $a_{bx}=1$ вершина A кривой лежит ниже сливной кромки на $\Delta y_A=0,05a_{bx}$ и левее на $\Delta x_A=0,014a_{bx}$. Участок граничной линии ниже точки A аппроксимируется эллиптической кривой, имеющей $a=a_{bx}$, $b=(1-\varepsilon-0,05)a_{bx}=0,413a_{bx}$, т. е. кривой

$$\frac{x^2}{a_{bx}^2} + \frac{(y - \Delta y)^2}{(0,413a_{bx})^2} = 1,$$

а выше точки A — дугой окружности, касательной в точке A к входному сечению, а в точке K — наклонной стенке.

При $\beta=90^\circ$ входная кромка стенки совпадает с вершиной A граничной линии тока ($\Delta x_A=0$, $\Delta y_A=0$, рис. 4-10, б). Принимая, что в пределах $90^\circ \geq \beta \geq 45^\circ$ Δy_A и Δx_A изменяются линейно, получаем для этого диапазона β° :

$$\Delta y_A = \frac{0,05(90 - \beta)}{45} a_{bx}; \quad (4-3)$$

$$\Delta x_A = \frac{0,014(90 - \beta)}{45} a_{bx}. \quad (4-4)$$

Таким образом, при $90^\circ \geq \beta \geq 45^\circ$ участок граничной линии тока ниже вершины A строится по уравнению

$$\frac{x^2}{a_{bx}^2} + \frac{(y - \Delta y_A)^2}{(1 - \Delta y_A - \varepsilon)^2 a_{bx}^2} = 1, \quad (4-5)$$

где ε — коэффициент сжатия, найденный по графику на рис. 4-11 или по табл. 4-1, а Δy_A — превышение нижней кромки над вершиной A эллиптической кривой, отвечающей формуле (4-3). Начало координат отстоит от сливной кромки на расстоянии $a_{bx} + \Delta x_A$.

Таблица 4-1

Коэффициент сжатия струи ε при различных степенях стеснения потока η и углах наклона стенки β

η	$\beta=135^\circ$	$\beta=90^\circ$	$\beta=45^\circ$	η	$\beta=135^\circ$	$\beta=90^\circ$	$\beta=45^\circ$
0	0,746	0,611	0,537	0,6	0,758	0,662	0,620
0,1	0,747	0,612	0,546	0,7	0,765	0,687	0,652
0,2	0,747	0,616	0,555	0,8	0,789	0,722	0,698
0,3	0,748	0,622	0,569	0,9	0,829	0,781	0,761
0,4	0,749	0,633	0,580	1,0	1,000	1,000	1,000
0,5	0,752	0,644	0,599				

Если имеет место боковое сжатие, то параметры эллиптического оголовка должны быть иными. Как известно, коэффициент сжатия изменяется в зависимости от абсолютных размеров отверстия и вида сжатия (совершенное, неполное), о чем можно судить по имеющимся данным о характере изменения коэффициента расхода отверстия в зависимости от указанных факторов¹. В тех случаях, когда стеснение потока в вертикальной и горизонтальной плоскостях примерно одинаково, т. е. $\eta_{\text{гор}} \approx \eta_{\text{верт}}$, практически можно принять, что коэффициент сжатия в каждой из плоскостей равен корню квадратному из коэффициента сжатия по площади

$$\varepsilon = \sqrt{\varepsilon_w}.$$

Например, при стеснении потока в вертикальной и горизонтальной плоскостях $\eta=0,2$, имеем $\varepsilon_w=0,61$, $\varepsilon=\sqrt{0,61}=0,78$. Это значит, что в данном случае малая полуось оголовка эллиптического очертания, приближающегося к гидравлически оптимальному, составляет $(1-\varepsilon)a_{\text{вх}}=0,22a_{\text{вх}}$, а не $0,39a_{\text{вх}}$, как это было бы лишь при стеснении в вертикальной плоскости.

Для уменьшения длины переходного участка идут на уменьшение большой полуоси эллипса, вплоть до замены эллипса дугой окружности. В результате неизбежны местные падения давления на оголовке, величины которых определяются экспериментально.

При расположении порога водоприемника выше дна подводящего русла эллиптические очертания потолка и порога можно определить, разделив, по С. И. Егоршину, поток на две части поверхностью, образующейся линиями токов, близкими к горизонтальным, и рассматривая части потока выше и ниже

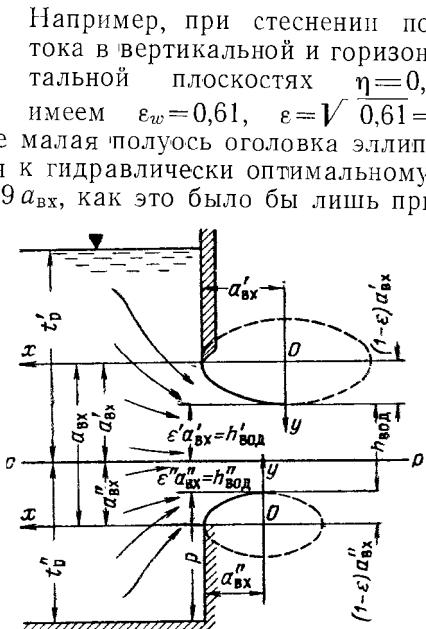


Рис. 4-12. Схематическая модель граничных линий токов при двустороннем сжатии потока.

¹ В. А. Бахметев, Гидравлика, 1934.

этой поверхности независимо друг от друга. Подобная схематизация близка к действительности в случае плоскопараллельного потока.

На осевой вертикальной плоскости в пределах подводящего русла указанная поверхность раздела дает след в виде линии $p-p'$, которую принимаем за прямую (рис. 4-12). Зная положение этой линии, мы имеем возможность рассчитывать координаты потолка и порога входного участка при их эллиптическом очертании.

б) Определение положения раздельной линии

Раздельная линия — след поверхности на осевой вертикальной плоскости, делящей поток, поступающий в водоприемник, на восходящий и нисходящий. В зависимости от высотного положения отвер-

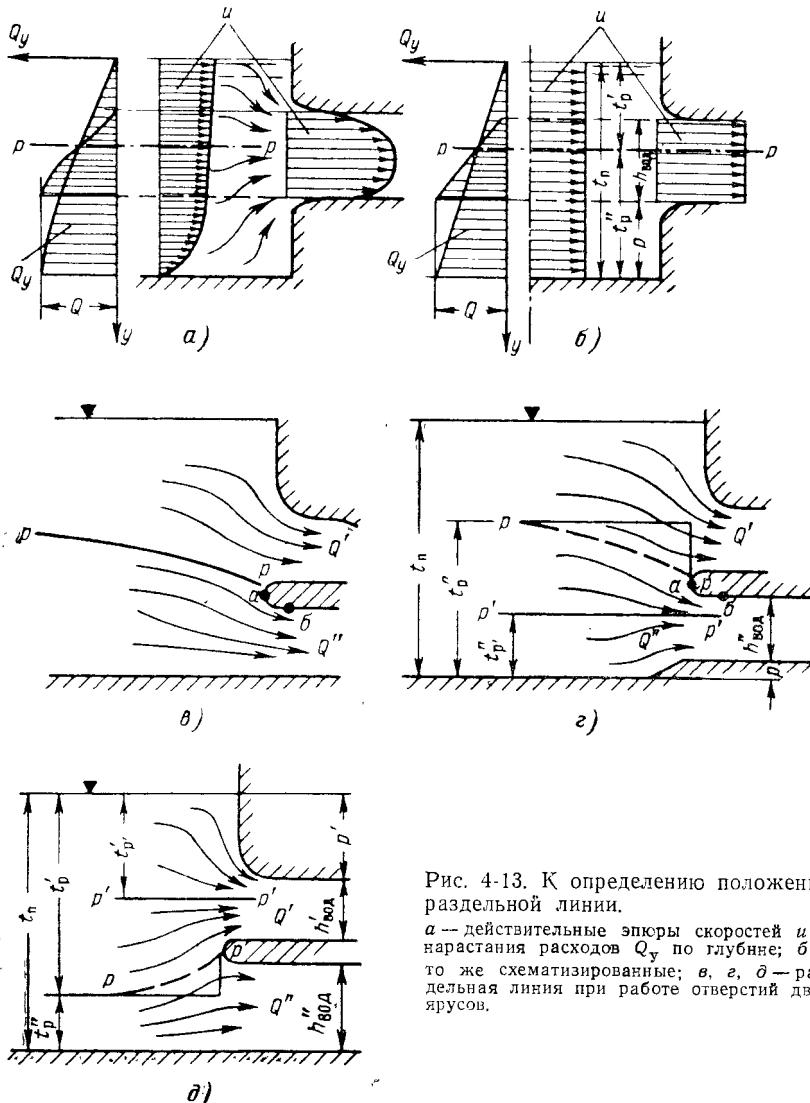


Рис. 4-13. К определению положения раздельной линии.

а — действительные эпюры скоростей u и нарастания расходов Q_y по глубине; *б* — то же схематизированные; *в, г, д* — раздельная линия при работе отверстий двух ярусов.

стия эта линия может проходить через центр отверстия водоприемника, совпадать со свободной поверхностью, с дном подводящего русла или занимать промежуточное положение.

При двухъярусном водоприемнике с работающими отверстиями обоих ярусов приходится идти на еще большую схематизацию. Если

порог нижнего отверстия находится на одном уровне с дном подводящего русла, то раздельная линия $p-p$ обычно будет криволинейной (рис. 4-13, δ). Когда порог водоприемника возвышается над дном отвечающего русла, могут быть проведены две раздельные линии. Одна из них делит поток на поступающий в верхнее и нижнее отверстия; линия эта криволинейна, и лишь грубая схематизация явления, допустимая в целях хотя бы приближенного определения координат эллиптических профилей проточной части водоприемника, позволяет заменить ее ломаной (рис. 4-13, ε , δ). Другая раздельная линия $p'-p'$, соответствующая поверхности, делающей поток, поступающий в нижнее или верхнее отверстие, на восходящий и нисходящий, близка к прямой.

Смысл и возможность замены при работе отверстий двух ярусов действительной криволинейной раздельной линии некоторой условной ломаной.

Смысл и возможность замены при работе отверстий двух ярусов действительной криволинейной раздельной линии некоторой условной ломаной.

Рис. 4-14. Схематическая воздушная модель двухъярусного водоприемника ($Q'/Q''=1/5$). — — — действительные раздельные линии при работе отверстий двух ярусов; - - - то же схематизированные.

ной линией заключается в том, что участок $a-b$ оголовка, построенный исходя из условий обтекания его потоком, ограниченным ломаной линией, окажется в действительности почти в таких же или лучших условиях, что и в реальной ситуации.

На рис. 4-14 показаны линии токов при входе в водоприемник одной из схематических моделей ГЭС (НИС Гидропроекта) и нанесены действительная и схематизированная раздельные линии. Очертания входных оголовков, улучшающих условия поступления потока в отверстия, в данном случае могут быть найдены непосредственно по опытным данным.

Если же проточной части придавать эллиптические очертания, то для определения параметров эллипсов необходимо знать положение схематизированных раздельных линий, что можно сделать графически (рис. 4-13, a , b) или по формулам, интерпретирующими графическое решение.

На рис. 4-13, a изображены эпюры скоростей и интегральные эпюры $Q_y = \int_0^y U b dy$ расходов, где b — ширина блока водоприемника.

На рис. 4-13, b такие же эпюры построены исходя из предположения постоянства скорости по глубине подводящего русла. Положение раздельной линии определяется точкой пересечения интегральных эпюр расхода или по формулам, полученным исходя из подобия треугольников.

При одном работающем отверстии (рис. 4-13, b) превышение раздельной линии тока над дном подводящего русла равно:

$$t''_{\text{p}} = \frac{pt_{\text{n}}}{t_{\text{n}} - h_{\text{вод}}} . \quad (4-6)$$

Обозначения ясны из рис. 4-13. При нулевой высоте порога $p=0$ раздельная линия совпадает с дном подводящего русла. При истечении

через водослив ($p = t_{\text{п}} - h_{\text{вод}}$) она совпадает со свободной поверхностью верхнего бьефа.

При расположении центра отверстия на половине глубины подводящего русла ($p = \frac{t_{\text{п}} - t_{\text{вод}}}{2}$) раздельная линия проходит через центр отверстия.

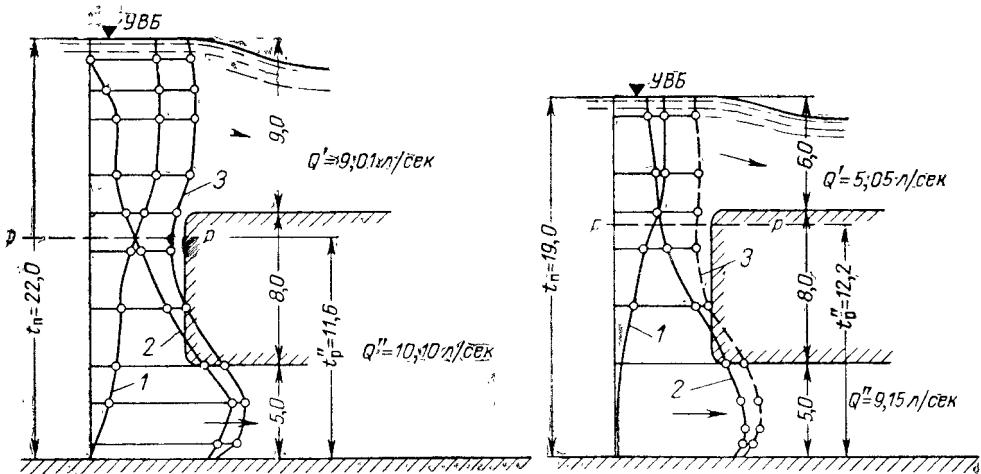


Рис. 4-15. Эпюры скоростей при раздельной (1 и 2) и совместной (3) работе водосбросов. Размеры модели в сантиметрах. Ширина водослива и донного отверстия в свету 16,1 см.

При двухъярусном водоприемнике положение раздельной линии $p-p$, условно делящей поток на части, поступающие в отверстия различных ярусов, определяется из отношений (рис. 4-13):

$$\frac{t_{\text{п}} - t''_p}{t''_p} = \frac{Q'}{Q''}; \quad \frac{t_{\text{п}} - t'_p}{t'_p} = \frac{Q''}{Q'},$$

откуда

$$t''_p = \frac{Q'' t_{\text{п}}}{Q' + Q''}; \quad t'_p = \frac{Q' t_{\text{п}}}{Q' + Q''}. \quad (4-7)$$

Индексом «прим» обозначены величины, относящиеся к отверстию верхнего яруса, «два прим» — к нижнему.

Положение раздельной линии $p'-p'$, делящей поток одного из ярусов на восходящий и нисходящий, определяется: при ее положении ниже линии $p-p$ (рис. 4-13, δ) по формуле

$$t''_{p'} = \frac{pt''_p}{t''_p - h'_{\text{вод}}}, \quad (4-8)$$

а выше линии $p-p$ (рис. 4-13, δ) — по формуле:

$$t'_{p'} = \frac{pt'_p}{t'_p - h'_{\text{вод}}}. \quad (4-8')$$

Совпадение схематизированных раздельных линий с реальными тем лучше, чем толще раздельный оголовок между отверстиями ярусов.

На рис. 4-15 представлены эпюры скоростей в верхнем бьефе модели двухъярусного водосброса при пропуске воды только через водослив или донный водосброс или при их совместной работе (опыты Н. В. Си-

ницына, БПИ). Положение раздельной линии $p-p$ определено по формулам (4-7). Судя по эпюре скоростей, соответствующей суммарному расходу, расчет дает положение раздельной линии, близкое к действительному.

в) Оценка возможности возникновения кавитации

Как известно, кавитация возникает там, где местное давление, понижаясь, достигает некоторого критического значения, при котором происходит выделение из воды пара. Парогазовые каверны, снесенные в область повышенного давления, разрушаются, что сопровождается кавитационной эрозией поверхностей. Таким образом, из этой упрощенной схемы процесса кавитации следует, что установление возможности возникновения кавитации заключается прежде всего в определении величины давления на поверхности данного элемента проточной части сооружения, по которому можно, пока ориентировочно, оце-

нить, ожидается ли в рассматриваемом случае кавитация или она исключена.

Во избежание кавитационной эрозии элементам водоприемника требуется придавать очертания, исключающие возможность возникновения кавитации в данных конкретных условиях. Кавитация допустима лишь в тех случаях, когда кавитационный режим устанавливается относительно редко и когда может оказаться выгодным удешевление сооружения за счет допущения в некоторых режимах кавитации, вызывающей определенные затраты на ликвидацию последствий кавитационной эрозии.

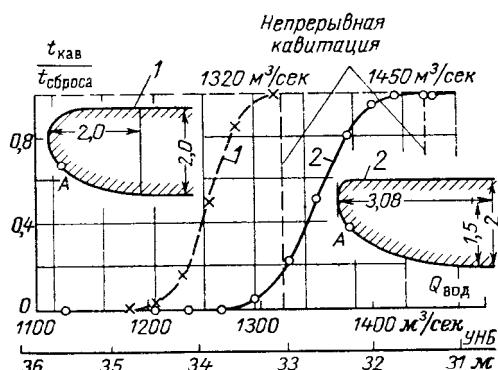


Рис. 4-16. Относительная продолжительность кавитации $t_{\text{кав}}/t_{\text{сброса}}$ (модель в масштабе 1:30) на оголовке водосброса Саратовской ГЭС в точке А.

1 — оголовок очерчен по лемнискате; 2 — по эллиптической кривой.

С приближением давления к критическому, отвечающему возникновению кавитации, очаги кавитации появляются прежде всего в области повышенной пульсации давления. В этом случае относительная продолжительность кавитации зависит от суммарного времени, в течение которого давление достигает за счет пульсации критического значения. В связи с этим интересным и удобным для использования является график, составленный по лабораторным данным, рис. 4-16 [160]. По графику можно определить время кавитации при заданной продолжительности пропуска через водосбросы расхода определенной величины. Автор указывает, что поскольку резкое увеличение интенсивности кавитационной эрозии начинается через 2—4 ч работы в кавитационном режиме, то, например, через водосброс с оголовком 2 расход, равный $1320 \text{ м}^3/\text{сек}$ ($\nabla \text{УНБ} \approx 33 \text{ м}$), можно пропускать без существенных кавитационных повреждений примерно в течение 8—16 ч (так как при этом $t_{\text{кав}}/t_{\text{сброса}} = 0,2$ и, следовательно, $t_{\text{кав}} = 0,2t_{\text{сброса}} = 0,2(8 \div 16) = 1,6 \div 3,2 \text{ ч}$, что меньше 2—4 ч). Допуская кратковременную работу сооружения в условиях кавитации, следует принять меры для повышения кавитационной стойкости материала соответствующих элементов сооружения [21].

Однако в настоящее время установить расчетным путем интенсивность кавитационной эрозии не представляется возможным, поэтому,

а также из-за несовершенства методов прогнозирования кавитации, едва ли возможно при гидравлических расчетах подходить к решению вопроса о допущении кавитации.

Зная зависимость давления насыщенных водяных паров $p_{\text{нас}}/\gamma$ от температуры воды (табл. 4-2) и учитывая падение атмосферного давления на величину $\nabla z/900$ в зависимости от абсолютной отметки ∇z точки i и возможное его падение на 0,39 м в зависимости от метеорологических условий, получаем следующее выражение вакуума, отвечающего давлению насыщенных водяных паров, т. е. критическому давлению $(p/\gamma)_{\text{кр}}$:

$$\left(\frac{p_{\text{вак}}}{\gamma} \right)_{\text{кр}} = 10,33 - \frac{\nabla z}{900} - 0,39 - \frac{p_{\text{нас}}}{\gamma} = 9,94 - \frac{\nabla z}{900} - \frac{p_{\text{нас}}}{\gamma} [m], \quad (4-9)$$

где 10,33 м — нормальное атмосферное давление.

Таблица 4-2

Давление насыщенных водяных паров в зависимости от температуры

$T, {}^{\circ}\text{C}$	0	5	10	20	30	40	60	100
$\frac{p_{\text{нас}}}{\gamma}, m$	0,06	0,09	0,12	0,24	0,48	0,75	2,03	10,33

Рассматривая вакуум как отрицательное избыточное давление, имеем

$$\left(\frac{p}{\gamma} \right)_{\text{кр}} = - \left(\frac{p_{\text{вак}}}{\gamma} \right)_{\text{кр}}. \quad (4-10)$$

Во избежание возникновения кавитации требуется, чтобы вакуум в рассматриваемой точке i был меньше его критического значения или, другими словами, избыточное давление $(p/\gamma)_i$ было больше критического:

$$\left(\frac{p_{\text{вак}}}{\gamma} \right)_i < \left(\frac{p_{\text{вак}}}{\gamma} \right)_{\text{кр}}; \quad (4-11)$$

$$\left(\frac{p}{\gamma} \right)_i > \left(\frac{p}{\gamma} \right)_{\text{кр}}. \quad (4-11')$$

Для определения осредненного по времени давления в некоторой точке i входного или переходного участков водоприемника, очерченных по эллиптической кривой или по дуге окружности, используется экспериментальный «коэффициент давления» \bar{C}_p , представляющий собой (рис. 4-17) разность давлений в данной точке — гидростатического (отвечающего глубине t_i ее погружения под уровень верхнего бьефа) и действительного $(p/\gamma)_i$, отнесенную к скоростному напору в характерном сечении:

$$\bar{C}_p = \frac{\Delta \left(z + \frac{p}{\gamma} \right)}{\frac{v_k^2}{2g}} = \frac{\nabla \text{УВБ} - \nabla \left(z + \frac{p}{\gamma} \right)_i}{\frac{v_k^2}{2g}}, \quad (4-12)$$

где v_k — скорость в каком-либо характерном сечении (на рис. 4-17 — в конечном сечении $k-k'$ переходного участка).

Из формулы (4-12) следует, что давление в точке i , имеющей отметку ∇z , равно:

$$\left(\frac{p}{\gamma}\right)_i = \nabla \text{УВБ} - \nabla z - \bar{C}_p \frac{v_k^2}{2g}. \quad (4-13)$$

Коэффициент \bar{C}_p определяется обычно как величина, осредненная по времени. Расчет актуального (мгновенного) давления должен производиться с учетом поправки ΔC_p на пульсацию давления

$$C_p = \bar{C}_p + \Delta C_p = \bar{C}_p + \frac{\left(\frac{p}{\Upsilon}\right)'}{v^2/2g}, \quad (4-14)$$

где $(p/\gamma)'$ — пульсационная составляющая актуального давления.

При определении C_p лабораторным путем опыты в большинстве случаев проводятся на моделях с гладкими поверхностями. В натуре

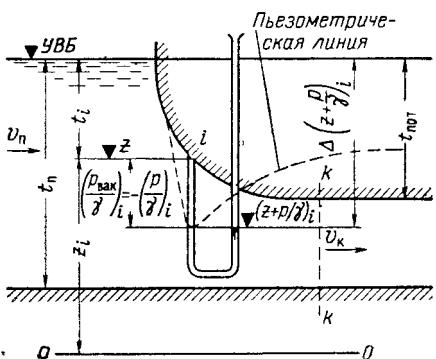


Рис. 4-17. К определению коэффициента \bar{C}_p .

ияющая актуального давления. Прямым путем опыты в большинстве гладкими поверхностями. В натуре оголовки и другие элементы проточной части имеют местные неровности, а порой — значительную шероховатость. Понижение давления за местными неровностями и выступами шероховатости можно учесть введением в уравнение (4-13) дополнительного члена, выражающего это понижение давления волях от скоростного напора, вычисленного по скорости v набегания потока на неровности и выступы шероховатости. Разумеется, в действительности, пульсационная составляющая давления в свою очередь зависит от состояния поверхности, обтекаемой потоком (от величины и формы

местных выступов и выступов зернистой щероховатости), а величина понижения давления за неровностями сама по себе содержит пульсационную составляющую. Однако вопрос этот в настоящее время пока не изучен. Поэтому приходится принимать:

$$\left(\frac{p}{\gamma}\right)_i = \nabla \text{YVB} - \nabla z - C_p \frac{v_k^2}{2g} - k\tau \frac{u^2}{2g}, \quad (4-15)$$

где k — коэффициент, учитывающий местное понижение давления при набегании потока на отдельные местные неровности или выступы шероховатости; τ — поправочный коэффициент, учитывающий эффект взаимного затенения неровностей естественной шероховатости (функция затенения).

Значения коэффициента C_p даны в § 4-3.

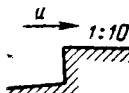
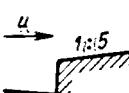
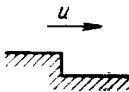
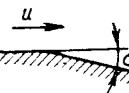
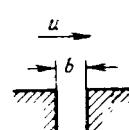
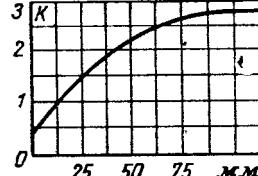
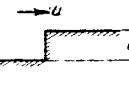
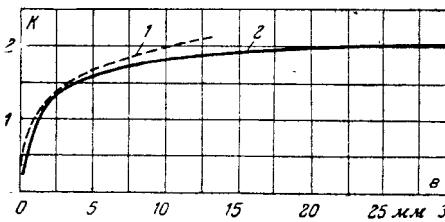
При изучении влияния неровностей на возникновение кавитации экспериментально определяется для неровностей различного вида (табл. 4-3) так называемый критический параметр кавитации [213]

$$k_{kp} = \frac{H_{0,kp} - H_{kp}}{u^2/2g},$$

где $H_{0,kr}$ — осредненное по времени абсолютное давление в потоке вблизи неровности, без учета понижения давления при набегании потока на неровность; H_{kr} — абсолютное давление в потоке, при котором возникает кавитация.

Таблица 4-3

Критические параметры кавитации для отдельных неравнностей

№ п/п.	Эскиз образца	Краткая характеристика образца	k
1		Прямой выступ в глубоком двумерном потоке	2,2
2		Выступ с прямым уклоном	2,3
3		Выступ с обратным уклоном	2,0
4		Обратный уступ	1,06
5		Излом поверхности	1,05
6			
7			

При наклоне по течению лобовой грани на 45° k уменьшается в 0,75 раз, при наклоне на $10-15^\circ$ k становится равным 0,3—0,5 (при высоте выступа 1 мм и более).

Разность $H_{o,kr} - H_{kr}$ определяет понижение давления при набегании потока на неровности в стадии зарождающейся кавитации. Имея в виду, что в стадии зарождающейся кавитации соблюдаются неравенства (4-11) и (4-11'), принимаем значение k в формуле (4-15) равным критическому параметру кавитации $k = k_{kr}$ и в дальнейшем индекс «kr» опускаем.

Для неровностей шероховатости значения $k=k_{kp}^*$ приведены в табл. 4-4. При учете отдельных неровностей принимается $\tau=1$.

Значения k в табл. 4-3, схемы 1—4, получены при высоте неровностей $e \approx 2 \text{ мм}$ и большей. В то же время имеются данные об изменении k в зависимости от высоты неровностей. Экспериментальные кривые $k=f(e)$ приведены в табл. 4-3 на схеме 7 [1 — кривая И. Холла (США), 2 — кривая Р. С. Гальперина и Г. Н. Цедрова (НИС Гидропроекта)].

При естественной зернистой шероховатости (предполагается, что цементная пленка разрушена) функция затенения τ определяется по графику (рис. 4-18), а k — по табл. 4-4.

При использовании графика длина водоворотной области L за выступающими частицами заполнителя принимается равной $L=(2 \div 4) d_{cp}$, где d_{cp} — средний диаметр заполнителя. Высота выступов естественной

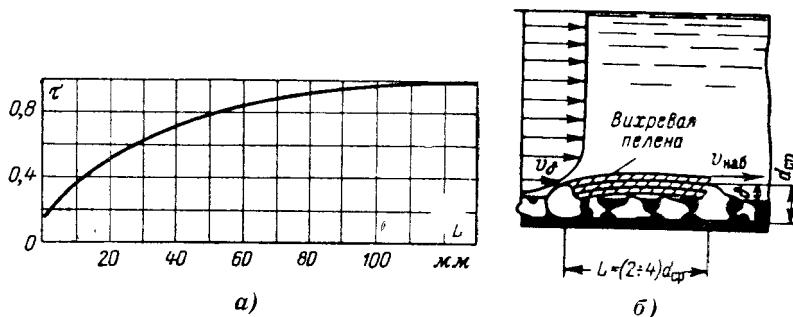


Рис. 4-18. К расчету возможности возникновения кавитации.
а — график функции затенения; б — затенение выступами естественной шероховатости выступов, лежащих ниже по течению.

шероховатости принималась равной $\delta = (0,25 \div 0,5) d_{cp}$. На таком расстоянии от дна следовало бы принимать при расчете оголовков скорость набегания u на выступы естественной шероховатости. Приближенно в сечениях входного участка эту скорость можно принимать равной средней скорости в данном сечении, поскольку на этом конфузорном участке происходит выравнивание поля скоростей по сечению. Из приведенных И. Е. Идельчиком¹ данных о структуре потока в зоне действия отверстия следует, что даже при острых кромках входных патрубков круглого или квадратного сечения скорости у стенок практически равны средней скорости. Пренебрегая, по-видимому, можно

Таблица 4-4

Критические параметры кавитации k для одиночных фракций крупного заполнителя на гладкой поверхности [67]

Крупный заполнитель	k
Рваный щебень	3,8—4,0
Окатанный гравий	2,5—3,0
Очень хорошо окатанный гравий, галька	1,4—1,6

гая возможным падением скорости вблизи в расчёт вводить меньшее значение k , чем указано в табл. 4-4.

Для решения вопроса о возможности возникновения кавитации в данной точке i вычисленное по (4-15) значение $(p/\gamma)_i$ или отвечающий этому давлению вакуум следует сопоставить с $(p/\gamma)_{kp}$ или $(p_{vac}/\gamma)_{kp}$, вычисленными по (4-11) и (4-11').

* Значения k_{kp} можно использовать также при определении понижения давления за неровностями при любом давлении, большем $(p/\gamma)_{kp}$ [212].

¹ И. Е. Идельчик, Гидравлические сопротивления, Госэнергоиздат, 1954, стр. 54.

Для того чтобы получить формулу для расчета заглубления t_i данной точки i под уровень верхнего бьефа, при котором не будет возникать кавитация, подставим в неравенство (4-11) выражения (4-9) и (4-15) и решим полученное уравнение относительно искомого заглубления (рис. 4-17):

$$\nabla \text{УВБ} - \nabla z - C_p \frac{v^2}{2g} - k\tau \frac{u^2}{2g} < - \left(9,94 - \frac{\nabla z}{900} - \frac{p_{\text{нас}}}{\gamma} \right); \quad (4-16)$$

$$t_i \geq - \left(9,94 - \frac{\nabla z}{900} - \frac{p_{\text{нас}}}{\gamma} \right) + C_p \frac{v^2}{2g} + k\tau \frac{u^2}{2g}. \quad (4-17)$$

Изложенный способ оценки возможности появления кавитации является приближенным. Пока нет вполне достоверных значений коэффициентов C_p , k , τ и пульсационной составляющей $(p/\gamma)'$. Суммирование составляющих давления, обусловленных влиянием форм поверхности, ее неровностей, и пульсации давления производится условно. Но, пожалуй, наиболее слабым местом расчета является определение скорости набегания потока на неровности, поскольку эта скорость зависит не только от характера, распределения скоростей по сечению, но и от их изменения по длине в связи с развитием пограничного слоя вследствие эффекта вязкого торможения жидкости стенками.

4-3. ОЧЕРТАНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ ПРОТОЧНОЙ ЧАСТИ ВОДОПРИЕМНИКА

Очертания оголовков водоприемника, забарьерной стенки, участка сопряжения напорной стенки с потолком переходного участка, близкие к гидравлически оптимальным, определяются по формулам и графикам, приведенным в § 4-2. Потери напора

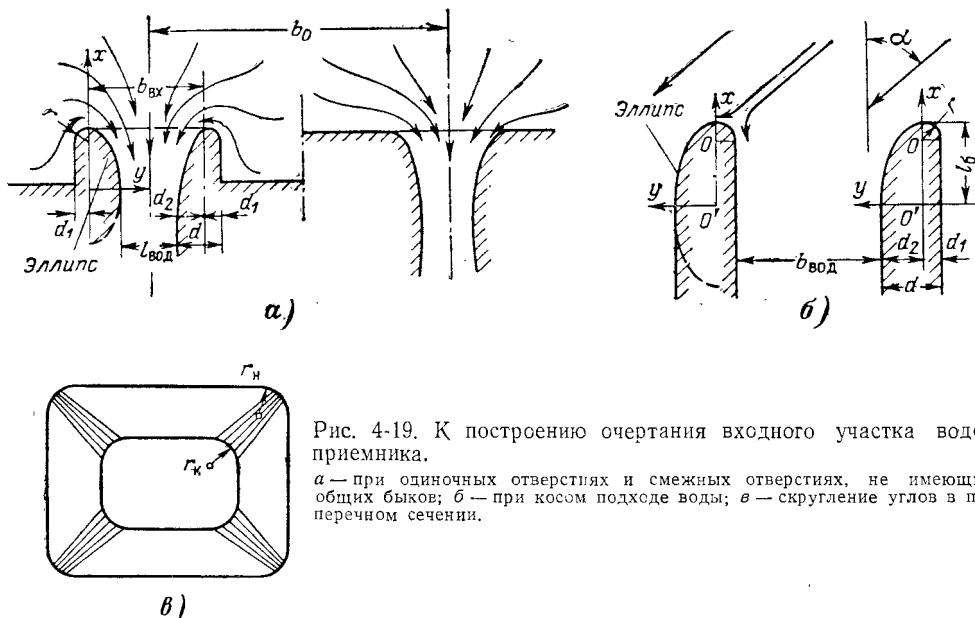


Рис. 4-19. К построению очертания входного участка водоприемника.

a — при одиночных отверстиях и смежных отверстиях, не имеющих общих быков; *б* — при косом подходе воды; *в* — скругление углов в поперечном сечении.

в этом случае будут минимальными, коэффициент C_p на участке от начала до конца эллиптической кривой близок к единице.

Если быки выдвинуты в верхний бьеф настолько, что поток между ними можно рассматривать как плоскопараллельный, то при определении очертаний оголовка (и порога), расположенного в глубине водоприемника, коэффициент сжатия определяется по формуле (4-2) или графику на рис. 4-11.

Когда оголовок или забралыная стенка начинаются непосредственно от входного сечения водоприемника, а поток стеснен в вертикальной (заглубленное отверстие, порог), и в горизонтальной (рис. 4-19,*a*) плоскостях, расчет эллиптических очертаний входного участка при $\eta_{\text{гор}} \neq \eta_{\text{верт}}$, но $\eta_{\text{гор}} < 0,2$, $\eta_{\text{верт}} > 0,2$ или при любых значениях $\eta_{\text{гор}} = \eta_{\text{верт}}$ может быть произведен опять-таки по формулам (4-1), (4-2), но с учетом того, что

$$\eta = \frac{a_{\text{вх}} b_{\text{вх}}}{t_{\text{н}} b_0} \text{ и } \varepsilon = \sqrt{\frac{\omega}{\omega_0}}.$$

Обозначения ясны из рис. 4-19,*a* или пояснены ранее.

При известных размерах прямоугольного поперечного сечения водоприемника за входным участком эллиптического очертания размеры входного отверстия могут быть определены из уравнения

$$\varepsilon_0 = \frac{\omega_{\text{сж}}}{\omega_{\text{вх}}} ; \frac{h_{\text{вод}} b_{\text{вод}}}{t_{\text{вх}} b_{\text{вх}}} = 0,57 + \frac{0,043}{1,1 - \frac{a_{\text{вх}} b_{\text{вх}}}{t_{\text{н}} b_0}}.$$

Решая это уравнение относительно $a_{\text{вх}} b_{\text{вх}}$, получаем:

$$\omega_{\text{вх}} = a_{\text{вх}} b_{\text{вх}} = 0,58 \omega_0 + 0,88 \omega_{\text{сж}} - \sqrt{(0,58 \omega_0 + 0,88 \omega_{\text{сж}})^2 - 1,93 \omega_0 \omega_{\text{сж}}}, \quad (4-18)$$

где $\omega_0 = t_{\text{н}} b_0$, $\omega_{\text{сж}} = h_{\text{вод}} b_{\text{вод}}$; в плоскопараллельном потоке $b_0 = b_{\text{вод}}$.

В рассматриваемом случае малые полуоси верхнего и нижнего оголовков равны, как и ранее, $(1-\varepsilon) 0,5 a_{\text{вх}}$, а малые полуоси боковых оголовков (рис. 4-19) $d_2 = 0,5 (b_{\text{вх}} - b_{\text{вод}})$.

Если водоприемник выступает в верхний бьеф (рис. 4-19,*b*), то с наружной стороны каждый оголовок может быть очерчен по дуге окружности радиусом $r = d_1 = 0,25 d$, что дает толщину быка

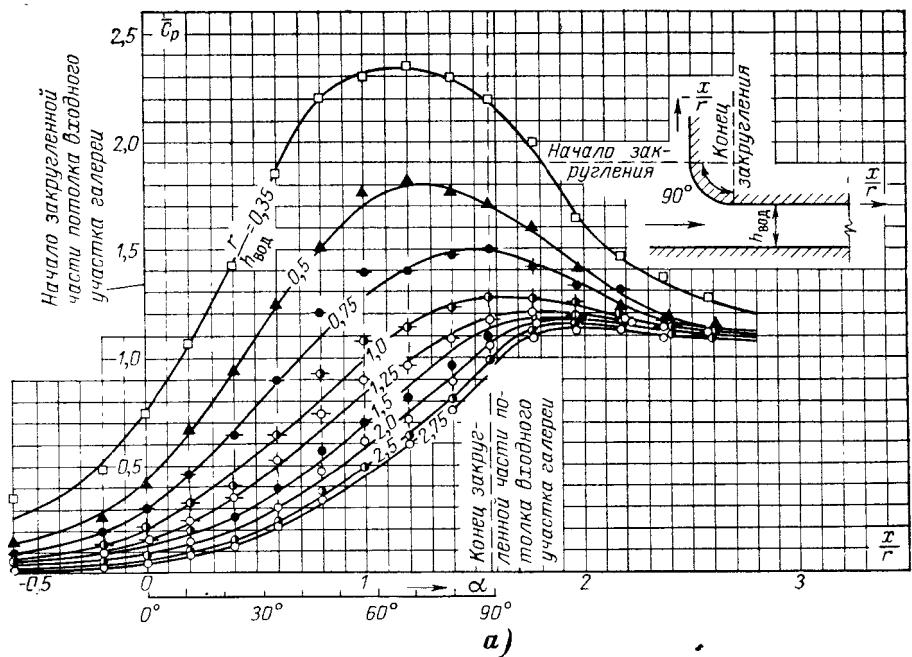
$$d = \frac{2}{3} (b_{\text{вх}} - b_{\text{вод}}).$$

Замена очертаний, близких к гидравлически оптимальным, менее совершенными, но достаточно плавными несколько увеличивает потери напора в водоприемнике (правда, весьма незначительно, см. § 4-5) и приводит к локальным понижениям давления. Переход к более простым очертаниям целесообразен из производственных соображений, но допустим лишь при надлежащем заглублении отверстия под уровень, обеспечивающем такое давление на оголовки, при котором кавитация отсутствует или продолжается в течение ограниченного времени.

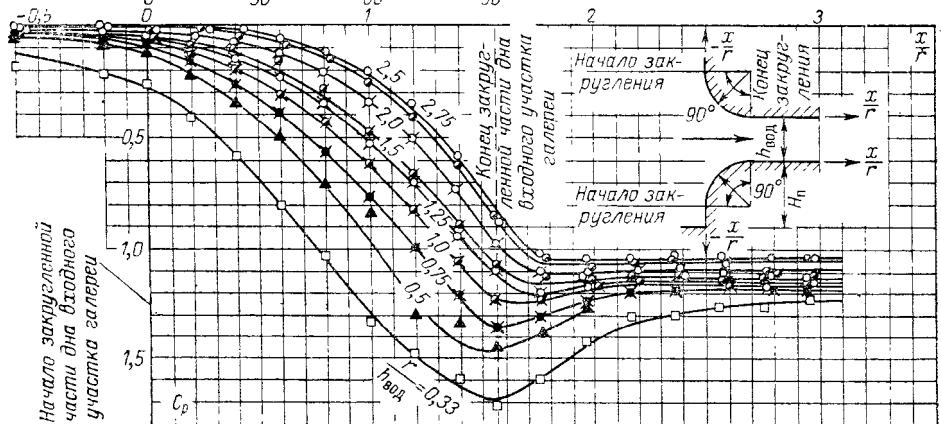
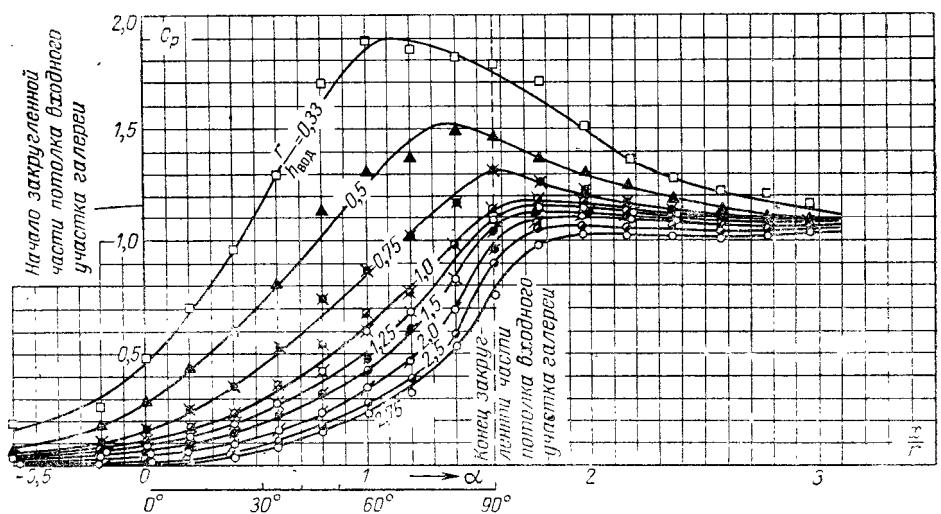
Б. М. Чиквашвили изучил распределение давления на оголовках кругового очертания в плоскопараллельном потоке, который может иметь место при выдвинутых в верхний бьеф быках [299]. Для определения давления в любой точке оголовка им предложены графики $C_p = f(r/h_{\text{вод}}, x/r)$ (рис. 4-20). Погружение отверстия под уровень составляло при проведении опытов от 1 до 35 высоты отверстия [299], что позволяет пренебречь влиянием $\eta = a_{\text{вх}}/t_{\text{н}}$ на распределение давления.

Кроме того, Б. М. Чиквашвили получил данные о пульсационной составляющей давления на стенки за оголовками кругового очертания (рис. 4-20) при относительном заглублении начала кривой верхнего оголовка под уровень $\Delta t/h_{\text{вод}} = 4,8 \div 5$, ширине верхнего бьефа $B/b > 3$ и $b/h_{\text{вод}} = 0,3 \div 2$.

Значения $\delta = 2g\sigma/v^2$ он дает в функции относительного радиуса оголовка $r/h_{\text{вод}}$ (рис. 4-21), σ — среднеквадратичное значение пульсационной составляющей давления. Вводить в расчет он предлагает $\Delta C_p = 4 \frac{2g\sigma}{v^2}$,



a)



b)

Рис. 4-20. Графики зависимости $C_p = f\left(\frac{r}{h_{вод}}, \frac{x}{r}\right)$.

a — для кругового оголовка при $p=0$; *б* — то же для потолка и порога при $\frac{p}{h_{вод}} \geq (1,2 \div 1,8)$.

т. е. отходит от правила „трех сигм“, согласно которому мало вероятно, чтобы отклонение случайной величины от ее среднего значения превышало по абсолютной величине 3σ (при нормальном законе распределения вероятность того, что пульсационная составляющая p' по абсолютной величине не превысит 3σ , равна 0,9973). Таким образом (по Б. М. Чиквашвили), для оголовков круглого очертания

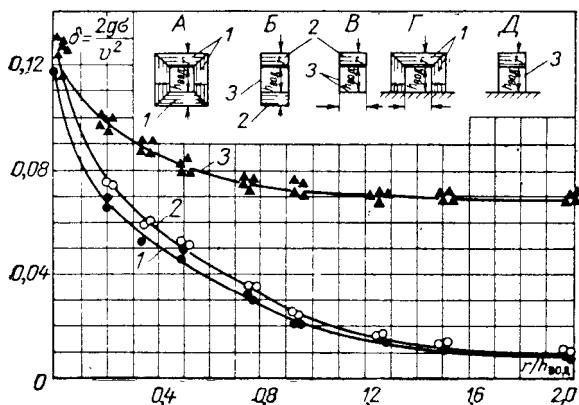


Рис. 4-21. График для определения пульсационной составляющей давления за оголовками круговых очертаний.

1 — оголовки водоприемников А и Г; 2 — оголовки водоприемников Б, В, Д; 3 — стеки водоприемников Б, В, Д (боковые плавноочерченные оголовки отсутствуют).

Пример 1. Определение наименьшего значения давления и координат соответствующих точек для входного оголовка (и порога) кругового очертания (по Б. М. Чиквашвили). Ширина водосброса $b=2,5$ м, высота $h_{вод}=4,0$ м, радиусы закругления оголовка и (порога) $r=3,0$ м, высота порога $r_{пор}=30$ м. Отметка дна входного участка водосброса $\nabla z_{ди}=171$ м, потолка $\nabla z_{пот}=175$ м, уровень верхнего бьефа $\nabla УВБ=200,0$ м, отметка дна подводящего русла 141,0 м, $Q=210$ м³/сек.

Оголовок облицован металлом, местные неровности на облицовке отсутствуют ($k=0$). Быки выдвинуты в верхний бьеф.

$$\text{Определяем } v_{к-к} = \frac{Q}{\omega} = 21,0 \text{ м/сек}, v_{к-к}^2/2g = 22,4 \text{ м}, r/h_{вод} = 0,75, p_{пор}/h_{вод} = 7,5.$$

Так как $p_{пор} > 1,8h_{вод}$, для определения значения \bar{C}_p можно воспользоваться графиком, приведенным на рис. 4-20,б. При $x/r=1,57$ (в конце закругления) как на оголовке, так и на пороге $\bar{C}_p=1,35$.

Для определения ΔC_p воспользуемся графиком (рис. 4-21). При выдвинутых быках возмущение потока при поступлении в отверстие водоприемника будет меньше, чем без быков. Кривые на рис. 4-21 построены по данным опытов при отсутствии быков, поэтому по кривой 1, по-видимому, пульсационную составляющую мы несколько завышаем.

При $\frac{r}{h_{вод}} = \frac{3}{4}$ по кривой 1 имеем $\delta = 0,03$. Тогда $C_p = \bar{C}_p + 4\delta = 1,35 + 4 \times$

$\times 0,03 = 1,47$. По формуле (4-15) при $k=0$ получаем у потолка ($x/r=1,57$)

$$\frac{p}{\gamma} = \nabla УВБ - \nabla z - C_p \frac{v^2}{2g} = 200,0 - 175,0 - 1,47 \cdot 22,4 = -7,9 \text{ м.}$$

Аналогично на нижнем оголовке $p/\gamma = -4,0$ м.

Без учета пульсационной составляющей имеем соответственно $p/\gamma = -4,3$ и $-1,3$ м.

Пример 2. Определение минимально возможного заглубления отверстия водоприемника под уровень верхнего бьефа при условии отсутствия кавитации (для водосброса с параметрами предыдущего примера). Оголовок выполнен из бетона, естественная шероховатость которого образуется заполнителем в виде хорошо окатанного выступающего из цементного камня гравия, имеющего средний диаметр 8 мм. Скорость набегания и считаем равной средней скорости в концевом сечении v_k , поскольку здесь достигает максимального значения коэффициент \bar{C}_p .

Из табл. 4-4 и по графику на рис. 4-18 находим $k=1,4$, $\tau=0,6$. Из предыдущего примера имеем для сечения в конце закругления оголовка $C_p = 1,47$; $\nabla z = \frac{175}{900} \approx 0,2$ м.

По формуле (4-17) при $t^o = 20^\circ \text{C}$, $p_{\text{нас}} = 0,24 \text{ м}$ получаем:

$$t_i = - \left(9,94 - \frac{\nabla z}{900} - 0,24 \right) + C_p \frac{v^2}{2g} + k \tau \frac{u^2}{2g} = - (9,94 - 0,2 - 0,24) + \\ + 1,47 \cdot 22,4 + 1,4 \cdot 0,6 \cdot 22,4 = 42,2 \text{ м}; \\ \nabla z_i = \nabla \text{УВБ} - t_i = 200,0 - 42,2 = 157,8 \text{ м.}$$

Если оголовок выполнить с облицовкой, не имеющей местных неровностей, то последний член в формуле (4-16) равен нулю, что дает заглубление потолка в конце закругления $t_{\text{пот}} = 23,4 \text{ м}$. Для уменьшения заглубления отверстия следует придать оголовку эллиптическое очертание или допустить кавитацию.

Для круговых оголовков значения \bar{C}_p даются в работе [212], где эти величины имеют несколько меньшее значение, чем по данным графиков на рис. 4-20, а и б. Например, при $r/h_{\text{вод}}$ = 0,33 и 0,50 по [212] \bar{C}_p = 1,80 и 1,53, а по графику на рис. 4-20, а они равны 2,34 и 1,80. Несколько меньшие значения имеют в работе [212] и значения ΔC_p , но расхождение можно считать лежащим в пределах точности опытов:

$r/h_{\text{вод}}$	0,33	0,38	0,50
ΔC_p по [212]	0,04	0,04	0,03
ΔC_p по рис. 4-21,	0,055	0,05	0,045
(кривая I)			

На графике рис. 4-21 принято $(p/\gamma)' = \sigma$. По-видимому, к этому же значению $(p/\gamma)'$ следует относить данные [212]. Отметим, что при исследовании в НИС Гидропроекта модели водоприемника Саратовской ГЭС [160] с прямоугольным оголовком в точке, отстоящей от входного сечения на расстоянии $x/h_{\text{вод}} = 1$ значение σ получено равным 0,17, а по графику на рис. 4-20 при $r/h_{\text{вод}} = 0$ имеем $\sigma = 0,13$, т. е. данные НИС и графиков на рис. 4-20 близки между собой.

Для оголовков эллиптических очертаний, отличающихся от найденных выше оптимальных очертаний, при погружении оголовка под уровень, характеризующемся величиной $\eta = \frac{a_{\text{вх}}}{h_{\text{пор}}} \leq 0,25$, (высота порога равна нулю), значения C_p и ΔC_p приведены в табл. 4-5 [212]. Здесь, по-видимому, как и для кругового оголовка, $(p/\gamma) \approx \sigma$, поэтому в расчет следует вводить увеличенные значения C_p , исходя из правила «трех сигм», т. е. принимать $C_p = 0,06 \div 0,03$. Для эллиптического оголовка оптимальных очертаний следует принимать $\Delta C_p = 0,03$ (по-видимому, с некоторым запасом). Заметим, что ранее для эллиптических оголовков Н. П. Розанов рекомендовал «при безотрывном обтекании поверхности сооружения» использовать в инженерных расчетах значение $\frac{(\frac{p}{\gamma})'}{v^2/2g}$, равное $\pm 0,1$ [210].

Если высота порога $h_{\text{пор}} > 0$, то, используя методику, предложенную С. И. Егоршиным, можно находить очертания оголовков, ведя отсчет

Таблица 4-5

Значения \bar{C}_p для эллиптических оголовков [212]

$\frac{a}{b}$	Полуоси эллипса		\bar{C}_p	ΔC_p
	большая (a)	малая (b)		
3,33	$0,5 h_{\text{вод}} = 0,435 a_{\text{вх}}$	$0,15 h_{\text{вод}} = 0,13 a_{\text{вх}}$	1,35	0,02
4,0	$h_{\text{вод}} = 0,80 a_{\text{вх}}$	$0,25 h_{\text{вод}} = 0,20 a_{\text{вх}}$	1,20	0,01
3,0	$h_{\text{вод}} = 0,75 a_{\text{вх}}$	$0,33 h_{\text{вод}} = 0,25 a_{\text{вх}}$	1,0	0,01

Примечание. При высоте порога $h_{\text{пор}} > 0$ высота входного отверстия и высота водовода отчитываются от раздельной линии, т. е. $a_{\text{вх}} = a'_{\text{вх}}$ или $a''_{\text{вх}}$, $h_{\text{вод}} = h'_{\text{вод}}$ или $h''_{\text{вод}}$ (рис. 4-12).

$a_{\text{вз}}$ и $h_{\text{вод}}$ от раздельной линии (см. примечание к табл. 4-5).

В работе [212] не указано, для какой точки оголовка даются значения \bar{C}_p (известно лишь, что в этой точке имеет место минимальное давление). Поэтому при расчетах можно исходить из предположения, что они относятся к точке потолка (или дна), в сечении, где эллиптическая кривая переходит в прямую.

Для приближенного расчета падения давления в точке i оголовка эллиптического очертания с отношением полуосей $a/b=2$ и 3 и определения необходимого заглубления оголовка под уровень может быть использована номограмма С. И. Егоршина (рис. 4-22). Давление в точке

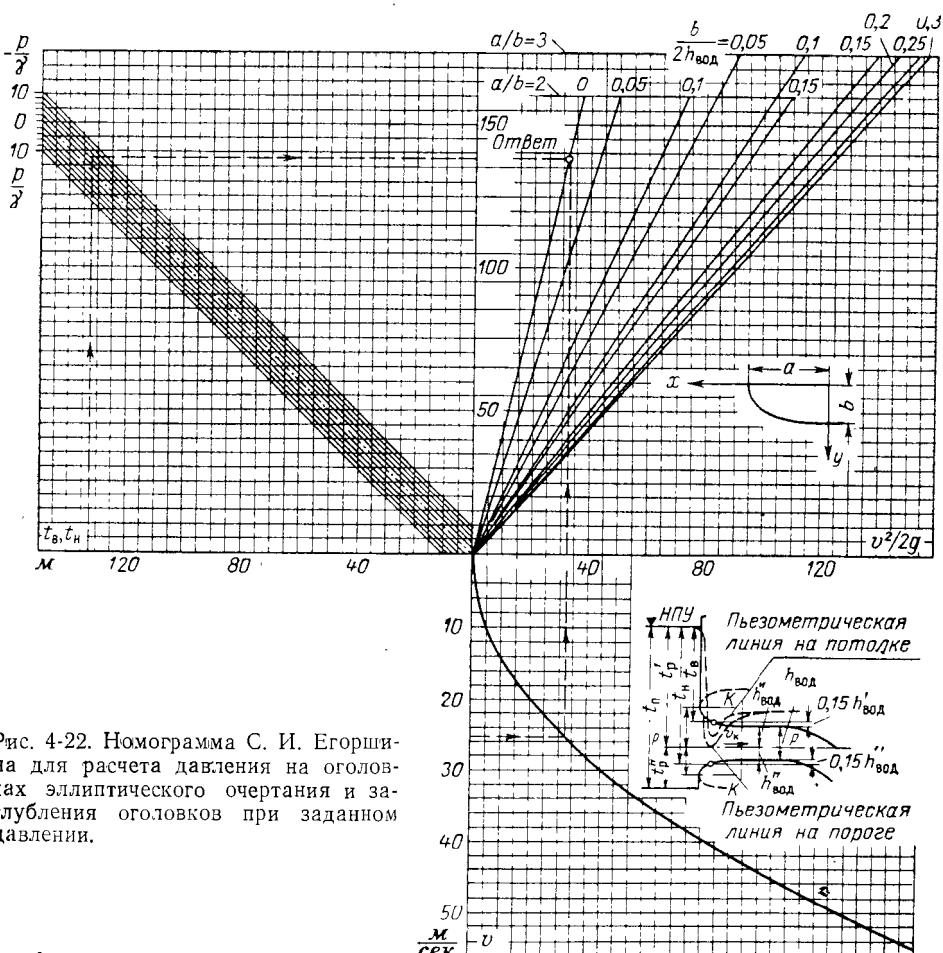


Рис. 4-22. Номограмма С. И. Егоршина для расчета давления на оголовках эллиптического очертания и заглубления оголовков при заданном давлении.

i минимальное, точка расположена на $0,15 h'_{\text{вод}}$ выше наименееющей точки эллиптической кривой верхнего оголовка или на $0,15 h''_{\text{вод}}$ ниже наивышеющей точки нижнего оголовка (порога). Номограмма составлена по материалам исследований оголовков в НИС Гидропроекта и по некоторым опубликованным иностранным данным. Результаты расчета по номограмме следует рассматривать как ориентировочные.

Порог водоприемника русской ГЭС обычно выполняется в виде горизонтальной или наклонной плоскости на одном уровне с дном подводящего русла или ниже его; иное положение порога встре-

чается крайне редко (см. рис. 4-1,2, 1-6,δ, ε). Иногда порог выполняется с небольшим уступом, предназначенный для задержания влекомого сора и наносов и для удобства захвата сора при сороочистительных работах.

У приплотинных зданий ГЭС с водоприемником берегового, а также башенного типа порог часто имеет такие же формы и положение, как у водоприемника руслового здания (рис. 4-6,а, в).

Порог плотинного водоприемника располагается, как правило, значительно выше дна подводящего русла (рис. 4-6,б).

Порог, расположенный выше дна подводящего русла, выполняется плавнообтекаемым. Эллиптические или круговые очертания порога определяются в соответствии с изложенным выше. Высоту вертикального участка оголовка, образующего порог (рис. 4-7,б), следует назначать в целях уменьшения потерь напора, исходя из условия

$$\delta > 0,1 h_0, \quad (4-20)$$

где h_0 — превышение центра отверстия переходного участка над началом кривой, образующей порог.

Раздельный оголовок между турбинным и водосбросным водоводами водоприемника совмещенного здания ГЭС должен обеспечивать благоприятные условия для входа потока в каждый из водоводов. Нельзя признать удачным, когда раздельным оголовком служит плита перекрытия прямоугольной формы (рис. 1-33). Прямоугольный оголовок служит источником потерь напора и может быть причиной вибрации. Особенно внимательно следует относиться к назначению очертаний раздельного оголовка со стороны напорного водосброса, где при больших скоростях можно ожидать развития кавитации.

Гидравлически оптимальные очертания раздельного оголовка могут быть найдены при известных положениях раздельных линий.

На водосливных ГЭС раздельный оголовок (рис. 4-23) очерчивается со стороны турбинного водовода для случая неработающей турбины (раздельная линия совпадает со свободной поверхностью воды), а со стороны водослива — по известным рекомендациям для профиля водослива с учетом того, что высота водослива, отсчитываемая не от дна подводящего русла, а от раздельной линии, найдена согласно формулам (4-7).

Быки водоприемника русловых зданий ГЭС обычно имеют круговые или заостренные оголовки. Длина их прямолинейного участка определяется требованием разместить в их пределах забральную стенку, пазы и иногда промежуточную напорную стенку. Надводная часть быков удлиняется в виде консоли в целях размещения на быках мостов и оборудования водоприемника.

Быки плотинного водоприемника в большинстве случаев придают входному участку водоприемника конфузорность в плане (рис. 4-19). При выборе очертаний быков и одновременно входного участка водосбросного водоприемника приходится считаться с возможностью возникновения кавитации.

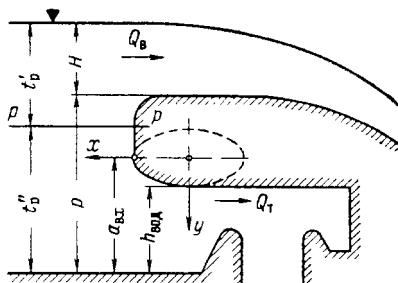


Рис. 4-23. К построению очертания раздельного оголовка водосливной ГЭС.

При косом подходе потока к водоприемнику быки несколько удлиняются, с тем чтобы при сжатии потока за оголовками последующее его расширение происходило до створа размещения решеток. Удлинение получается наименьшим при очертании оголовков быков со стороны ожидаемого отрыва потока по эллиптической кривой (рис. 4-19, б). Длина большой полуоси может быть принята равной $l = (0,34 \div 0,75) b_{\text{вод}}$, малой полуоси $d_2 = (0,1 \div 0,22) b_{\text{вод}}$. Большие значения полуосей эллипса следует принимать при косине потока $\alpha \geq 45^\circ$, меньшие значения — при косине $\sim 20^\circ$. Оголовкам быка при косом подходе потока можно также придавать очертания по рис. 3-15.

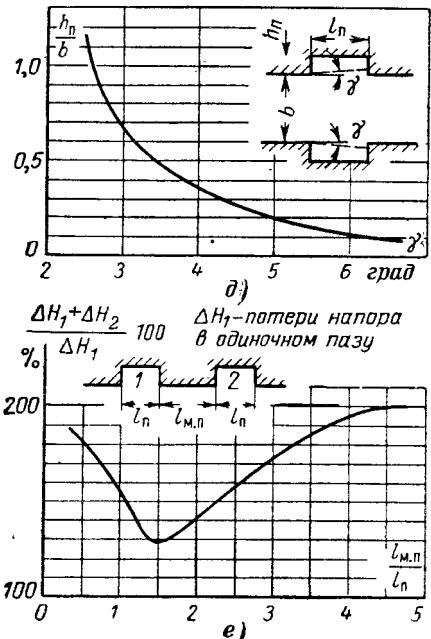
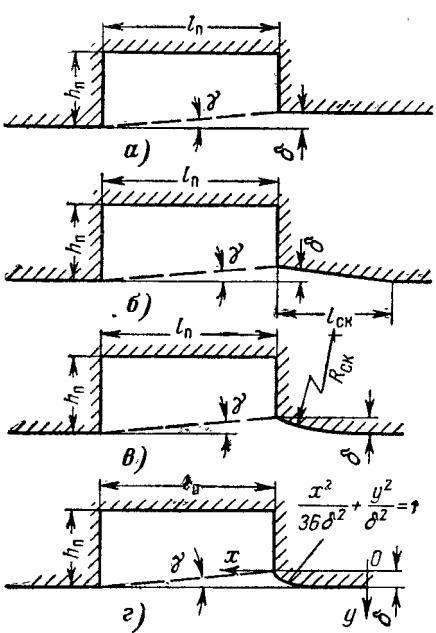


Рис. 4-24. Схемы и графики к рекомендациям по снижению потерь напора в пазах и увеличению их кавитационной стойкости.

a——* очертания пазов; δ — график для определения угла расширения потока в пазу; *e* — график для определения оптимального расстояния между пазами.*

Целесообразность придания водосбросным водоприемникам и в вертикальных продольных сечениях, и в плане эллиптических очертаний, аппроксимирующих поверхность струи, вытекающей из-под щита или из отверстия в тонкой стенке, можно считать общепризнанной [113, 211]. Но, как это следует из работ японских инженеров [211], в поперечных сечениях конфузора с эллиптическими полосками имеет место некоторое понижение давления в углах конфузора. Поэтому углы рекомендуется округлять по дугам окружностей, принимая в начале раstra $r_n = 0,11 h_{\text{вод}}$, в конце раstra $r_n = 0,21 h_{\text{вод}}$ (рис. 4-19, б).

Пазы и проемы являются источником гидравлических потерь; их размеры и положение должны назначаться с учетом возможного снижения потерь напора. Нежелательно размещение пазов на участках со сходящимися боковыми стенками, поскольку в этом случае потери напора увеличиваются. В водосбросных водоприемниках пазы с неудачной конфигурацией могут быть подвержены кавитационной эрозии.

Для уменьшения потерь напора рекомендуется (рис. 4-24, а—*г*) смещение в глубь паза его выходной кромки и приданье ей скоса прямо-

линейного, циркульного или, что лучше, эллиптического очертания. Величина смещения выходной кромки принимается равной

$$\delta = l_{\pi} \operatorname{tg} \gamma,$$

где l_{π} — ширина паза, γ — угол расширения потока в пазу.

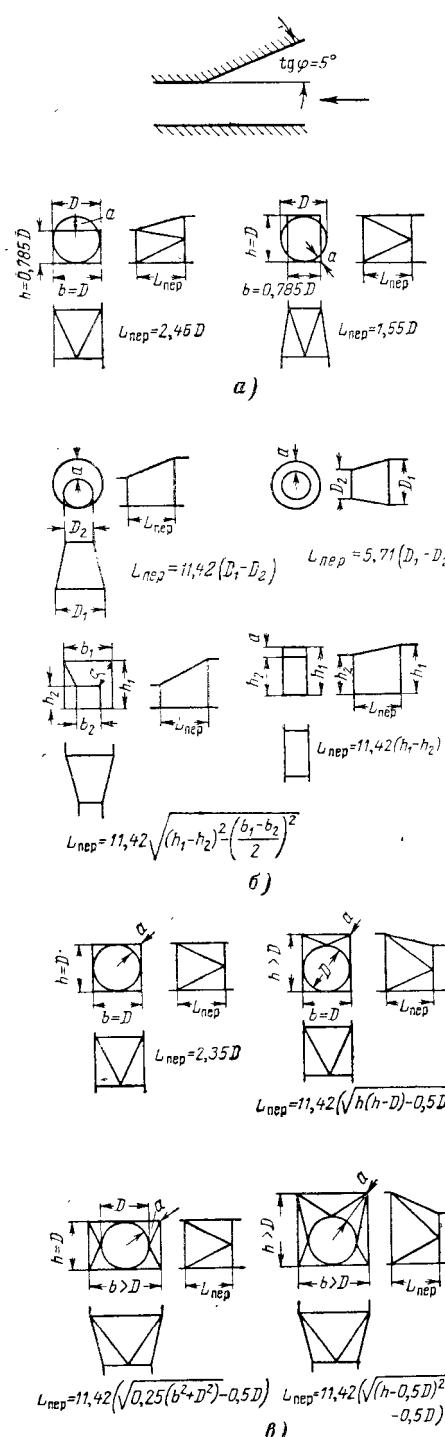


Рис. 4-25. Переходные участки.
а — постоянной площади; б — постоянной формы;
в — конфузорные.

По данным различных источников величина угла γ различна. Из теории турбулентных струй следует, что он лежит в пределах $9-12,5^\circ$ [4]. По опытным данным В. В. Баланина и В. П. Василевского, он изменяется в зависимости от относительной глубины паза (рис. 4-24,д).

Длина прямолинейного скоса должна превышать 128, а для уменьшения возможности появления кавитации — 248.

Циркульный скос очерчивается радиусом, равным $(100 \div 250)\delta$. При его эллиптическом очертании большая полуось эллипса принимается равной 6δ , малая полуось — δ .

Расстояние между пазами, следующими друг за другом, рекомендуется назначать с учетом их взаимного влияния. Потери напора ΔH_1 и ΔH_2 в первом и втором пазах ориентировочно можно определять по графику на рис. 4-24,е, из которого следует, что длину межпазового пространства $l_{m,p}$ желательно принимать равной $1,5l_{\pi}$.

Размеры пазов ориентировочно можно определять по графикам приложения 2.

При оценке возможности возникновения за пазами кавитации следует иметь в виду, что пульсационная составляющая давления за пазами оценивается

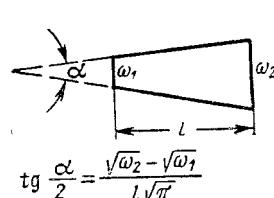


Рис. 4-26. Эквивалентный конус для определения угла конфузорности и диффузорности переходных участков.

ется примерно величиной $\delta = \frac{\sigma^2 g}{v^2} = 0,06 \div 0,07$, что при введении в расчет пульсационной составляющей, равной 3σ (т. е. $\delta = 0,18 \div 0,21$), дает заметное понижение давления за пазами.

Сопрягающий участок служит для постепенного изменения поперечного сечения обычно с прямоугольного на круглое. Площадь сечений может быть по длине неизменной или уменьшаться. Для применения диффузорного сопрягающего участка должны быть особые причины.

При сопряжении прямолинейного конфузорного участка с примыкающим к нему энергетическим водоводом угол перелома стенок следует принимать, исходя из допустимых потерь напора. В сбросных водоводах с высокими скоростями течения он должен быть не более 5° .

На рис. 4-25 представлены схемы переходных участков с постоянной по длине площадью поперечного сечения и конфузорных участков, полученных из условия выполнения условия угла перелома стенок, не превышающего 5° (рис. 4-25, а). Длина переходного участка $L_{\text{пер}}$, выраженная

в долях диаметра водовода, получена в каждом случае из условия $L_{\text{пер}} = a / \tan 5^\circ$, где a — наибольшее расстояние между проекциями (на плоскость поперечного сечения) контуров начального и конечного сечений переходного участка. Длина симметричного (в поперечном сечении) переходного участка получается меньше, чем несимметричного.

Степень расширения диффузорных переходных участков из условия безотрывности потока может быть оценена центральным углом эквивалентного конуса (рис. 4-26), который у симметричных диффузоров не должен превышать 8° , у несимметричных — $5\text{--}6^\circ$. Для плоских диффузоров допустимый угол диффузорности может быть определен по графику на рис. 4-27.

Рис. 4-27. График зависимости допустимого угла диффузорности плоского диффузора от его относительной длины.

должен превышать 8° , у несимметричных — $5\text{--}6^\circ$. Для плоских диффузоров допустимый угол диффузорности может быть определен по графику на рис. 4-27.

4.4. ВЫСОТОННОЕ ПОЛОЖЕНИЕ ЗАБРАЛЬНОЙ И НАПОРНОЙ СТЕНОК И ВЕРХНЕЙ КРОМКИ ОТВЕРСТИЯ ВХОДНОГО УЧАСТКА ВОДОПРИЕМНИКА

а) Заглубление забральной и напорной стенок под уровень

Заглубление забральной стенки под уровень свободной поверхности верхнего бьефа должно быть достаточным из условия поступления потока в водоприемник без проникновения в него воронок и вовлечения плавающих тел. Воронкообразование приводит к проникновению в водоводы воздуха, что нарушает сплошность потока, снижает пропускную способность водосбросов, вызывает дополнительные знакопеременные нагрузки на элементы проточной части, увеличивает потери напора на решетках.

Имеющиеся весьма многочисленные работы, посвященные расчету воронкообразования и вовлечения плавающих тел в заглубленные отверстия, относятся к истечению из отверстия в дне сосуда или свободному истечению из-под затвора [291], вследствие чего использовать для расчета заглубления отверстий водоприемников рекомендации, содержащиеся в этих работах, не удается. Попытка дать способ расчета заглубления бокового отверстия при отсутствии предварительной боковой закрутки жидкости и несвободном истечении сделана для круглых отверстий.

стий В. И. Поликовским и Р. Г. Перельманом [200]. Расчет заглубления центра круглого отверстия в стенке, расположенного на расстоянии от дна, равном $(2 \div 4) D$ и в удалении от стенок, рекомендуется проводить по той же формуле, что и для глубины погружения донного отверстия:

$$t_{0\text{кр}} = 0,5D \left(\frac{v_{\text{отв}}}{\sqrt{gD}} \right)^{0,55}. \quad (4-21)$$

Формула получена на основании экспериментальных данных ряда авторов из предположения, что прорыв воздуха к отверстию происходит тогда, когда величина погружения центра отверстия станет меньше критической глубины $t_{0\text{кр}}$, определяющейся из условия неразрывности потока, проходящего через отверстие и через полусферу с радиусом $t_{0\text{кр}}$:

$$2\pi t_{0\text{кр}}^2 v_{\text{сф}} = \frac{\pi D^2}{4} v_{\text{отв}}.$$

При расположении бокового отверстия у дна полусфера заменяется четвертью сферы, что дает формулу

$$t_{\text{кр}} = 2D \left(\frac{v}{\sqrt{gD}} \right)^{0,55}. \quad (4-22)$$

Из этих формул следует, что чем меньше стеснение потока на подходе к отверстию, тем меньше может быть заглублено отверстие. Следовательно, заглубление отверстия водоприемника следует определять с учетом того, что при длинных быках поток, поступающий к отверстию водоприемника, стесняется быками, а при коротких быках наибольшее стеснение потока будет при одновременной работе нескольких отверстий, расположенных рядом. Если отверстие, ограниченное быками, расположено у дна, то поток, поступающий к отверстию, проходит не четверть сферы, а четверть цилиндрической поверхности, очерченной радиусом $t_{\text{кр}}$, равным глубине потока, при которой возможен прорыв воздуха к отверстию. Если отверстие, ограниченное быками, расположено над дном, то вместо четверти цилиндрической поверхности следует принять половину ее. В первом случае получаем следующее исходное уравнение неразрывности:

$$\pi t_{\text{кр}} b v_{\text{цил}} = ab v_{\text{отв}},$$

где a — высота отверстия; b — расстояние между быками.

Принимая, как это делают В. И. Поликовский и Р. Г. Перельман, максимальное понижение Δt свободной поверхности в месте образования воронки пропорциональным скоростному напору, вычисленному по средней скорости на указанной выше цилиндрической поверхности, можем записать:

$$\Delta t = k \frac{v_{\text{цил}}^2}{2g},$$

где k — коэффициент пропорциональности, являющийся переменной величиной. Отсюда

$$v_{\text{цил}} = \frac{1}{V_k} \sqrt{2g(\Delta t - a)}.$$

Используя это выражение, получаем из уравнения неразрывности:

$$\left(1 + \frac{\Delta t}{a} \right) \sqrt{\frac{\Delta t}{a}} = \frac{V_k}{\pi V^2} \frac{v_{\text{отв}}}{V g a},$$

или в общем виде

$$\frac{\Delta t}{a} = f \left(\frac{v_{\text{отв}}}{V g a} \right).$$

Для получения расчетной зависимости $\frac{\Delta t}{a} = f \left(\frac{v_{\text{отв}}}{V_{ga}} \right)$ необходимо иметь соответствующие экспериментальные данные. Некоторые данные, правда недостаточные для получения надежной расчетной зависимости,

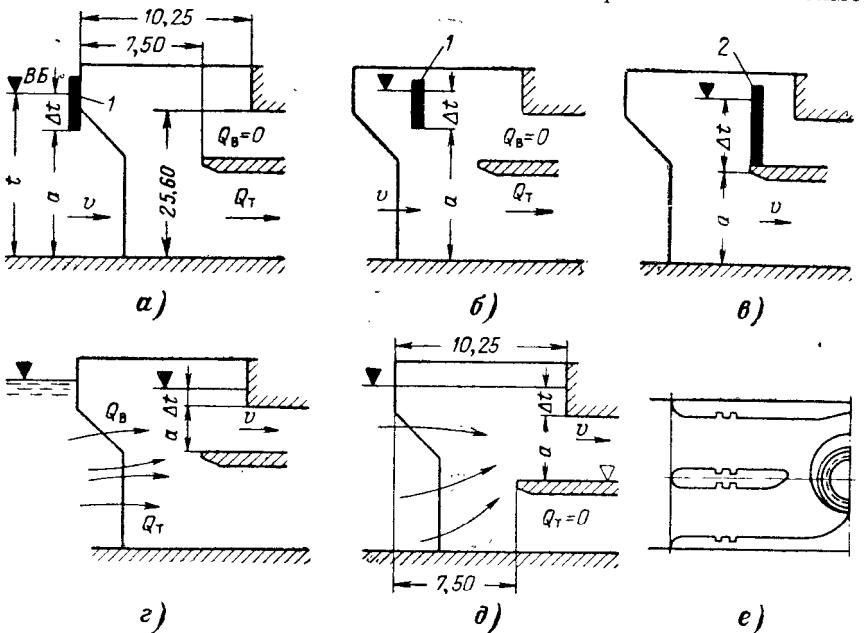


Рис. 4-28. Схемы водоприемников, рассмотренных при исследовании воронкообразования.

a, б, в — забор воды в нижнее отверстие (турбина); *г* — забор воды одновременно в оба отверстия; *д* — план водоприемника. Размеры в метрах натуры; *1* — забральная стенка; *2* — затвор.

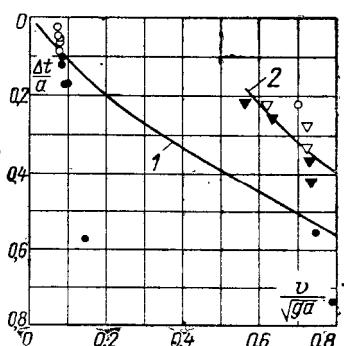


Рис. 4-29. График для определения возможности воронкообразования в зависимости от относительного заглубления отверстия (см. рис. 4-28).

1 — работают только турбины или турбины и водосбросы; *2* — поступление воды в водосбросы: \blacktriangledown — воронкообразования нет; \circ — воронкообразование есть.

предварительной закрутки потока в водоводе. Кривая 1 на рис. 4-29 позволяет определить в первом приближении глубину погружения под уровень забральной или напорной стенки, при которой в случае отсутствия потока не будет вихрей, проникающих в водоводы. Кривая 2 отвечает поступлению потока лишь в верхнее отверстие. В данном случае стеснение потока в вертикальной плоскости меньше (рис. 4-28, г), чем в предыдущих схемах (поток к отверстию поступает и сверху и снизу), что требует меньшего заглубления отверстия.

имеются в отчетах МИИВХ по исследованию в лаборатории турбинного блока совмещенной ГЭС с водосбросами над турбинной камерой¹ (рис. 4-28). Модель, выполненная в масштабе 1 : 75, состояла из двух блоков и шести пролетов плотины. Водоприемник двухпролетный; ширина каждого пролета в натуре 11 м. Из всех опытов были выбраны такие, в которых поток подходил к водоприемнику фронтально, что уменьшало возможность начальной закрутки потока в плане. Использованные опытные данные и расчет для построения кривой $\frac{\Delta t}{a} = f \left(\frac{v}{V_{ga}} \right)$ приведены в табл. 4-6, которую дополняет рис. 4-28.

Кривая 1 на рис. 4-29 позволяет определить в первом приближении глубину погружения под уровень забральной или напорной стенки, при которой в случае отсутствия потока не будет вихрей, проникающих в водоводы. Кривая 2 отвечает поступлению потока лишь в верхнее отверстие. В данном случае стеснение потока в вертикальной плоскости меньше (рис. 4-28, г), чем в предыдущих схемах (поток к отверстию поступает и сверху и снизу), что требует меньшего заглубления отверстия.

¹ Исследования С. П. Казакова и А. М. Суворова, 1954—1955 гг.

Таблица 4-6

Данные наблюдений за воронкообразованием в водоприемнике модели турбинного блока совмещенного здания ГЭС

№ опыта	$\nabla_{УВВ}$, м	Расходы		Δt , м	a , м	$\omega = 2 ab$, м ²	$v = \frac{Q}{\omega}$, м/сек	$\frac{\Delta t}{a}$	$\frac{v}{\sqrt{ag}}$	Воронкообразование	Схема на рис. 4-28
		Q_T , м ³ /мин	Q_B , м ³ /сек								
Работают только турбины											
1	68,0	770	—	4	23,6	518	1,48	0,169	0,098	Воронки исчезли после установки забральной стенки	a
2	71,0	780	—	1,5	29,1	641	1,22	0,052	0,072	Воронок нет	
3	71,0	780	0,75	29,85	656	1,19	0,025	0,069		Вихревое движение	
4	68,0	668	—	3,0	24,60	540	1,24	0,122	0,080	Воронки прекратились после установки забральной стенки	
5	68,0	668	—	2,25	25,35	558	1,20	0,089	0,076	Начало воронкообразования	b
6	68,0	668	—	1,50	26,10	575	1,17	0,057	0,073	Периодическое появление воронок	
7	65,0	592	—	3,75	20,85	459	1,29	0,179	0,090	Воронки прекратились	
8	65,0	592	—	2,25	22,35	492	1,20	0,100	0,082	Начало воронкообразования	
9	65,0	592	—	1,50	23,10	508	1,16	0,065	0,077	Воронки образуются	
10	65,0	592	—	9,0	15,60	343	1,73	0,577	0,144	Воронок нет	
Работают турбины и водосбросы											
11	71,0	925	1 400	5,0	9,0	198	7,06	0,556	0,751	Воронок нет	c
12	18,0	740	1 300	2,0	9,00	198	6,56	0,221	0,700	Проникновение воздуха в водосбросы	
13	71,0	799	1 400	5,00	9,00	198	7,06	0,556	0,751	Воронок нет	
14	72,6	992,5	1 462	6,6	9,00	198	7,40	0,734	0,796	То же	
Работают только водосбросы											
15	69,8	—	1 370	3,80	9,00	198	6,91	0,420	0,736	При отсутствии косины в плане воронки не образуются	d
16	69,3	—	1 362	3,3	9,00	198	6,88	0,365	0,732	То же	
17	68,3	—	1 185	2,3	9,00	198	5,94	0,254	0,630	" "	
18	68,0	—	1 040	2,0	9,00	198	5,25	0,221	0,560	" "	
19	69,5	—	1 367	3,5	9,00	198	6,90	0,276	0,723	Воронки образуются	
20	69,0	—	1 350	3,0	9,00	198	6,81	0,332	0,725	" "	
21	68,0	—	1 150	2,0	9,00	198	5,80	0,222	0,619	" "	

Воронкообразование увеличивается при косом в плане подходе потока. При фронтальном подходе воронкообразованию способствует выдвижение быков в верхний бьеф (рис. 4-30). Из опытов следует, что чем больше забральная или напорная стенка сдвинута в глубь водоприемника, тем интенсивнее воронкообразование и тем больше следует заглублять отверстие (нижнюю кромку забральной стенки). Например, при положении забральной стенки по схеме на рис. 4-28,б спокойная поверхность в водоприемнике наблюдается при заглублении стенки на 1,5 м (опыт № 2 в табл. 4-6), а при расположении забральной стенки в створе оголовка раздельной полки требуется заглубление на 3 м. Возможность воронкообразования увеличивается с переносом затвора в глубь водоприемника (рис. 4-28,в). Это значит, что выдвижение раздельной полки вперед способствует возникновению воронок. Но при совмещении оголовка полки со створом оголовков быков появление воронок менее вероятно¹.

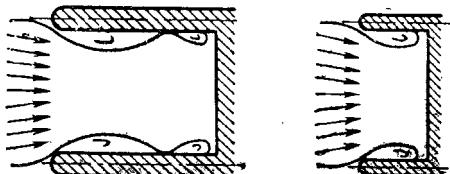


Рис. 4-30. Воронкообразование при фронтальном подходе потока.

¹ Строго говоря, при использовании лабораторных данных воронкообразования следовало бы учитывать влияние масштабных эффектов.

В Технических условиях ТУ 14-51 [271] рекомендуется верхнюю кромку вертикальной забральной стенки заглублять не менее чем на три величины скоростного напора в сечении под забральной стенкой, но не менее чем на 0,5 м. Рекомендация эта не согласуется с приведенными выше экспериментальными данными. Так, в опыте № 6 (табл. 4-6) в створе забральной стенки имеем $3 \frac{v^2}{2g} = 0,22$ м, в то время как воронки появляются периодически при заглублении стенки на 1,5 м, а начало устойчивого воронкообразования имеет место при заглублении, равном 2,25 м. Аналогичную картину имеем и в других опытах. И, наоборот, в опыте № 15 воронки не образуются при заглублении отверстия на 3,8 м, в то время как уточненный скоростной напор равен 7,3 м.

Формулы (4-21) и (4-22) могут использоваться лишь для приближенных расчетов глубины погружения отверстия в стенке. Но для расчета заглубления отверстий водоприемников зданий ГЭС они неприемлемы и как приближенные. Дело в том, что для отверстий водоприемников отношение $v/V\sqrt{gD}$ вследствие больших размеров отверстия всегда меньше единицы, в результате чего по формуле (4-21) получаем $t_{окр} < D$. По формуле (4-22) $t_{окр} < D$ при $v/V\sqrt{gD} < 0,25$. Таким образом, зависимостей, которые можно было бы использовать для расчета заглубления отверстия водоприемника (нижней кромки забральной или напорной стенки), пока нет. Недостаточно экспериментальное обоснование зависимости

$$\frac{\Delta t}{a} = f \left(\frac{v}{V\sqrt{ga}} \right)$$

на рис. 4-29. Однако кривые на этом рисунке все же дают представление о необходимой величине заглубления отверстия.

При назначении заглубления забральной стенки следует также иметь в виду, что в вальце перед стенкой (с горизонтальной осью вращения) задерживается плавающий сор. Чем больше заглубление забральной стенки, тем значительней объем вальца и количество задержанного в нем сора, который должен удаляться до того, как он попадет на решетку.

б) Взаимное высотное положение забральной стенки и верхней кромки отверстия входного участка

Взаимное высотное положение забральной стенки промежуточной напорной стенки и верхней кромки отверстия входного участка водоприемника должно обеспечивать поступление воды в пределы входного участка без удара потока о напорные стенки и без отрыва от потолка входного участка (рис. 4-31). Поставленному требованию отвечает расположение нижних кромок вертикальной забральной стенки, напорных стенок и верхней кромки входного отверстия на эллиптической кривой, воспроизводящей граничную линию транзитного потока. Начало эллиптической граничной линии располагается в нижней точке прямолинейного участка забральной стенки. От этой же точки отсчитывается высота входного отверстия водоприемника $a_{вх}$.

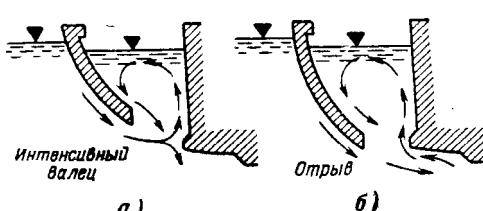


Рис. 4-31. Влияние положения забральной стенки на условия входа в пределы входного участка.

а — удар потока о напорную стенку; **б** — отрыв потока от потолка входного участка.

При расположении дна водоприемника и подводящего русла на одном уровне для построения эллиптической граничной линии требуется прежде всего определить начало координат. При заданной высоте турбинного водовода $h_{\text{вод}}$ (у русловых зданий ГЭС $h_{\text{вод}}$ равна высоте начального сечения турбинной камеры, у приплотинных — высоте турбинного напорного водовода) большая полуось эллипса (рис. 4-32), равная, как это следует из § 4-2, высоте входного отверстия водоприемника $a_{\text{вх}}$, может быть равна, меньше или больше расстояния между плоскостями забральной и напорной стенок $l_{z,c}$. Малая полуось эллипса равна $a_{\text{вх}}(1-\varepsilon)$. Следовательно, для определения положения начала координат требуется знать величину $a_{\text{вх}}$.

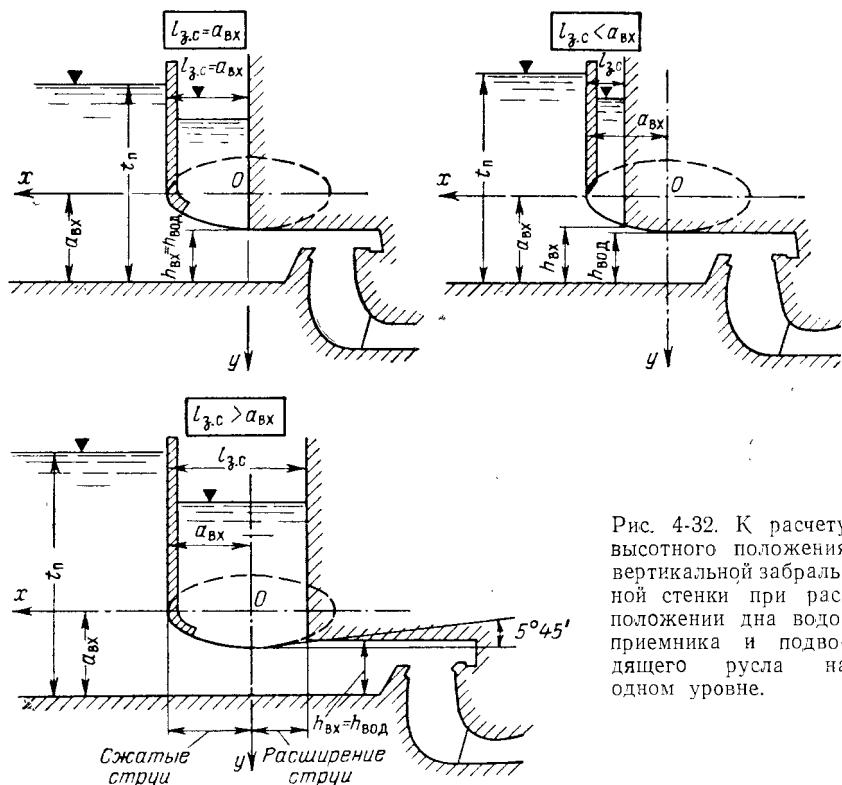


Рис. 4-32. К расчету высотного положения вертикальной забральной стенки при расположении дна водоприемника и подводящего русла на одном уровне.

При расположении дна водоприемника и подводящего русла на одном уровне выражение для расчета $a_{\text{вх}}$ может быть получено с учетом соотношения между $l_{z,c}$ и $a_{\text{вх}}$ (рис. 4-32).

При $l_{z,c} = a_{\text{вх}}$ и $l_{z,c} < a_{\text{вх}}$, подставляя в левую часть уравнения (4-2) отношение $\eta = a_{\text{вх}}/t_{\text{п}}$, где $t_{\text{п}}$ — глубина подводящего русла, и разрешая уравнение относительно $a_{\text{вх}}$, получаем:

$$a_{\text{вх}} = 0,872h_{\text{вод}} + 0,587t_{\text{п}} - \sqrt{(0,872h_{\text{вод}} + 0,587t_{\text{п}})^2 - 1,929t_{\text{п}}h_{\text{вод}}}. \quad (4-23)$$

При $l_{z,c} = a_{\text{вх}}$ имеем $h_{\text{вх}} = h_{\text{вод}}$, при $l_{z,c} < a_{\text{вх}}$ $h_{\text{вх}} > h_{\text{вод}}$.

Когда $l_{z,c} > a_{\text{вх}}$, глубина транзитной струи в сжатом сечении, выраженная через $h_{\text{вх}}$, равна $h_{\text{вх}} - 0,1(l_{z,c} - a_{\text{вх}})$. Подставляя

$$\frac{h_{\text{вх}} - 0,1(l_{z,c} - a_{\text{вх}})}{t_{\text{п}}}$$

в левую часть уравнения (4-2), получаем:

$$a_{\text{вх}} = 1,065(h_{\text{вх}} - 0,1l_{3.c}) + 0,60t_{\text{н}} - \sqrt{[1,065(h_{\text{вх}} - 0,1l_{3.c}) + 0,60t_{\text{н}}]^2 - 2,34(h_{\text{вх}} - 0,1l_{3.c})} \quad (4-24)$$

В данном случае $h_{\text{вх}} = h_{\text{вод}}$.

Если $l_{3.c} < a_{\text{вх}}$, то значение $h_{\text{вх}}$ находится как разность $a_{\text{вх}}$, найденной по формуле (4-23), и абсциссы эллиптической кривой в точке ординат $x = a_{\text{вх}} - l_{3.c}$:

$$h_{\text{вх}} = a_{\text{вх}} - (1 - \varepsilon) \sqrt{a_{\text{вх}}^2 - x^2}, \quad (4-25)$$

где

$$\varepsilon = \frac{h_{\text{вод}}}{a_{\text{вх}}}.$$

Абсцисса граничной эллиптической линии тока определяется во всех случаях по формуле

$$y = (1 - \varepsilon) \sqrt{a_{\text{вх}}^2 - x^2}. \quad (4-26)$$

Когда глубина подводящего русла $t_{\text{н}} > 4h_{\text{вод}}$, коэффициент сжатия потока, поступающего под забральную стенку, независимо от глубины в подводящем русле может быть принят постоянным, равным 0,62, что дает высоту отверстия под забральной стенкой, равную

$$a_{\text{вх}} = 1,61 h_{\text{вод}}. \quad (4-27)$$

Формулы (4-23) — (4-27) получены для водоприемника с расположением дна на одном уровне с дном подводящего русла. Если же дно водоприемника расположено выше дна подводящего русла, что обычно имеет место на приплотинных зданиях ГЭС, то этими формулами определяется превышение $a'_{\text{вх}}$ оси OX над раздельной линией (рис. 4-12). При этом следует иметь в виду, что в формуле (4-25)

$$\varepsilon = \varepsilon' = \frac{h_{\text{вод}}}{a'_{\text{вх}}}$$

или (для порога)

$$\varepsilon = \varepsilon'' = \frac{h''_{\text{вод}}}{a''_{\text{вх}}}.$$

В водосбросном водоприемнике потолку входного участка желательно, а иногда необходимо придавать эллиптическое очертание. В энергетических водоприемниках потолок может быть очерчен по произвольной плавной кривой.

При наклоне прямолинейного участка забральной стенки к раздельной линии тока под углом $90^\circ > \beta \geq 45^\circ$ (рис. 4-10, а) эллиптическая граничная линия тока строится по формуле

$$y = (1 - \varepsilon - \Delta y_A) \sqrt{a_{\text{вх}}^2 - x^2} + \Delta y_A, \quad (4-28)$$

отвечающей уравнению (4-5), где ε и Δy_A находятся по рис. 4-11 и формуле (4-3). Начало координат располагается выше дна (или выше раздельной линии тока) на $a_{\text{вх}}$ и на расстоянии $a_{\text{вх}} - \Delta x_A$ по течению от нижней кромки забральной стенки (точка K , рис. 4-10, б) [здесь Δx_A определяется по формуле (4-4)].

Приемлемость результатов определения высотного положения забральной стенки предлагаемым способом подтверждается сопоставлени-

ем расчета с данными экспериментов на воздушной плоской модели водоприемника и на приборе ЭГДА.

На рис. 4-33 приведена воздушная модель входного участка водоприемника Рижской ГЭС при различных положениях забральной стенки. Отчетливо видно на рис. 4-33, а, что поток открывается от потолка входного участка водоприемника, т. е. забральная стенка занижена, на рис. 4-33, б стенка зашита; на рис. 4-33, в поступление потока в отверстие выходного участка водоприемника происходит без отрыва потолка и без удара о напорную стенку, т. е. положение стенки оптимальное.

На рис. 4-34, а высотное положение забральной стенки, высота отверстия $h_{вх}$ и граничная линия транзитного потока, поступающего из-под забральной стенки, найдены расчетом. На рис. 4-34, б граничная линия транзитного потока для этого же водоприемника получена на приборе ЭГДА¹ методом, рекомендуемым П. Ф. Фильчаковым и В. М. Панчишиным [283]. Высотное положение нижней кромки стенки найдено расчетом и методом ЭГДА, совпадает с найденным на воздушной модели.

Пример. Задана высота входного отверстия водовода турбины $h_{вод} = 16,0$ м (рис. 4-34, а), расстояние от напорной стены до вертикальной грани забральной стенки $l_{в.с} = 7,2$ м и глубина в подводящем русле $t_{п} = 28,8$ м. Определить высотное положение нижней кромки вертикальной забральной стенки.

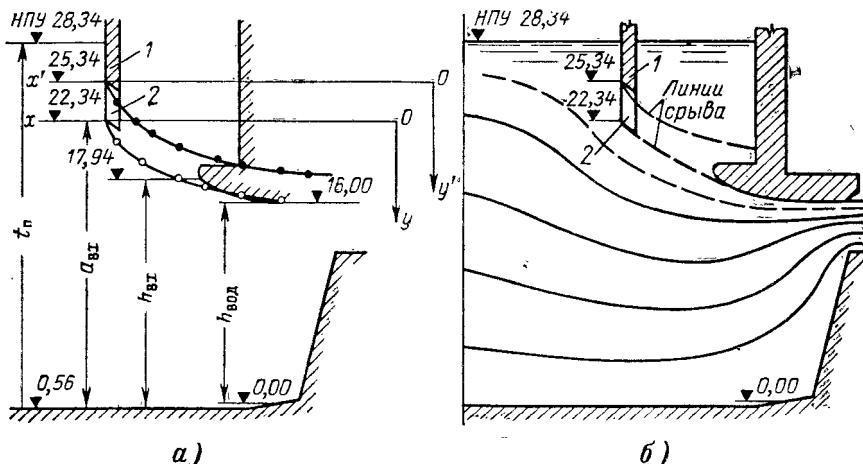


Рис. 4-34. Определение высотного положения забральной стенки Рижской ГЭС. а — расчет; б — построение линий токов методом ЭГДА; 1 — положение забральной стенки проектное; 2 — то же рекомендуемое.

¹ Опыты и расчеты проведены Ю. П. Правдинцем и Р. Пекусом в МИСИ, 1967 г.

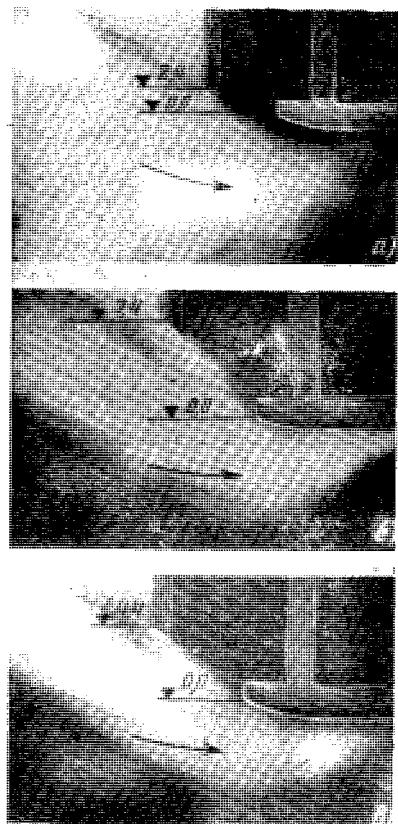


Рис. 4-33. Влияние высотного положения забральной стенки на условия поступления в отверстие входного участка водоприемника. Воздушная модель с визуализацией потока дымом. Отметки в метрах.

Формула для расчета высоты входного отверстия водоприемника $a_{вх}$ (расстояния от дна подводящего русла до нижней точки прямолинейного вертикального участка забральной стенки (рис. 4-34) выбирается в зависимости от реализации условия $l_{з.с} \geq a_{вх}$. В рассматриваемом случае $l_{з.с} < a_{вх}$, следовательно, воспользуемся формулой (4-23):

$$a_{вх} = 0,872h_{вод} + 0,587t_{пп} - \sqrt{(0,872h_{вод} + 0,587t_{пп})^2 - 1,929t_{пп}h_{вод}} = 0,872 \cdot 16,0 + \\ + 0,597 \cdot 28,0 - \sqrt{(0,872 \cdot 16,0 + 0,587 \cdot 28,0)^2 - 1,929 \cdot 28,0 \cdot 16,0} = 22,9 \text{ м.}$$

Высота входного отверстия водовода турбины в этом случае определяется по формуле (4-25):

$$h_{вх} = a_{вх} - (1 - \epsilon) \sqrt{a_{вх}^2 - x^2} = 22,9 (1 - 0,71) \sqrt{22,9^2 - 15,7^2} = 18,07 \text{ м.}$$

Здесь $x = a_{вх} - l_{з.с} = 22,9 - 7,2 = 15,7 \text{ м}$, где по формуле (4-2) при $\eta = \frac{a_{вх}}{t_{пп}} = \frac{22,8}{28,8} = 0,79$ коэффициент сжатия

$$\epsilon = 0,57 + \frac{0,043}{1,1 - \eta} = 0,57 + \frac{0,043}{1,1 - 0,79} = 0,71.$$

По полученным значениям $a_{вх}$ и $h_{вх}$ вычислены отметки кромок забральной стенки и отверстия водовода турбины: 22,34 и 17,51 м. Забральная стенка понижена по сравнению с первоначальным проектным предположением на 3,0 м (рис. 4-34).

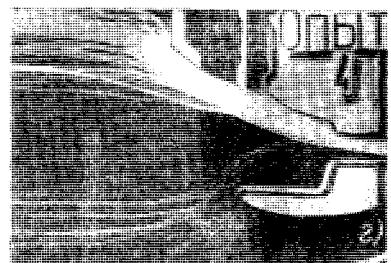
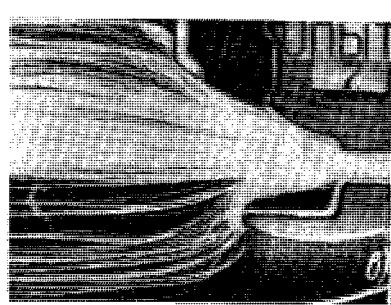
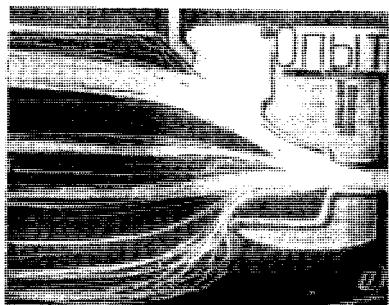


Рис. 4-35. Определение высотного положения забральной стенки водоприемника здания Воткинской ГЭС на воздушной плоской модели с визуализацией потока искровым методом.

а — проектное положение забральной стенки (удар потока о напорную стенку); *б* — стена опущена на 3,0 м (по сравнению с проектным положением); *в* — стена опущена на 3,6 м (рекомендуемое положение); *г* — рекомендуемое высотное положение промежуточной напорной стенки.

При иных формах забральной стенки, в том числе очертании ее по дуге окружности или по иной плавной кривой, высотное положение забральной стенки наиболее надежно может быть найдено экспериментальным путем. На рис. 4-35 показаны линии токов в водоприемнике модели Воткинской ГЭС (вариант совмещенного здания; воздушная модель)¹. По сравнению с проектным предположением забральную стенку рекомендовано понизить на 4 м.

¹ Опыты автора и А. В. Кузнецова проведены в МЭИ, 1956 г.

4-5. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОТЕРЬ НАПОРА В ВОДОПРИЕМНИКЕ (ПО ДАННЫМ ЛАБОРАТОРНЫХ И НАТУРНЫХ ГИДРАВЛИЧЕСКИХ ИССЛЕДОВАНИЙ ВОДОПРИЕМНИКОВ)

Найти расчетом потери напора h_w в водоприемнике можно с достаточной точностью лишь тогда, когда имеется возможность использовать надежные справочные данные о коэффициентах сопротивления. В этом случае потери напора определяются их суммированием по участкам или через суммарный коэффициент сопротивления $\Sigma\zeta = \zeta_B$ с учетом неравномерного распределения расхода между секциями водоприемника:

$$h_w = \alpha \zeta_B \frac{v^2}{2g}, \quad (4-29)$$

где α — коэффициент кинетической энергии, учитывающий в данном случае различие средних скоростей в секциях при постоянстве коэффициентов сопротивления секций; v — средняя скорость в каком-либо характерном сечении.

Например, для двухсекционного водоприемника (рис. 4-36) суммарный коэффициент сопротивления при вычислении потерь напора по средней скорости в сечении 4—4 равен (при постоянных площадях живого сечения в пределах каждого из участков):

$$\zeta_B = \Sigma\zeta = \zeta_{0-1} \left(\frac{\omega_4}{\omega_1} \right)^2 + \zeta_{1-2} \left(\frac{\omega_4}{\omega_2} \right)^2 + \zeta_{2-3} \left(\frac{\omega_4}{\omega_3} \right)^2 + \zeta_{3-4} \left(\frac{\omega_4}{\omega_4} \right)^2. \quad (4-30)$$

В данном случае ζ_{1-2} складывается из коэффициентов сопротивления оголовка промежуточного быка, пазов, решетки, ζ_{2-3} — коэффициент сопротивления трения на участке 2—3, ζ_{3-4} — коэффициент сопротивления на внезапное расширение за промежуточным быком.

Если расходы $Q_{лев}$ и $Q_{пр}$ одинаковы, то в формуле (4-29) $\alpha=1$. При n -секционном водоприемнике, с площадью сечения каждой секции $\omega = \omega_1 = \omega_2 = \dots = \omega_n$, одинаковых коэффициентах сопротивления секций и неравномерности распределения расхода по секциям $K_1 = Q_1 / \Sigma Q_n$, $K_2 = Q_2 / \Sigma Q_n, \dots, K_n = Q_n / \Sigma Q_n$, то

$$\alpha = \frac{\omega_1 v_1^3 + \omega_2 v_2^3 + \dots + \omega_n v_n^3}{(\omega_1 + \omega_2 + \dots + \omega_n) v^3} = \frac{\omega \sum_{i=1}^n \left(\frac{Q_i}{\omega} \right)^3}{\Omega \left(\frac{Q}{\Omega} \right)^3};$$

$$\alpha = n^2 (K_1^3 + K_2^3 + \dots + K_n^3), \quad (4-31)$$

где n — число секций (при одинаковых поперечных размерах их проточной части).

У водоприемников приплотинных зданий ГЭС, имеющих два-три входных отверстия или бык в глубине водоприемника, коэффициент неравномерности распределения расходов между отверстиями может приниматься равным единице, поскольку расход воды, поступающей в водо-

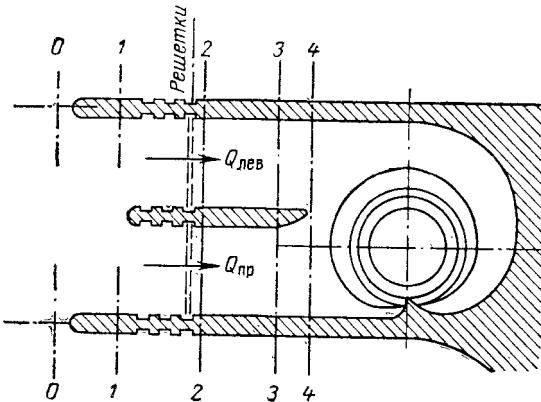


Рис. 4-36. К учету неравномерного распределения расхода между отверстиями водоприемника при вычислении потерь напора.

Таблица 4-7

Распределение расхода между тремя секциями водоприемника здания Горьковской ГЭС и коэффициент неравномерности α (угол охвата спиральной камеры 192°)

№ гидроагрегатов	Расходы, %, в пролетах водоприемника			Коэффициент неравномерности α
	левый	средний	правый	
2	35,53	34,43	30,04	
8	35,60	34,45	29,95	1,016

приемник, распределен между пролетами водоприемника обычно равномерно.

В водоприемниках русловых зданий ГЭС неравномерность распределения расхода между пролетами водоприемника зависит от угла охвата спиральной камеры и в меньшей степени от открытия направляющего аппарата. На рис. 4-37 даны значения коэффициента неравномерности

распределения расхода между двумя отверстиями водоприемников некоторых наших ГЭС при расчетных режимах в зависимости от угла охвата спиральной камеры.

В табл. 4-7 представлены эти же величины для водоприемника Горьковской ГЭС, полученные при натурных испытаниях.

Кривая 3 на рис. 4-37 показывает, что за счет неравномерного распределения потока между секциями водоприемника потери могут увеличиться на 5—10%, что следует учитывать при сопоставлении вариантов турбинных блоков с турбинными камерами с различными углами охвата.

Выражение (4-31) получено для учета влияния неравномерного распределения расхода между секциями водоприемника исходя из одинаковых значений коэффициентов сопротивления каждой секции. В тех случаях, когда коэффициенты сопротивления секций различны, что может быть из-за неодинакового засорения решеток каждой из секций, происходит дополнительное перераспределение расхода и увеличение потерь мощности. Для такого случая задача определения потери мощности решена И. А. Чернятиным [295].

Рис. 4-37. Экспериментальные данные о неравномерности K распределения расхода между отверстиями водоприемника и изменениях коэффициента неравномерности в зависимости от угла охвата спиральной камеры. \bullet —Волжские ГЭС; ∇ —Волжская ГЭС (модель); Δ —Иркутская ГЭС; $1-K=f(\varphi)$ для левого пролета; 2 —то же для правого пролета; $3-\alpha=f(\varphi)$.

Суммарное сопротивление водоприемника складывается из местных сопротивлений:

- 1) на входе в водоприемник как в отверстие, образованное забральной стенкой и последующим входным участком, быками и порогом;
- 2) пазов, ниш и проемов для размещения механического оборудования;
- 3) промежуточных быков;
- 4) сороудерживающих решеток;
- 5) переходного участка.

Если имеется сороудерживающее сооружение, то потери напора на нем следует относить к потерям в водоприемнике.

Потери напора на вход в подводящее русло обычно пренебрежимо малы и потому в суммарные потери напора при заборе воды в здание ГЭС (русского и приплотинного типов) могут не включаться.

При расположении отдельных участков водоприемника на близком расстоянии суммарный коэффициент сопротивления может быть как больше, так и меньше суммы сопротивлений участков, что вносит поправку в расчетное значение потерь напора и делает более предпочтительным определение коэффициента сопротивления и потерь напора экспериментальным путем. При проектировании могут быть использованы следующие данные лабораторных или гидравлических исследований водоприемников.

Водоприемник Воткинской ГЭС. Исследования проводились в МЭИ на моделях турбинного блока в масштабе 1 : 50 (турбина $D_1 = 186 \text{ mm}$) с водоприемниками обычного типа и имеющими прорези в быках.

На рис. 4-38 показаны линии токов и эпюры скоростей (водоприемник обычного типа) при высотах входного отверстия подводящей камеры 19,35 и 14,85 м (размеры натурные). При ширине блока 27,85 м (между осями быков) и ширине в свету входного отверстия подводящей камеры, равной $2 \times 9,75 \text{ m}$, площадь входного отверстия подводящей камеры составляла в соответствии с его высотой 374 m^2 и 290 m^2 .

Высотное положение забральной стенки отвечало оптимальному, т. е. обеспечивало безударное и безотрывное поступление воды в отверстие подводящей камеры. Сороудерживающие решетки отсутствовали.

В первых двух створах эпюры скоростей построены по осевой вертикали, а во входном сечении и в третьем створе (створ решетки, второй паз) — по осевой вертикали каждого отверстия. Из рис. 4-38 видно, что изменение высоты входного отверстия не нарушает характера эпюр скоростей и общей картины движения воды (на эпюрах отложены значения относительных скоростей u/u_{cp}).

Порог в пределах водоприемника вызывает появление донного вальца, который в правом отверстии распространялся до конца промежуточного быка, в левом — до последнего паза.

При определении потерь напора коэффициенты кинетической энергии в створе начала наклонного участка понура и во входном отверстии подводящей камеры принимались равными единице, распределение давления — по гидростатическому закону. Левый пролет водоприемника пропускал 58% расхода, правый — 42% (среднее из двух опытов), что отвечает коэффициенту неравномерности распределения расхода по пролетам [формула (4-31)]:

$$\alpha = 2^2(0,58^3 + 0,42^3) = 1,07.$$

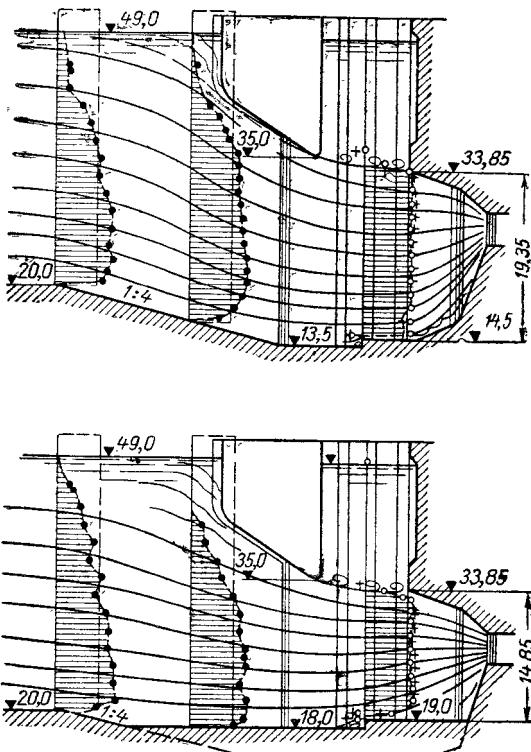


Рис. 4-38. Линии токов и эпюры скоростей в модели водоприемника руслового здания ГЭС при различных высотных положениях порога водоприемника.

Влияние изменения площади входного отверстия турбинной камеры за счет изменения его высоты и соответствующего изменения высотного положения порога водоприемника оказалось незначительным, в пределах точности эксперимента. Коэффициенты сопротивления левой и правой ветвей водоприемника одинаковы. При отнесении потерь к скоростному напору во входном сечении турбинной камеры коэффициент сопротивления ζ участка между створами в начале наклона понура и во входном отверстии турбинной камеры равен 0,3.

Потери напора в рассматриваемом водоприемнике с учетом влияния сороудерживающих решеток и неравномерности распределения расхода между его ветвями равны:

$$h_w = \left[\zeta_p \left(\frac{\omega_{bx}}{\omega_p} \right)^2 + 0,3 \right] \alpha \frac{v_{bx}^2}{2g}, \quad (4-32)$$

где ω_p и ω_{bx} — площади живых сечений перед решетками и входного отверстия турбинной камеры.

На рис. 4-39 показана картина движения в водоприемнике той же ГЭС с прорезями в быках. В данном случае опыты велись при наличии сороудерживающей решетки.

Рисунки 4-38 и 4-39 позволяют оценить условия обтекания сороудерживающей решетки.

Глубинный береговой водоприемник Нурекской ГЭС. Исследования этого водоприемника проводились в МИСИ на гидравлической модели в масштабе 1 : 100 (рис. 4-40). При расходе водоприемника в натуре, равном 450 м³/сек, на модели расход составлял всего 4,5 л/сек (моделирование по правилу Фруда), что не позволяло определить с достаточной уверенностью потерю напора. Поэтому расход на модели формировался до 20 л/сек.

На модели была выполнена подрешеточная конструкция, сами же решетки не моделировались. Потери напора определялись при горизонтальном положении (в поперечном сечении) связей подрешеточной конструкции, при их

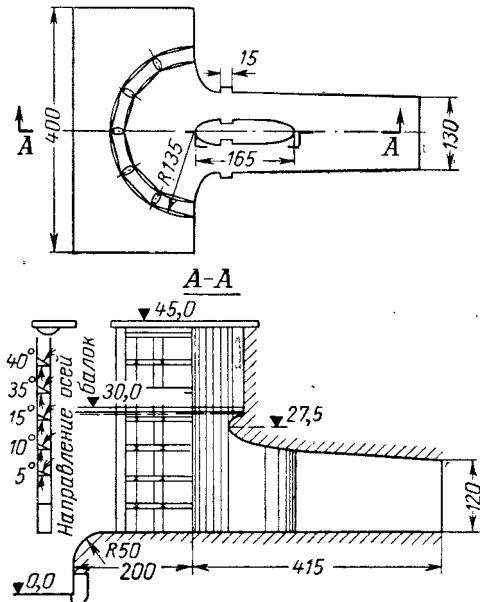


Рис. 4-40. Вариант глубинного водоприемника Нурекской ГЭС, модель, размеры в миллиметрах, отметки в метрах натуры.

ориентации по линии токов, при наличии и отсутствии промежуточного быка, при пороге с уступом высотой 10 м, при отсутствии уступа (при длине горизонтального участка перед порогом без уступа, равной 50 м). Значения коэффициентов сопротивления водоприемника (при отнесении потерь напора к скоростному напору в конце водоприемника) даны в табл. 4-8.

Таблица 4-8

**Суммарный коэффициент сопротивления глубинного водоприемника Нурекской ГЭС
(по данным лабораторных исследований [47])**

Исследованный вариант (рис. 4-40)	Суммарный коэффициент сопротивления
С подрешеточной конструкцией при горизонтальном положении поперечных связей подрешеточной конструкции:	
при наличии промежуточного быка	0,28
при отсутствии промежуточного быка	0,09
с промежуточным быком при отсутствии уступа порога	0,24
С подрешеточной конструкцией, промежуточным быком и порогом при поперечных связях, ориентированных по линиям токов	0,19

Из табл. 4-8 следует, что ориентация подрешеточной конструкции по линиям токов уменьшает коэффициент сопротивления на $0,28 - 0,19 = 0,09$.

Глубинный плотинный водоприемник Братской ГЭС. Коэффициент сопротивления водоприемника Братской ГЭС определялся в лаборатории при энергетических исследованиях турбинного блока и в натуре [302].

Модель с рабочим колесом $D_1 = 250$ мм имела масштаб 1 : 30. Проточная часть была выполнена из оргстекла, абсолютная шероховатость которого принята равной 0,2 мм, что дает коэффициент трения $\lambda = 0,014$. Считается, что то же значение имеет коэффициент трения λ напорных водосбросов в натуре.

Напорный трубопровод выполнялся на модели в трех вариантах: с радиусом закругления нижнего колена 20 м (в натуре) без горизонтальной вставки, с радиусом 20 м и горизонтальной вставкой длиной 10,36 м между коленом и переходным конусом перед спиральной камерой и радиусом закругления колена 40 м. Диаметр напорного трубопровода 10 м.

Потери напора по участкам и нарастание коэффициента сопротивления по длине водоподводящего тракта показаны на рис. 4-41 (при $Q = 605$ м³/сек, $R = 20,0$ м). Коэффициент сопротивления вычислен при отнесении потерь напора

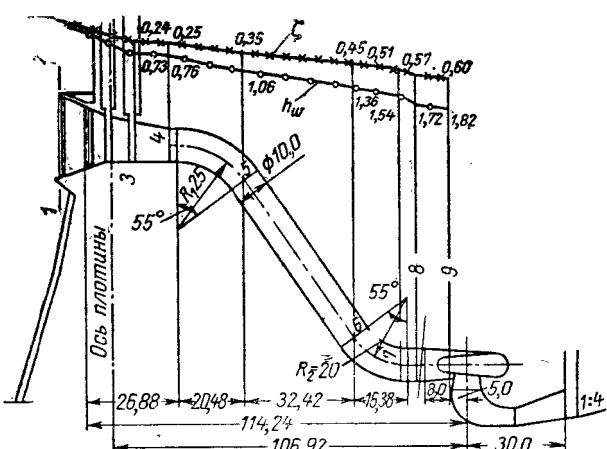


Рис. 4-41. Модель водоприемника Братской ГЭС ($D_1 = 10,0$ м). Изменение по длине водоприемника и напорного трубопровода коэффициента сопротивления и потерь напора (при $Q = 605$ м³/сек).

Таблица 4-9

Коэффициенты сопротивления ζ элементов водоприемника и напорного трубопровода модели турбинного блока Братской ГЭС (рис. 4-41)

Участок						Всего на участках	
Входной, включая пазы 1—3	Переходный 3—4	Верхнее колено 4—5	Наклонный 5—6	Нижнее колено 6—7	Конус 7—9	1—4	1—9
0,24	0,01	0,10	0,10	0,12	0,03	0,25	0,60

к скоростному напору в трубопроводе. Значения коэффициентов сопротивления приведены в табл. 4-9.

Сороудерживающая решетка на модели отсутствовала.

Реально осуществленный напорный трубопровод имеет диаметр 7,0 м (рис. 4-42) и несколько иные размеры элементов проточной части водоприемника. Площадь сороудерживающей решетки составляет 384 м² [53]. Потери напора в натуре определялись при испытаниях агрегата № 13, проведенных Гидропроектом при участии ВНИИГ. Коэффициенты

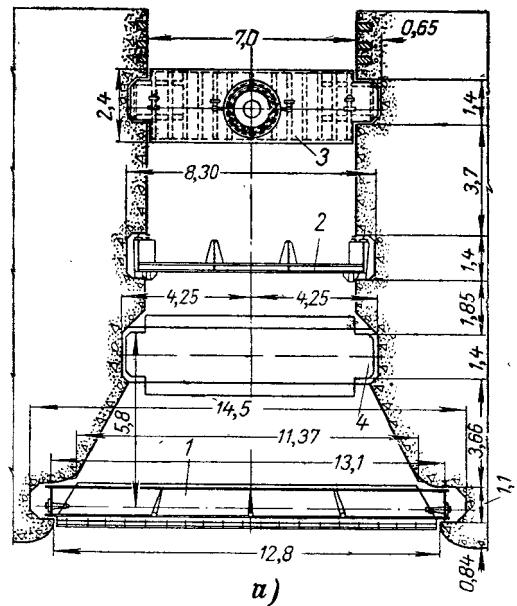
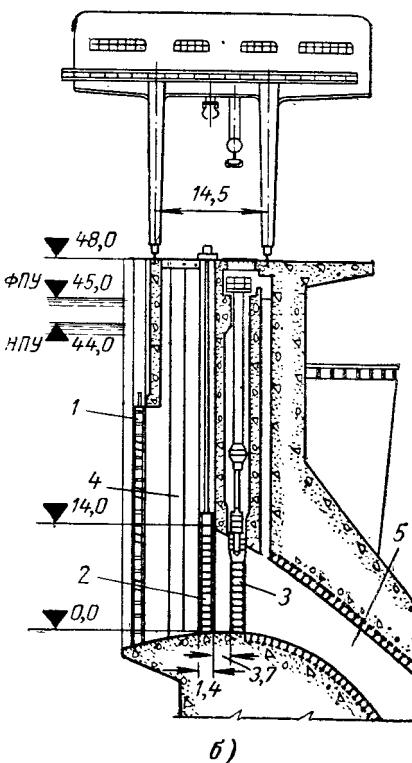


Рис. 4-42. Водоприемник Братской ГЭС.

а — план; б — разрез по оси; 1 — сороудерживающие решетки; 2 — ремонтный затвор; 3 — основной затвор; 4 — паз строительного затвора; 5 — напорный трубопровод.

сопротивления водоприемника во всей проточной части были получены при семи режимах (расход турбины изменялся от 79 до 250 м³/сек).

Значения коэффициентов сопротивления приведены в табл. 4-10.

Из натурных наблюдений следует, что без учета потерь напора на решетке коэффициент сопротивления водоприемника на участке от входа до последнего паза равен 0,20. Если добавить коэффициент сопротивления переходного участка, равный по данным исследования 0,01, учесть потери на вход в отверстие водоприемника и потери в последнем пазе, то получаем $\zeta_B > 0,21$, т. е. коэффициент ζ_B приближается к 0,25, найденному в лаборатории.

Таблица 4-10

Коэффициенты сопротивления ζ элементов водоприемника и напорного трубопровода турбинного блока Братской ГЭС (рис. 4-42) по данным натурных испытаний

Участок			
Вход в отверстие водоприемника и сороудерживающая решетка	Входной участок (от решетки до последнего паза)	Напорный трубопровод от последнего паза до входа в турбину (включая переходный участок)	Всего на участках водоприемника и напорного трубопровода
0,12	0,20	0,18	0,50

Таблица 4-11

Коэффициенты сопротивления на вход в водоприемник, вычисленные по скоростному напору в водоводе

Схемы на рис. 4-41	Форма входа	Коэффициент сопротивления ζ
<i>a</i>	Прямой вход	0,50
<i>b</i>	Вход с закругленными или скошенными краями	0,25
<i>b, g</i>	Вход в форме воронки	0,10
<i>b, g</i>	Оптимальные эллиптические очертания	0,04

4-6. КОЭФФИЦИЕНТ СОПРОТИВЛЕНИЯ ВХОДНОГО УЧАСТКА

В процессе проектирования сравнивается ряд вариантов турбинного блока и разрабатываются новые решения. Воспользоваться данными лабораторных или натурных исследований, подобными тем, которые приведены в § 4-5, не всегда представляется возможным. Поэтому приходится потери напора определять по существующим справочным данным, формулам, результатам опытов, которые могут быть использованы применительно к водоприемникам зданий ГЭС.

Потери на вход в одиночное отверстие водоприемника (рис. 4-43) можно определить в первом приближении по табл. 4-11 [270, 113].

Для глубинных водоприемников при отсутствии бокового сжатия и циркульном очертании оголовка и порога (радиусы их скругления одинаковы), при постоянных высоте и ширине входного участка коэффициент сопротивления на вход в отверстие без учета потерь напора на вход в пределы быков может быть определен по графику рис. 4-44, построенному по данным Б. М. Чиквашвили [299]. Этот же график можно использовать при эллиптическом или циркульном очертании оголовков быков во втором случае при расстоянии между их входной кромкой и створом входного отверстия, превышающем $1,5 r_{бык}$, т. е. когда можно полагать, что сжатие потока и последующее его расширение завершается в пределах быков.

Длина участка, на котором сопротивление трения входит в коэффициент сопротивления, определяющийся по графику на рис. 4-44, равна [299] при $0,33 \leq \frac{r_{бык}}{h_{вод}} \leq 1,10$:

$$l_{вх} = r_{бык} + (0,8 \div 1,0) h_{вод}. \quad (4-33)$$

Следовательно, при отнесении оголовка к входному участку длина последующего участка водоприемника, на котором учитываются лишь потери напора на трение,

$$l_{тр} = L - (l_{вх} + \Sigma l_{мест}), \quad (4-34)$$

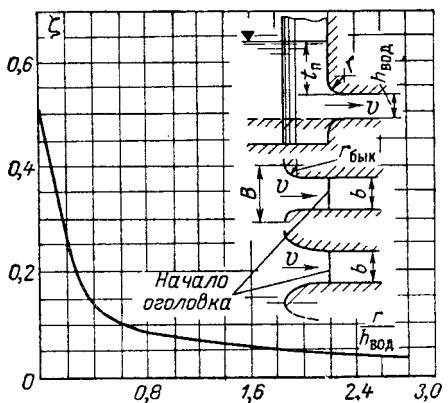


Рис. 4-44. График для определения коэффициента сопротивления на вход в отверстие водовода из пределов быков, выдвинутых в верхний бьеф (при отсутствии или наличии порога).

тров сопротивления характерных участков, расположенных на одном участке, приходится прибегать при отсутствии другой возможности оценить потери напора.

Таблица 4-12

Коэффициент трения λ в зависимости от относительной шероховатости $\bar{\Delta}$ [109]

$\bar{\Delta} = \Delta/D_g$	0,05 0,072	0,045 0,068	0,04 0,065	0,035 0,061	0,03 0,057	0,025 0,053	0,02 0,049	0,015 0,044	0,010 0,038
$\bar{\Delta} = \Delta/D_g$	0,008 0,035	0,006 0,032	0,005 0,031	0,004 0,028	0,002 0,023	0,001 0,020	0,0009 0,019	0,0008 0,019	
$\bar{\Delta} = \Delta/D_g$	0,0007 0,019	0,0006 0,017	0,0005 0,016	0,0004 0,016	0,0002 0,014	0,0001 0,012		0,00005 0,011	

Расчетный суммарный коэффициент сопротивления водоприемника в сложных случаях не может быть найден с достаточной точностью потому, что к оценке сопротивления какого-либо элемента водоприемника можно подойти по-разному на основании одних и тех же справочных данных.

При определении коэффициентов сопротивления по длине $\zeta_{tp} = \lambda l/D_g$, где $D_g = 4\omega/\chi$ — гидравлический диаметр, χ — смоченный периметр, коэффициент гидравлического трения λ может быть найден по любой из современных формул. В водоприемниках и турбинных водоводах вследствие значительных скоростей и гидравлических радиусов поток, как правило, находится в зоне квадратичного сопротивления, для которого коэффициент трения может быть вычислен по формуле Прандтля — Никурадзе¹

$$\lambda = \frac{1}{2 \left(\lg \frac{3,7}{\bar{\Delta}} \right)^2}, \quad (4-35)$$

¹ Для равномерного движения. С некоторым приближением формула может быть использована для неравномерного движения с осреднением параметров по участкам водовода и потока.

Абсолютная шероховатость некоторых поверхностей [109]

Материал	Состояние поверхности	$\Delta, \text{мм}$	Материал	Состояние поверхности	$\Delta, \text{мм}$
Бетон и железобетон	Хорошая поверхность с затиркой Средние условия Грубая поверхность	0,3—0,8 2,5 3—10	Металлическая поверхность	Гладкая После нескольких лет эксплуатации	0,02—0,01 0,04—0,2

которой отвечает табл. 4-12 [109]. Здесь $\bar{\Delta} = \Delta/D_g$, Δ — абсолютная высота выступа эквивалентной шероховатости (табл. 4-13).

Если входной участок конфузорный, то сопротивление трения может быть вычислено или суммированием потерь по участкам с переменной площадью живого сечения или согласно рекомендациям И. Е. Идельчика [109, диаграммы 5-2 — 5-4 и 3-7].

Коэффициент сопротивления промежуточного быка с циркульным или прямоугольным очертанием оголовков, стоящего в глубине входного участка (рис. 4-45), при отнесении потерь к скоростному напору перед быком может быть определен по формуле [109]:

$$\zeta = 1,15 C_x \frac{\eta}{(1-\eta)^3}, \quad (4-36)$$

где $\eta = S_{\text{бык}}/\omega$ ($S_{\text{бык}}$ — мидлевое сечение быка, ω — живое сечение потока перед быком); в случае прямоугольного водовода $\eta = d/b$ (рис. 4-45).

Для быка с верховым оголовком циркульного очертания, а низовым оголовком циркульного или прямоугольного очертания (рис. 4-45, а, б) $C_x = 0,66$, с очертаниями по рис. 4-45, в $C_x = 0,15$.

Для быка с очертаниями по рис. 4-45, г C_x может быть определен в зависимости от l/d :

l/d	2	3	4	5	6	8	9
C_x	0,09	0,06	0,06	0,08	0,09	0,10	0,19

Коэффициент сопротивления промежуточного быка при длине $l \gg 5d$ может быть также найден как сумма сопротивлений: на вход в пределы водовода, стесненного быком, на трение по длине и на расширение потока за быком. Расчет ведется по формуле (4-30). Коэффициент сопротивления на расширение потока за быком, отнесеный к скоростному напору в сечении за быком, вычисляется по формуле Борда

$$\zeta = K \left(\frac{\omega}{\omega - S_{\text{бык}}} - 1 \right)^2, \quad (4-37)$$

где K — поправка, учитывающая влияние формы низового оголовка.

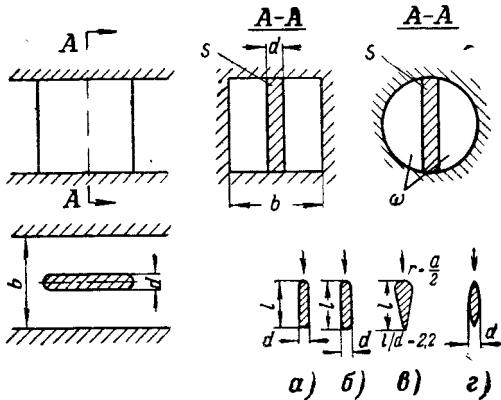


Рис. 4-45. К определению коэффициента сопротивления промежуточного быка, стоящего в водоводе круглого или прямоугольного сечения.

Используя данные, приведенные в [109], получаем: при прямоугольном или круговом очертании низового оголовка $K=1$; при коническом очертании, толщине быка в концевом участке, равной $0,5d$ (см. табл. 4-16, г), и длине конического участка, равной $2d$, $K=0,57$; при длине этого участка, равной $4,5d$, $K=0,49$.

4-7. КОЭФФИЦИЕНТ СОПРОТИВЛЕНИЯ ПЕРЕХОДНОГО УЧАСТКА. СУММАРНЫЙ КОЭФФИЦИЕНТ СОПРОТИВЛЕНИЯ

Как указано в § 4-4, переходный участок может быть и постоянного сечения, и конфузорным, и диффузорным.

Коэффициент сопротивления переходного участка в виде прямолинейного конфузора (рис. 4-46, а) с прямолинейной осью, отнесенный к скоростному напору в концевом сечении, может быть вычислен по формуле [109]:

$$\zeta_{\text{пер}} = \zeta' \left(1 - \frac{\omega_{\text{кон}}}{\omega_{\text{нач}}} \right) + \zeta_{\text{тр}}. \quad (4-38)$$

Здесь ζ' — коэффициент, определяемый по графику на рис. 4-44; l/D_r — отношение длины конфузора к гидравлическому диаметру концевого сечения; $D_r = 4\omega_{\text{кон}}/\chi$.

При $l/D_r > 0,6$ первым членом формулы (4-38) следует пренебречь (имея в виду, что угол α у переходных участков невелик).

Коэффициент сопротивления $\zeta_{\text{тр}}$ конфузора (и диффузора) в справочной литературедается в зависимости от угла сужения (расширения), отношения площадей начального и конечного сечений и их формы. При любой форме этих сечений расчет $\zeta_{\text{тр}}$ можно производить, как для эквивалентного конуса (рис. 4-26) [109]. При отнесении потерь к скоростному напору в меньшем сечении имеем:

$$\zeta_{\text{тр}} = \frac{\lambda}{8 \sin \frac{\alpha}{2}} \left[1 - \left(\frac{\omega_0}{\omega_1} \right)^2 \right], \quad (4-39)$$

где ω_0/ω_1 — отношение площадей сопрягающихся участков — меньшей к большей; α — угол при вершине эквивалентного конуса.

При $\lambda=0,02$ коэффициент $\zeta_{\text{тр}}$ определяется по табл. 4-14.

При криволинейном конфузоре (рис. 4-46, б) с прямолинейной осью в формуле (4-38) первый член также принимается равным нулю, т. е.

$$\zeta_{\text{пер}} = \zeta_{\text{тр}}.$$

Рассмотрим расчет потерь напора в водоприемнике руслового здания ГЭС, выполненного по наиболее распространенной схеме (рис. 4-47).

Таблица 4-14

Коэффициент сопротивления $\zeta_{\text{тр}}$ конфузорных и диффузорных участков водоводов при $\lambda = 0,02$ [109]

$\frac{\omega_0}{\omega_1}$	α^0						
	2	3	6	8	10	12–15	20
0,25 и менее	0,14	0,10	0,05	0,03	0,03	0,02	0,01
0,30	0,13	0,09	0,04	0,03	0,03	0,02	0,01
0,40	0,12	0,08	0,04	0,03	0,02	0,02	0,01
0,50	0,11	0,07	0,04	0,02	0,02	0,02	0,01
0,60	0,09	0,06	0,02	0,02	0,02	0,02	0,01

Для вычисления потерь напора в долях от скоростного напора в некотором сечении $k-k$ вводим, исходя из условия неразрывности, поправку, учитывающую различие скоростей в сечениях $c-c$ и $k-k$:

$$v_{c\text{-ж}} \varepsilon \Phi_{c-c} = v_k \Phi_{k-k}, \quad v_{c\text{-ж}} = \frac{\eta_k}{\varepsilon} v_k,$$

где $\eta_k = \omega_{k-k}/\omega_{c-c}$ — отношение площадей живых сечений в створах $k-k$ и $c-c$ (индекс k при η указывает сечение, по скоростному напору в котором вычисляются потери).

Потери напора на вход в пределы быков (на участке $OO-cc$) равны:

$$h_w = \zeta_c \frac{v_{c\text{-ж}}^2}{2g} = \zeta_c \left(\frac{\eta_k}{\varepsilon} \right)^2 \frac{v_k^2}{2g} = \zeta_k \frac{v_k^2}{2g}.$$

Коэффициент сопротивления ζ_c может быть выражен через коэффициент скорости в зависимости $v_c = \varphi V^{2g\Delta H}$:

$$\zeta_c = \frac{1}{\varphi^2 - 1},$$

откуда коэффициент сопротивления участка $OO-cc$, отнесенный к сечению $k-k$,

$$\zeta_k = \left(\frac{1}{\varphi^2} - 1 \right) \left(\frac{\eta_k}{\varepsilon} \right)^2. \quad (4-40)$$

Коэффициент сжатия ε вычисляется по формуле, учитывающей влияние радиуса закругления быков [286]:

$$\varepsilon = \frac{1}{1 + \sqrt{\frac{0,4}{e^{16K}} (1 - \beta^2)}}. \quad (4-41)$$

Здесь $K = \frac{r_1 + r_2}{2b} = \frac{r_{\text{cp}}}{b}$; r_1, r_2 — радиусы закругления быков; b — расстояние в свету между быками; β — отношение площади живого сечения между быками к площади потока перед отверстием. С некоторым приближением $\beta = b/B$, где B — расстояние между осями быков, а при одном работающем отверстии — ширина верхнего бьефа перед водоприемником.

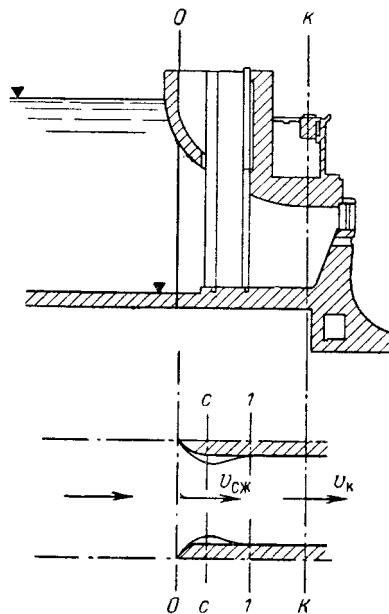


Рис. 4-47. К расчету потерь напора в водоприемнике руслового здания ГЭС.

Значение e^{16K} следующее:

K	0,10	0,12	0,14	0,16	0,18	0,20	0,22	0,24	0,25	0,30	0,35	0,40
e^{16K}	4,95	6,90	9,38	12,35	17,85	24,53	33,50	48,50	54,60	121,5	269,2	601,8

Потери напора при расширении потока за сжатым сечением определяются по формуле Борда:

$$h_{c-1} = \left(\frac{v_{c-1} - v_1}{2g} \right)^2 = \eta_k^2 \left(\frac{1}{\epsilon} - 1 \right) \frac{v_k^2}{2g}, \quad (4-42)$$

откуда коэффициент сопротивления на расширение потока после сжатия (на участке $cc - 11$) с учетом потерь на трение, отнесенный к сечению $k-k$, равен:

$$\zeta_{c-1} = \eta_k^2 \left(\frac{1}{\epsilon} - 1 \right)^2 + \zeta_{tr}.$$

Произведя суммирование полученных коэффициентов, учитываем также коэффициент сопротивления при обтекании потоком забральной стенки $\zeta_{3.c}$ (при плавном ее очертании он принимается равным нулю):

$$\zeta_{ex} = \left(\frac{1}{\varphi^2} - 1 \right) \left(\frac{\eta_k}{\epsilon} \right)^2 + \eta_k^2 \left(\frac{1}{\epsilon} - 1 \right) + \zeta_{tr} + \zeta_{3.c}. \quad (4-43)$$

Далее согласно изложенному ниже следует найти коэффициенты сопротивления пазов и проема между забральной и напорной стенками.

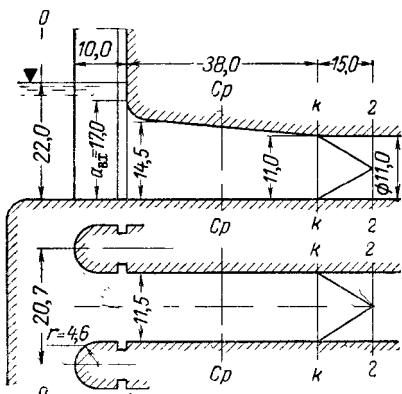


Рис. 4-48. К расчету коэффициента сопротивления водоприемника.

оформления, порог циркульного очертания выдвинут в сторону верхнего бьефа. Ширина паза $l_n = 1,5 \text{ м}$, $K = \frac{r}{b} = \frac{4,6}{11,5} = 0,4$.

1. Коэффициент сопротивления участка от оголовков быков до входа в отверстие. Потери напора на вход в пределы быка вычисляются по формуле (4-43):

$$\begin{aligned} \zeta_{bx} &= \left(\frac{1}{\varphi^2} - 1 \right) \left(\frac{\eta_k}{\epsilon} \right)^2 + \eta_k^2 \left(\frac{1}{\epsilon} - 1 \right) + \zeta_{tr} + \zeta_{3.c} = \\ &= \left(\frac{1}{0,95^2} - 1 \right) \left(\frac{0,375}{0,983} \right)^2 + 0,50^2 \left(\frac{1}{0,98} - 1 \right) + \zeta_{tr} + \zeta_{3.c} = 0,021 + \zeta_{tr} + 0, \end{aligned}$$

где по формуле (4-41)

$$\epsilon = \frac{1}{1 + \sqrt{\frac{0,4}{e^{16K}}(1-\beta)}} = \frac{1}{1 + \sqrt{\frac{0,4}{601,8}(1 - \frac{11,5}{20,7})}} = 0,983;$$

$$\eta_k = \frac{\omega_k}{\omega_0} = \frac{126,5}{253,0} = 0,50.$$

Забральная стенка отсутствует, поэтому $\zeta_{3.c}=0$.

Для определения ξ_{tp} на участке от оголовков быков до входного отверстия расчет ведем по площади входного участка:

$$D_f = \frac{4\omega_{bx}}{\chi} = \frac{4 \cdot 195,0}{57,0} = 13,7 \text{ м}; \quad \bar{\Delta} = \frac{\Delta}{D_f} = \frac{0,0025}{13,7} = 0,0018.$$

По табл. 4-12 $\lambda = 0,014$. Значение $\Delta = 2,5 \text{ мм}$ принято по табл. 4-13 (бетонная поверхность в средних условиях);

$$\xi_{tp} = \lambda \frac{l}{D_f} = 0,014 \frac{10,0}{13,7} = 0,0095.$$

Следовательно, $\xi_{bx} = 0,021 + 0,0095 = 0,0305$.

2. Участок от входа (плоскость напорной стенки) до начала переходного участка. Сопротивлением верхнего входного оголовка эллиптического очертания пренебрегаем. Коэффициент сопротивления трения определяем по среднему сечению $\omega_{cp} = 146,25 \text{ м}^2$;

$$D_f = \frac{4\omega_{cp}}{\chi} = \frac{4 \cdot 146,25}{48,5} = 12,1 \text{ м}.$$

При $\Delta = 2,5 \text{ мм}$ $\bar{\Delta} = \frac{\Delta}{D_f} = \frac{0,0025}{12,1} = 0,00021$. По табл. 4-12 $\lambda = 0,014$;

$$\xi_{bx-k} = \xi_{tp} = \lambda \frac{l}{D_f} = 0,014 \frac{38,0}{12,1} = 0,043.$$

3. Переходный участок. Тангенс половины угла при вершине эквивалентного конуса (рис. 4-26)

$$\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} = \frac{\sqrt{\omega_k} - \sqrt{\omega_2}}{l \sqrt{\pi}} = \frac{\sqrt{126,5} - \sqrt{95,0}}{15 \sqrt{3,14}} = 0,06,$$

откуда угол при вершине этого конуса $\alpha \approx 7^\circ$.

Потерями на сжатие потока пренебрегаем. Коэффициент сопротивления трения по формуле (4-39):

$$\begin{aligned} \xi_{nep} = \xi_{tp} &= \frac{\lambda}{8 \sin \frac{\alpha}{2}} \left[1 - \left(\frac{\omega_2}{\omega_1} \right)^2 \right] = \\ &= \frac{0,014}{8 \sin 3,5^\circ} \left[1 - \left(\frac{95,0}{126,5} \right)^2 \right] = \frac{0,014}{0,052} (1 - 0,56) = 0,015. \end{aligned}$$

4. Коэффициенты сопротивления пазов. По формуле (4-64)

$$\xi_\Pi = 0,1 \frac{l_\Pi}{b} = 0,1 \cdot \frac{1,5}{11,5} = 0,013.$$

5. Суммарный коэффициент сопротивления, отнесенный к скоростному напору в сечении $k-k$, равен:

$$\begin{aligned} \xi &= \xi_{bx} \left(\frac{\omega_k}{\omega_{bx}} \right)^2 + \xi_{bx-k} \left(\frac{\omega_k}{\omega_{cp}} \right)^2 + \xi_{nep} \left(\frac{\omega_k}{\omega_{2-2}} \right)^2 + \xi_\Pi \left(\frac{\omega_k}{\omega_{bx}} \right)^2 = \\ &= 0,0305 \left(\frac{126,5}{195,0} \right)^2 + 0,043 \left(\frac{126,5}{146,25} \right)^2 + 0,015 \left(\frac{126,5}{95,0} \right)^2 + 0,013 \left(\frac{126,5}{195,0} \right)^2 = 0,077 \approx 0,1. \end{aligned}$$

По лабораторным данным аналогичный водоприемник, но с подрешеточной конструкцией имеет $\xi = 0,09$ (табл. 4-8).

4-8. ПОТЕРИ НАПОРА В ПАЗАХ И ПРОЕМАХ¹

При обтекании паза² в результате взаимодействия транзитного потока с жидкостью, циркулирующей в пазу, образуется струйный пограничный слой с границами $O1$ и $O2$ (рис. 4-49). В его пределах скорости меняются от нуля до u_0 — скорости невозмущенного потока. По

¹ Параграф написан совместно с Д. Д. Сейфулла.

² Размеры пазов в быках зданий ГЭС см. в приложении 2.

поверхности раздела 03 между транзитным потоком и водоворотом в пазу действуют касательные турбулентные напряжения τ_{tr} , за счет которых поток теряет часть своей энергии. Обтекая низовой угол паза, транзитный поток сжимается, а далее за сжатым сечением происходит расширение потока. Аналогично можно представить схему обтекания проемов для затворов.

Следовательно, потери в пазу могут быть определены как сумма потерь h_{wtr} на преодоление касательных турбулентных напряжений по поверхности раздела и потерь h_{wvkh} , связанных с выходом части транзитного потока из паза, которые могут быть разделены на потери при сжатии потока за пазом и последующем его расширении.

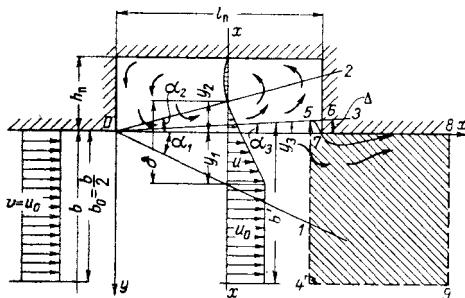


Рис. 4-49. Схема обтекания паза, соответствующая теории турбулентных струй.

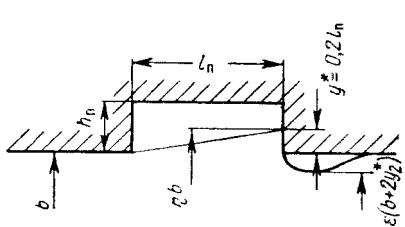


Рис. 4-50. К определению потерь напора в пазах (расчетная схема Е. Мошони).

Е. Мошони [335] нашел возможность определять потери напора в пазах (и в проеме, расположенному в этом же створе) по теореме Борда, учитывая расширение потока на двух участках: 1) при вступлении в пределы паза; 2) после сжатого сечения за пределами паза (рис. 4-50):

$$h_{wii} = 1,2 \left[(1 - \eta)^2 + \left(\frac{1 - \epsilon}{\epsilon} \right)^2 \right] \frac{v^2}{2g}, \quad (4-44)$$

где $\eta = \frac{bh}{bh + 2y^*_2h + y_2b}$ — степень расширения транзитного потока в пазовой конструкции; b , h — ширина и высота водовода; v — средняя скорость потока в водоводе; y_2 — величина расширения транзитного потока в просмы, равная $y_2 = 0,2l_p$; y^*_2 — то же в одиночном пазе, принимаемая равной $y^*_2 = 2l_p$ при $h_p > 0,2l_p$ и $y^*_2 = h_p$ при $h_p \leq 0,2l_p$ (где l_p и h_p — соответственно ширина и глубина паза).

Член y_2b есть увеличение площади транзитного потока за счет его расширения в проеме; $2y^*_2h$ — увеличение площади транзитного потока за счет расширения в пазах.

Коэффициент сжатия ϵ потока за пазом рекомендуется определять по эмпирической формуле Вейсбаха

$$\epsilon = 0,63 + 0,37 \eta^3. \quad (4-45)$$

Непосредственное применение формулы Борда для оценки потерь в пазах является весьма условным, так как граничные условия для пазов существенно отличаются от граничных условий, для которых получена формула Борда. Формула не учитывает потерь при выходе потока из паза. Сжатие струи за пазом, которое нужно знать для учета потерь при последующем расширении потока, оценивается по формуле Вейсбаха, преуменьшающей степень сжатия (преувеличивающей ϵ). Для компенсации недостатков расчетной схемы Е. Мошони вводят в формулу опытный поправочный коэффициент, равный 1,2.

Г. А. Чепайкин [294] получил формулу сопротивления пазов для свободной турбулентной струи. При этом он принимает расчетную схему,

не вполне отвечающую общепринятым описанию кинематики струи: скорость в пределах пограничного слоя изменяется по линейному закону, транзитный поток в пограничном слое заключается в границы 01—02, в то время как обычно считается, что его границами являются прямые 01—03. Рассматривая потери напора как сумму потерь на внезапное расширение потока в пазу и на обтекание низового угла, он получает формулу

$$\zeta_n = 0,0274 \frac{n l_n}{b}. \quad (4-46)$$

При одной паре пазов $n=2$.

Применительно к расчету потерь напора в пазах можно рассматривать способ расчета потерь напора в ячейке лабиринтного уплотнения, разработанный Г. Н. Абрамовичем [3, 4]. Потери кинетической энергии за счет турбулентного трения в пограничном слое транзитной части плоской турбулентной струи в пределах паза по Г. Н. Абрамовичу равны:

$$h_{w_{\text{тр}}} = 0,275 \frac{a l_n}{b_0} \frac{v^2}{2g},$$

где a — экспериментальная константа, равная для плоской струи 0,09. При $b_0=0,5b$

$$\zeta_{\text{тр}} = 0,050 \frac{l_n}{b}. \quad (4-47)$$

При сжатии струи на выходе из паза согласно известной полуэмпирической формуле потерь напора при внезапном сужении

$$h_w \text{ суж} = 0,5 \left(1 - \frac{v_{\text{ср}}}{v} \right) \frac{v^2}{2g},$$

где $v_{\text{ср}}$ — средняя скорость транзитного потока в сечении перед низовой гранью паза. Значение $v_{\text{ср}}/v$ определяется согласно теории турбулентных струй:

$$\frac{v_{\text{ср}}}{v} = 1 - 0,007 \frac{l_n}{b_0},$$

что при $b_0=0,5b$ дает:

$$\zeta_{\text{суж}} = 0,014 \frac{l_n}{b}.$$

Коэффициент сопротивления пары пазов получается равным;

$$\zeta_n = 0,064 \frac{l_n}{b}. \quad (4-48)$$

Эта формула действительна при глубине ячейки лабиринта (в нашем случае — глубине паза), большей толщины свободной струи в пределах паза, т. е. при $h_n > y_2$, где $y_2 = l_n \operatorname{tg} \alpha_2$. Угол α_2 согласно теории турбулентных струй изменяется от $9-10^\circ$ на начальном участке до $12^\circ 30'$ на основном участке [4].

Рассматриваемое Г. Н. Абрамовичем лабиринтное уплотнение имеет длину, значительно превосходящую длину начального участка турбулентной струи, вследствие чего при определении предела применимости формулы он принимает $\alpha_2 = 12^\circ 30'$ ($\operatorname{tg} \alpha_2 = 0,22$). Пазы же всегда короче начального участка. Приняв $\alpha_2 = 9^\circ$, получаем $y_2 > 0,158 l_n \approx 0,16 l_n$.

При $h_n < l_n \operatorname{tg} \alpha_2$ Г. Н. Абрамович рекомендует пользоваться формулой, определяющей потери энергии в пазу как потери на удар при расширении потока и на последующее сжатие за пределами паза.

В. В. Баланин и В. П. Василевский [34] потери напора в пазах рассматривают как сумму потерь, обусловленных касательными турбулентными напряжениями в пазе и сжатием транзитного потока при выходе из паза. Потерями напора на расширение потока за сжатым сечением при выходе из паза они пренебрегают.

Коэффициент сопротивления, учитывающий потери при турбулентном обмене масс жидкости между транзитным потоком и водоворотной областью, определяется из уравнения

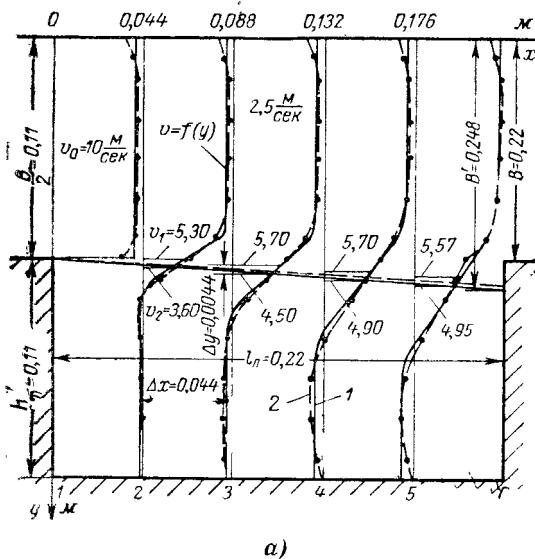
$$\Sigma \tau_{tp} \gamma \Delta s = \gamma Q h_{w, tp},$$

откуда

$$h_{w, tp} = \frac{\Sigma \tau_{tp} \gamma \Delta s}{\gamma Q}, \quad (4-49)$$

где τ_{tp} — касательное напряжение, развивающееся по элементарной площадке Δs на поверхности раздела транзитного потока и водоворотной зоны; v — скорость потока в центре элементарной площадки; Q , γ , $h_{w, tp}$ — расход, удельный вес воды и искомые потери напора.

Касательное напряжение τ_{tp} определяется, исходя из



a)

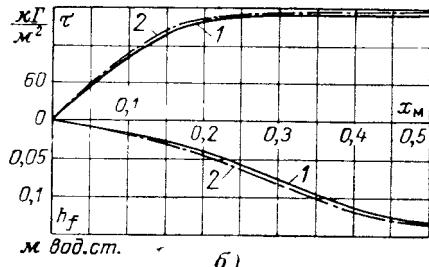


Рис. 4-51. К расчету потерь напора по В. В. Баланину и В. П. Василевскому.

а — кинематическая картина в пазу; **б** — изменение касательных напряжений и нарастание потерь по длине; 1 — расчет; 2 — опыт; 3 — линия раздела между транзитным потоком и водоворотной областью. $h_n/B = 0.5$, $l_n/B = 1$.

зависимости, предложенной И. М. Коиваловым, согласно которой τ_{tp} пропорционально градиенту квадрата скорости¹

$$\tau_{tp} = \rho a^2 x \frac{\partial (v^2)}{\partial y},$$

а не квадрату градиента скорости, как это следует из теории Л. Прандтля. Формула получена из уравнения установившегося движения жидкости с переменным расходом. В ней a — коэффициент турбулентного обмена ($a=0.08$).

На рис. 4-51 даны эпюры скоростей в пазу, кривые изменения τ_{tp} и нарастания потерь напора по длине, построенные на основании расчетов и экспериментальных данных [34]. По полученным значениям

¹ Предположение о пропорциональности интенсивности переноса количества движения поперечному градиенту составляющей количества движения по оси x — принадлежит Рейхардту [4, стр. 129].

скорости на линии раздела между транзитной струей и циркуляционной зоной $v=f(y)$ (рис. 4-52) вычисляется градиент квадрата скорости

$$\frac{\partial(v^2)}{\partial y} = \frac{v_1^2 - v_2^2}{\Delta y}$$

и по уравнению (4-49) — потеря напора.

Потери напора на сжатие транзитного потока при выходе из паза определяются как потери на внезапное сужение

$$\tau_{\text{суж}} = 0,5 \left(1 - \frac{b}{b'} \right), \quad (4-50)$$

где $b' = b + 2\Delta$ — расстояние между границами транзитного потока низового угла паза (рис. 4-49).

Для инженерного использования авторы рекомендуют номограммы коэффициентов сопротивления пазов с прямоугольными и скошенными низовыми кромками (рис. 4-53). При скошенных низовых кромках сопротивление пазов определяется только турбулентным трением.

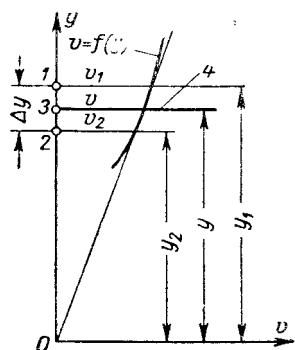


Рис. 4-52. К определению градиента квадрата скорости на линии раздела.

1 — скорости выше линии раздела; 2 — скорости ниже линии раздела; 3 — скорости на линии раздела; 4 — линия раздела.

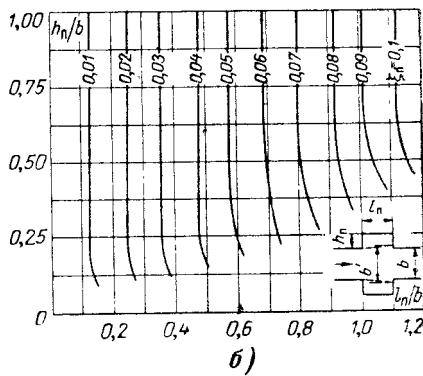
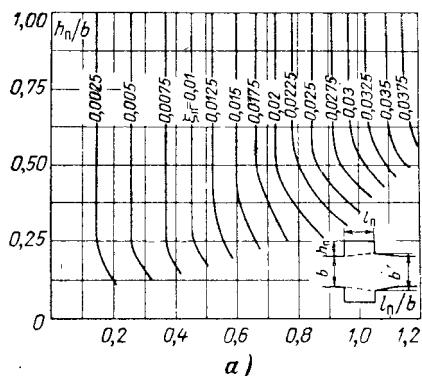


Рис. 4-53. Номограммы коэффициента сопротивления пазов.
а — паз со скосом низовой грани; б — без скоса

И. В. Лебедев и Д. Д. Сейфулла потери напора в пазах определяют, следуя Г. Н. Абрамовичу, как потери кинетической энергии транзитной части пограничного слоя на длине паза, у низового угла паза и при расширении за пазом [145]. Потери кинетической энергии на участке ox , происходящие за счет турбулентного трения, деформирующего эпюру скоростей в пределах транзитной части струи в пограничном слое (т. е. в границах части $01-03$, рис. 4-49), определяются как разность $\Delta \mathcal{E}$ кинетических энергий транзитного потока, проходящего на ширине y_1 со скоростью u_0 через границу 01 и имеющего в сечении $x-x$ в пределах струйного пограничного слоя $01-03$ скорость u . Для плоских условий

$$\Delta \mathcal{E} = \gamma \frac{u_0^3}{2g} y_1 - \gamma \int_{y_3}^{y_2} \frac{u^3}{2g} dy. \quad (4-51)$$

Распределение скоростей в струйном пограничном слое принимается в соответствии со следующей зависимостью:

$$u = u_0 (3\eta^2 - 2\eta^3), \quad (4-52)$$

где

$$\eta = \frac{y - y_2}{y_1 - y_2}. \quad (4-53)$$

Формула скорости получена И. В. Лебедевым¹ для плоского струйного пограничного слоя из уравнения движения двухмерного потока при выражении касательных турбулентных напряжений на поверхностях выделенного объема жидкости в виде степенного ряда, коэффициенты которого определяются из граничных условий с использованием выражения Л. Прандтля для касательных напряжений.

И. В. Лебедевым и Д. Д. Сейфулла опубликован вывод формулы сопротивления осесимметричного (кольцевого) паза²; формула для плоского паза дана без вывода и содержит ошибки. Поскольку формула для плоского паза после сопоставления с другими формулами рекомендуется ниже для использования, приводим ее вывод, вводя общепринятые обозначения и исправляя неточности³.

Согласно рекомендации Г. Н. Абрамовича [3, 4] можно принять $\operatorname{tg} \alpha_1 = 0,112$. Паз ограничивает распространение струи, поэтому углы α_2 и α_3 неизвестны (рис. 4-49).

Для определения $\operatorname{tg} \alpha_2$ воспользуемся условием постоянства количества движения в плоской турбулентной струе.

При $y_2 = b_0$

$$\rho u_0^2 b_0 = \int_{y_2}^{y_1} \rho u^2 dy$$

или, имея в виду формулу (4-52),

$$u_0^2 b_0 = u_0^2 \int_0^1 \delta (3\eta^2 - 2\eta^3)^2 d\eta,$$

где $\delta = y_1 - y_2$.

Пределы интегрирования найдены из условий:

$$\text{при } y = y_2 \quad \eta = \eta_2 = \frac{y - y_2}{y_1 - y_2} = 0; \quad \text{при } y = y_1 \quad \eta_1 = 1;$$

$$d\eta = \frac{dy}{y_1 - y_2}; \quad dy = \delta d\eta.$$

$$\text{Интегрируя, получаем } \int_0^1 (3\eta^2 - 2\eta^3)^2 d\eta = 0,37.$$

При $y_2 = b_0$ имеем

$$x = \frac{b_0}{\operatorname{tg} \alpha_1}$$

и

$$\delta = x (\operatorname{tg} \alpha_1 + \operatorname{tg} \alpha_2) = \frac{b_0 (\operatorname{tg} \alpha_1 + \operatorname{tg} \alpha_2)}{\operatorname{tg} \alpha_1}.$$

¹ Ранее этот закон изменения скоростей получен для турбулентного плоского слоя за телом, Известия АН СССР, ОТН, № 2, 1959.

² В работе [145] формулу сопротивления осесимметричного паза следует представить в следующем виде:

$$\zeta_\pi = 0,11 \frac{l_\pi}{r_0}.$$

³ Выполнен С. М. Слисским и Д. Д. Сейфулла.

Следовательно,

$$\frac{b_0}{\delta} = \frac{\operatorname{tg} \alpha_1}{\operatorname{tg} \alpha_1 + \operatorname{tg} \alpha_2} = \frac{0,112}{0,112 + \operatorname{tg} \alpha_2} = 0,37,$$

откуда $\operatorname{tg} \alpha_2 = 0,191$; $\alpha_2 = 10,9^\circ$.

Ниже в процессе вывода формулы используются численные значения η_3 и $\operatorname{tg} \alpha_3$. Определяются эти величины из условия неразрывности: расход через границу $0I$ равен расходу жидкости в границах $0I$, 03 :

$$u_0 x \operatorname{tg} \alpha_1 = \int_{y_3}^{y_1} u dy;$$

$$\int_{y_3}^{y_1} u dy = u_0 \delta \int_{\eta_3}^1 (3\eta^2 - 2\eta^3) d\eta = u_0 \delta (0,5 - \eta_3^3 + 0,5\eta_3^4).$$

Отсюда

$$u_0 x \operatorname{tg} \alpha_1 = u_0 \delta (0,5 - \eta_3^3 + 0,5\eta_3^4).$$

Поскольку

$$\delta = x (\operatorname{tg} \alpha_1 + \operatorname{tg} \alpha_2),$$

получаем:

$$0,5 - \eta_3^3 + 0,5\eta_3^4 = \frac{\operatorname{tg} \alpha_1}{\operatorname{tg} \alpha_1 + \operatorname{tg} \alpha_2}.$$

При $\operatorname{tg} \alpha_1 = 0,112$, $\operatorname{tg} \alpha_2 = 0,191$ находим $\eta_3 = 0,566$ и из выражения $\frac{y_3 - y_2}{y_1 - y_2} = \eta_3$ определяем y_3 и затем $\operatorname{tg} \alpha_3 = 0,019^*$, $\alpha_3 = 1,1^\circ$.

Кинетическая энергия потока, проходящего со скоростью u_0 через границу $0I$,

$$\gamma \frac{u_0^3}{2g} x \operatorname{tg} \alpha_1. \quad (4-54)$$

Кинетическая энергия в любом сечении струйного пограничного слоя

$$\frac{\gamma}{2g} \int_{y_3}^{y_1} u^3 dy = \gamma \frac{u_0}{2g} \delta \int_{\eta_3}^1 (3\eta^2 - 2\eta^3) d\eta.$$

После интегрирования, подстановки в полученное выражение $\eta_3=0$ разница (потеря) кинетических энергий на длине l_π равна:

$$\Delta \mathcal{E} = \frac{\gamma u_0^3}{2g} (\bar{x} \operatorname{tg} \alpha_1 - 0,29\delta) = \bar{x} \frac{\gamma u_0^3}{2g} [\operatorname{tg} \alpha_1 - 0,29 (\operatorname{tg} \alpha_1 + \operatorname{tg} \alpha_2)].$$

Относя потерянную кинетическую энергию к потной кинетической энергии всего потока $\frac{\gamma u_0^3 b_0}{2g}$, получаем коэффициент сопротивления паза, обусловленный касательными турбулентными напряжениями:

$$\zeta_{tp} = \frac{x}{b_0} [\operatorname{tg} \alpha_1 - 0,29 (\operatorname{tg} \alpha_1 + \operatorname{tg} \alpha_2)],$$

что при $\operatorname{tg} \alpha_1 = 0,112$, $\operatorname{tg} \alpha_2 = 0,191$ дает:

$$\zeta_{tp} = 0,024 \frac{x}{b_0}. \quad (4-55)$$

Выражая b_0 через $b = 2b_0$, получаем (для пары пазов):

$$\zeta_{tp} = 0,048 \frac{l_\pi}{b} \approx 0,05 \frac{l_\pi}{b}. \quad (4-56)$$

Для оценки потерь на выход из паза рассматривается совместно уравнение энергии и количества движения для отсека жидкости 456789 (рис. 4-49).

Сечение 4—5 проведено там, где завершается расширение транзитного потока в пазу и начинается его сжатие перед выходом из паза. Предполагается, что статические

* Из графика на рис. 4-24 следует, что угол $\gamma=\alpha_3$ изменяется в зависимости от относительной глубины паза h_π/b . Эта закономерность требует дальнейшей проверки.

давления в сечениях 4—5 и 8—9 распределены в горизонтальных плоскостях равномерно. Тогда из уравнения Бернулли, составленного для этих сечений, потери напора на выход из паза равны:

$$h_{\text{вых}} = \frac{p_1 - p_2}{\gamma} + \frac{\alpha_1 v_1^2}{2g} - \frac{u_0^2}{2g},$$

где v_1 — средняя скорость в сечении 4—5.

Перепад давления определяется из уравнения количества движения для рассматриваемого отсека жидкости, составленного в проекциях на ось x . Давление на площадку Δ принимается равным полному динамическому давлению потока, набегающего на площадку. Уравнение количества движения имеет следующий вид:

$$\rho q (\alpha_{02} u_0 - \alpha_{01} v_1) = p_1 (b_0 + \Delta) - P_2 b_0 - \left(p_1 + \rho \frac{\bar{v}^2}{2g} \right) \Delta. \quad (4-57)$$

Здесь \bar{v} — средняя скорость потока, набегающего на площадку Δ .

Разрешив это уравнение относительно $p_1 - p_2$, имея в виду, что $q/b_0 = u_0$, $\alpha_{02} = 1$, подставив найденное выражение в уравнение (4-57) и введя коэффициент смягчения входа 0,5, получим:

$$\zeta_{\text{вых}} = \frac{h_{\text{вых}}}{u_0^2} = 0,5 \left[1 - 0,2 \alpha_{01} \left(\frac{v_1}{u_0} \right) + \frac{\Delta}{b_0} \left(\frac{\bar{v}}{u_0} \right)^2 + \alpha_1 \left(\frac{v_1}{u_0} \right)^2 \right]. \quad (4-58)$$

Средняя скорость \bar{v} равна:

$$\bar{v} = \frac{(3\eta_6^2 + 2\eta_6^3) + (3\eta_7^2 + 2\eta_7^3)}{2} u_0 = 0,64 u_0,$$

где при $y = y_3$ имеем $\eta_6 = \eta_3 = 0,566$, при $y=0$ $\eta_7 = 0,63$.

Коэффициенты количества движения и кинетической энергии

$$\alpha_{01} = \frac{\int_{y_1}^{y_3} u^2 dy}{u_0^2 (y_1 - y_3)}, \quad \alpha = \frac{\int_{y_1}^{y_3} u^2 dy}{u_0^3 (y_1 - y_3)},$$

вычисленные с использованием формулы (4-52), определяются по графикам на рис. 4-54.

Из уравнения неразрывности имеем

$$\frac{v_1}{u_0} = \frac{1}{1 + \tan \alpha_3}.$$

Подставляем это выражение в (4-58) и заменяем Δ, b_0 на $\bar{x} \tan \alpha_3$, где $\bar{x} = \frac{x}{b_0} = \frac{2x}{b}$

$$\zeta_{\text{вых}} = 0,5 \left[1 - \frac{2\alpha_{01}}{1 + \bar{x} \tan \alpha_3} + 0,64^2 \bar{x} \tan \alpha_3 + \frac{\alpha_1}{(1 + \bar{x} \tan \alpha_3)^2} \right]. \quad (4-59)$$

Суммируя $\zeta_{\text{тр}}$ и $\zeta_{\text{вых}}$, получаем формулу полного сопротивления пары пазов

$$\zeta_{\text{п}} = 0,024 \bar{x} + 0,5 \left[1 - \frac{2\alpha_{01}}{1 + \bar{x} \tan \alpha_3} + 0,64^2 \bar{x} \tan \alpha_3 + \frac{\alpha_1}{(1 + \bar{x} \tan \alpha_3)^2} \right]. \quad (4-60)$$

Эта формула аппроксимируется прямой, уравнение которой является расчетной формулой

$$\zeta_{\text{п}} = \zeta_{\text{тр}} + \zeta_{\text{вых}} = 0,048 \frac{l_{\text{п}}}{b} + 0,018 \frac{l_{\text{п}}}{b} = 0,066 \frac{l_{\text{п}}}{b}. \quad (4-61)$$

При скошенных гранях низового угла $\zeta_{\text{вых}} = 0$; $\zeta_{\text{п}} = \zeta_{\text{тр}}$, где $\zeta_{\text{тр}}$ определяется по формуле (4-56).

Формула применима при $h_{\text{п}} > l_{\text{п}} \tan \alpha_2$ или $l_{\text{п}}/h_{\text{п}} \leq 5,2$, т. е. в тех случаях, когда глубина паза не ограничивает расширение струи.

Для выбора формулы сопротивления пазов прежде всего сопоставим значения коэффициентов сопротивления, обусловленных влиянием турбулентных напряжений. На рис. 4-55, а нанесены кривые $\zeta_{тр} = f(l_n/b)$, построенные по формулам Г. Н. Абрамовича, И. В. Лебедева и Д. Д. Сейфулла, В. В. Баланина и В. П. Василевского (по графику рис. 4-53, б), а также О. М. Айвазьяна.

Формула О. М. Айвазьяна [10, 11] получена при изучении вызванных касательными напряжениями потерь напора в русле с поперечной прямоугольной прорезью. Определив экспериментально потери напора на участке прорези (паза) и использовав также полученную им экспериментально формулу скорости в пределах пограничного слоя $u_x = (0,69 + \frac{y}{x} 4,0)^*$, О. М. Айвазьян, применяя известную зависимость

(4-49), вычисляет $\tau_{тр}$ и затем определяет длину пути перемешивания $l = 0,022$, отвечающую формуле касательных напряжений Л. Прандтля.

Применительно к пазу формула коэффициента сопротивления имеет вид:

$$\zeta_{тр} = 0,02 \frac{l_n}{b}. \quad (4-62)$$

О. М. Айвазян не разделил потери напора на обусловленные турбулентным трением и обтеканием низового угла, считая, что во многих случаях последними можно пренебречь ввиду малости угла расширения транзитного потока ($\alpha_3 \approx 1^\circ$). В действительности в $\zeta_{тр}$ входит и $\zeta_{вых}$, поскольку в опытах потери $h_{швых}$ из измеренных потерь не выделялись.

Из сопоставления значений $\zeta_{тр}$ следует (рис. 4-55, а), что практически совпадают результаты расчетов: по формулам Г. Н. Абрамовича и И. В. Лебедева — Д. Д. Сейфулла; по формуле О. М. Айвазьяна и графикам В. В. Баланина — В. П. Василевского; в последнем случае $\zeta_{тр}$ получаются примерно вдвое меньше, чем в предыдущем.

На рис. 4-55, б сопоставлены кривые полного коэффициента сопротивления пары пазов. Дополнительно к формулам, рассмотренным выше, произведен расчет по эмпирической формуле Н. Т. Назарова [176]

$$\zeta_n = 0,36 \frac{h_n l_n}{b^2}. \quad (4-63)$$

Эта формула имеет явно неправильную структуру (потери напора пропорциональны относительной глубине паза h_n/b) и недостаточно на-

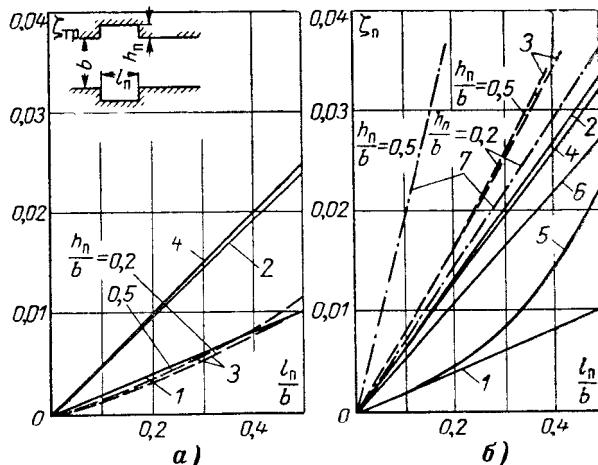


Рис. 4-55. Сопоставления значений коэффициентов сопротивления пазов $\zeta_{тр}$ и ζ_n по данным различных авторов.

a — коэффициент сопротивления турбулентного трения; b — полный коэффициент сопротивления паза; 1 — по О. М. Айвазяну; 2 — по И. В. Лебедеву и Д. Д. Сейфулла; 3 — по В. В. Баланину и В. П. Василевскому; 4 — по Г. Н. Абрамовичу; 5 — по Е. Мошони; 6 — по Г. А. Чепайкину; 7 — по Н. Т. Назарову.

* При $0,06 > \frac{y}{x} > -0,08$.

дежное экспериментальное обоснование (гидравлическая модель водоприемника имела пролет в свету всего 5,9 см; экспериментальные значения ξ_p отклоняются от средних значений более чем на 30%).

Наименьшие значения ξ_p получаются по формуле О. М. Айвазьяна, который принимает $\xi_p = \xi_{tr}$. Формулы Е. Мошони и Г. А. Чепайкина дают значения ξ_p несколько большие, чем они получаются по О. М. Айвазьяну.

Как справедливо указывает Г. Н. Абрамович [4], применение теоремы Борда для определения потерь напора при расширении потока в пазу допустимо лишь в том случае, когда длина паза достаточна для заполнения всего сечения паза потоком с прямым направлением скоростей. Это условие при размерах применяющихся пазов не выполняется, и, таким образом, использование Е. Мошони и Г. А. Чепайкиным теоремы Борда при выводе рассмотренных выше формул не обосновано. Правда, Г. А. Чепайкин, исходя из теоремы Борда, определяет скорости в расширенном сечении не по площади поперечного сечения паза, а по эпюре скоростей в конце паза. Однако его исходная расчетная схема далека от действительности. Графики зависимости $\xi_{tr} = f(l_p/b)$, построенные по формулам Г. Н. Абрамовича и И. В. Лебедева — Д. Д. Сейфулла, практически совпали, так же как и графики зависимости $\xi_p = f(l_p/b)$. Некоторое отличие значений ξ_p обусловлено, по-видимому, тем, что Г. Н. Абрамович не учитывал потери напора при расширении потока за сжатым сечением вне паза.

Значения ξ_p по В. В. Баланину — В. П. Василевскому получаются больше чем по всем другим формулам (за исключением неприемлемой формулы Н. Т. Назарова). Сравнивая значения ξ_p , полученные по графикам В. В. Баланина — В. П. Василевского и по формулам Г. Н. Абрамовича, И. В. Лебедева — Д. Д. Сейфулла, следует иметь в виду, что у первых двух авторов получилось втрое большее значение $\xi_{vых}$. Произошло это вследствие того, что угол расширения транзитного потока (граница 03) по В. В. Баланину — В. П. Василевскому превышает три градуса (рис. 4-51), в то время как согласно всем работам по турбулентным струям, в том числе и учитывающим ограничение струи в пазу, этот угол лишь незначительно больше одного градуса.

К сожалению, имеющиеся экспериментальные данные о сопротивлении пазов недостаточны для подтверждения или опровержения той или иной зависимости. Лабораторные исследования проводились на малых моделях при явно недостаточной точности измерения. Экспериментальные данные различных авторов, совпадающие с их собственными расчетами, требуют для объективности подтверждения данными других авторов. Явно неприемлемы имеющиеся результаты натурных исследований. Например, при натурных исследованиях водоприемника Братской ГЭС потеря напора в водоприемнике определялась как сумма сопротивлений решеток и пазов без выделения потерь на вход, на трение, в проемах [302], что в конечном счете завысило коэффициент сопротивления пазов. На Горьковской ГЭС потери напора в пазах определялись вычитанием из суммарных потерь всего водоприемника потерь на вход и потерь в предспиральной камере [296]. Потеря на вход определялась расчетом, потери на трение и в проеме между забральной и напорной стенками не учитывались, что, по-видимому, привело к завышению ξ_p .

В натурных условиях картина обтекания паза сложнее, чем принятая в рассмотренных расчетных схемах: скорости по сечению в створе пазов по величине и направлению неодинакова, в пазах образуется продольный ток жидкости, оказывают влияние закладные части для опор затвора. Рекомендуемые в различных работах значения коэффициентов сопротивления пары пазов даются вне зависимости от относительных размеров пазов и водовода. Например, рекомендуется коэф-

фициент сопротивления полностью открытого плоского затвора напорного водовода, т. е. пазов и проема в потолке, принимать равным 0,3* или 0,2—0,4**. По данным И. А. Чернятина [296], коэффициент сопротивления пары пазов водоприемника Горьковской ГЭС (при $l_{\text{п}} \approx 1$ м, $b = 6$ м) равен $\zeta_{\text{п}} = 0,021 v^2$, что для выражения $\zeta_{\text{п}} = f(l_{\text{п}}/b)$ дает $\zeta_{\text{п}} = 2,5 l_{\text{п}}/b$, т. е. в 38 раз больше, чем по формуле (4-61).

В то же время в ряде нормативных документов, например в [270] или в ТУиН 24-109-49 «Водоприемники с открытым водозабором деривационных ГЭС», потерями напора в пазах пренебрегают ($\zeta_{\text{п}} = 0$).

В практических расчетах все же можно ориентироваться на теоретическую формулу. Введя в (4-61) коэффициент запаса 1,5, получим формулу сопротивления пары пазов, рекомендуемую для использования:

$$\zeta_{\text{п}} = \zeta_{\text{тр}} + \zeta_{\text{вых}} = 0,1 \frac{l_{\text{п}}}{b}. \quad (4-64)$$

Формула подлежит дальнейшему уточнению, особенно в связи с тем, что по некоторым данным угол α_3 границы транзитного потока (рис. 4-49) зависит от относительной глубины паза (рис. 4-24,д), за счет чего может увеличиться $\zeta_{\text{п}}$, определяющийся на основании теории турбулентных струй, которая не учитывает возможного падения давления в пазу, ведущего к отклонению струи в глубь паза.

Механизм обтекания проемов для затворов и между забральной и напорной стенками, а также прорезей в быках аналогичен наблюдаемому при обтекании пазов.

Проемы обычно устраиваются в потолке. Принимая за ось симметрии дно водовода на участке расположения проема, имеем ту же расчетную схему, что и на рис. 4-49. Следовательно, для расчета коэффициента сопротивления могут использоваться те же формулы. Так, формула (4-64) пременительно к проему в потолке принимает вид:

$$\zeta_{\text{пр}} = \zeta_{\text{тр}} + \zeta_{\text{вых}} = 0,025 \frac{l_{\text{пр}}}{h} + 0,025 \frac{l_{\text{пр}}}{h} = 0,05 \frac{l_{\text{пр}}}{h}, \quad (4-65)$$

где h — высота водовода в створе по оси проема, отсчитываемая от дна.

При расположении проема на конфузорном участке (рис. 4-56) скоростной напор, по которому вычисляются потери напора, следует, как и в случае пазов, определять по средней скорости в сечении по оси проема. Ширина паза отсчитывается от точки A , по касательной Ax в этой точке.

Если положение кромки низового угла проема обеспечивает плавный безударный вход потока в отверстие за проемом, то потери напора определяются только с учетом турбулентного трения:

$$\zeta_{\text{тр}} = 0,025 \frac{l_{\text{пр}}}{h}.$$

Как это следует из расчетов, потери напора в проеме между забральной и напорной стенками при правильном высотном расположе-

* А. С. Абелев, Гидравлические сопротивления плоских затворов, перекрывающих напорные водоводы при различных открытиях, Известия ВНИИГ, т. 42, 1950.

** Справочник по гидротехнике, Стройиздат, 1955, стр. 777.

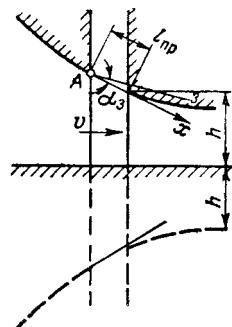


Рис. 4-56. К расчету коэффициента сопротивления пазов или проема, расположенных на конфузорном участке.

ни нижней кромки стенки невелики, что подтверждается результатами лабораторных и натурных исследований. Например, при исследовании модели турбинного блока Волжской ГЭС имени XXII съезда КПСС в масштабе 1:52 с турбиной $D_1 = 186$ мм, проведенном автором в МЭИ, не удалось уловить влияние проема между забральной и напорными стенками на потери напора в водоприемнике.

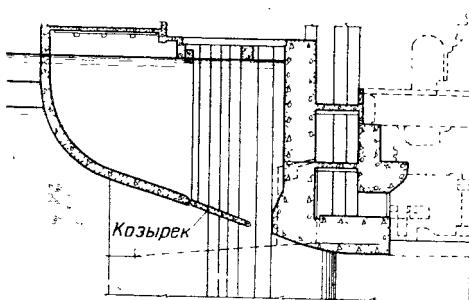


Рис. 4-57. Водоприемник Горьковской ГЭС с откидным козырьком, перекрывающим проем между забральной и напорной стенками.

В процессе опытов при форсированном расходе турбины фиксировалась при одном и том же режиме разность уровней в верхнем бьефе и пьезометре, выведенном из турбинной камеры, при наличии и отсутствии козырька, перекрывающего проем.

Изменения уровней при точности отсчета по шкале иглы, отвечающей в натуре 0,006 м, не наблюдалось. В натурных условиях определение потерь напора в проеме между забральной и напорной стенками было проведено на Горьковской ГЭС. Проем здесь перекрывается откидным струенаправляющим козырьком (рис. 4-57). Разница в величине потерь напора при поднятом и опущенном козырьке неизначительна; например, при расходе турбины 560 м³/сек (средняя скорость в створе проема около 1,95 м/сек) [105] потери напора в водоприемнике при отсутствии козырька на 5 см больше, чем при его наличии.

В работе [296] сказано, что ощутимого влияния на величину потерь струенаправляющие козырьки на Горьковской ГЭС не оказывают, а из опытных данных следует, что при опущенных козырьках потери напора, пожалуй, даже увеличиваются (рис. 4-58, кривая 2). Понятно, это объясняется неточностью опытов или неправильным их истолкованием.

Расчет по формуле (4-65) дает потери напора в открытом проеме при расходе 560 м³/сек, не превышающие 1 см. Следует отметить, что при натурных испытаниях уровни в каждом створе измерялись лишь по двум или трем пьезометрам, установленным в стенах быков и потолке предспиральной камеры. Причиной расхождения экспериментальных данных может являться как недостаточная точность экспериментов, так и то, что в первом случае испытания проводились в блоке агрегата № 1, а во-втором блоке агрегата № 2. Таким образом, возможно некоторое различие в высотных положениях нижних кромок забральных стенок относительно кромок входных отверстий предспиральных камер.

Малая величина потерь напора в проеме между забральной и напорной стенками при правильном их взаимном положении делает излиш-

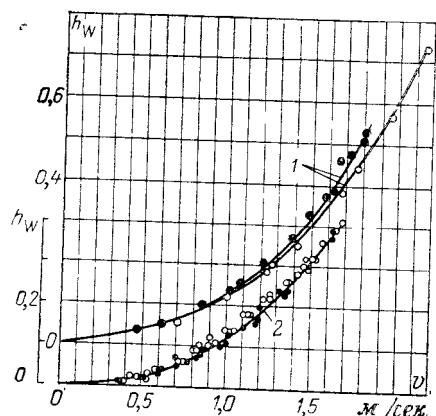


Рис. 4-58. Влияние на потери напора козырька, перекрывающего проем между забральной и напорной стенками (Горьковская ГЭС).

1 — натурные исследования Гидропроекта;
2 — натурные исследования ВНИИГ: ● — при поднятых козырьках; ○ — при опущенных козырьках.

ним устройство козырька, подобного принятому на Горьковской ГЭС и усложняющего эксплуатацию сооружения.

Суммарные потери в пазах и проеме, расположенных в одном сечении, при расчете коэффициентов сопротивления по формулам (4-64), (4-65) определяются без учета пространственности явления. Коэффициент сопротивления пазов и проема в пространственных условиях определяют В. В. Баланин и В. П. Василевский, которые при расчете потерь напора производят построение пространственного поля скоростей [34]. Этот метод расчета требует для его рекомендации дополнительной экспериментальной проверки.

4-9. ЗАДАЧИ ГИДРАВЛИЧЕСКОГО РАСЧЕТА СОРОУДЕРЖИВАЮЩИХ РЕШЕТОК. ТРЕБОВАНИЯ К КОНСТРУКЦИИ

Сороудерживающие решетки должны защищать водоводы ГЭС от попадания сора, грозящего нарушением нормальной эксплуатации ГЭС. Конструкция решеток и их местоположение должны способствовать наименьшей их засоряемости и наибольшей эффективности сороочистительных работ.

Гидравлический расчет решеток состоит из определений следующих величин:

- 1) средней и максимальной скоростей в створе решеток, по которым определяется необходимая площадь решеток; степени неравномерности распределения скоростей по площади решеток, направления течений в плане и по глубине, что позволяет правильно ориентировать элементы решеток;
- 2) потерю энергии на решетках;
- 3) ожидаемой степени засоренности решеток в процессе их нормальной эксплуатации и потерю энергии при засорении;
- 4) максимально возможного перепада на решетках для расчета их прочности.

На многих гидроэлектростанциях очистка решеток производится или при снижении мощности агрегата, или при полной его остановке. Если заранее допускать снижение мощности агрегата или предусматривать его остановку, то при проектировании сороудерживающих решеток можно назначать их размеры и положение из условия допущения повышенных скоростей. Однако снижение мощности можно допускать лишь при надлежащем обосновании такого решения (незначительное количество сора в воде, наличие резерва мощностей и пр.), поскольку оно приводит к недовыработке энергии.

Проектирование решеток, т. е. выбор конструкции решеток, их местоположения, компоновки водоприемника с точки зрения наиболее эффективной работы сороудерживающих и сороочистительных устройств, должно производиться на основании энергоэкономических расчетов и сопоставления вариантов. Но достоверность технико-экономических расчетов обычно снижается из-за внесения в расчет неопределенности в оценке степени засоренности решеток.

Из опыта эксплуатации некоторых ГЭС на различных реках европейской части СССР, несущих сор большую часть времени года, известно, что постоянная засоренность решеток может достигать 20—25% их площади, а простой агрегатов для очистки решеток в паводочный период при обычном расположении решеток (в глубине водоприемника) — порядка двух часов в сутки.

Имеющиеся в литературе и в нормативных руководствах рекомендации по назначению допустимой средней скорости в решетках зданий ГЭС, которая определяет площадь решеток, разноречивы.

Таблица 4-15

Рекомендуемые значения скоростей в створе перед решетками

Форма элементов решетки и условия обтекания	Способ очистки	Скорость, м/сек	
		средняя	местная максимальная
Решетка из плавно обтекаемых элементов при фронтальном подходе потока	Механическая или гидравлическая	1,5	2,0
То же при косом подходе под углом $\delta \geq 20^\circ$	То же	1,2	1,5—1,7
Решетка из плохо обтекаемых элементов при косом подходе	" "	1,0	1,2—1,3
Решетки глубинных водоприемников	Постоянная очистка не производится	0,6	—

Для низко- и средненапорных ГЭС РУ 10-53 [218] рекомендуют определять допустимые средние скорости в сечении решеток (по площади бруто, т. е. без учета стеснения отверстия элементами решетки) по формуле

$$v = K \sqrt{H}, \quad (4-66)$$

где при полной мощности турбины и при средневзвешенном напоре $K=0,35 \div 0,40$, при форсированном режиме турбины, работающей при расчетном напоре, $K=0,5$. В первом случае скорость не должна превышать 1,75 м/сек, во втором — 2,2 м/сек.

Е. Мошони, ссылаясь на В. Кригера и Дж. Джестина, предлагает принимать $K=0,53$, что при $H=6$ м дает скорость 1,3 м/сек, а при $H=15$ м — 2,1 м/сек [335].

Ф. Ф. Губин [78] и Е. Мошони [335] указывают, что в открытых водоприемниках скорости на подходе к решетке обычно принимаются в пределах от 0,9 до 1,2 м/сек, а при больших расходах — до 2—2,5 м/сек. По В. Кригеру и Дж. Джестину, скорости в открытых водоприемниках не должны превышать 1,5 м/сек [131].

По А. А. Морозову¹, скорость при подходе к решеткам должна быть в пределах 1—1,25 м/сек, а при ручной очистке решетки — менее 1 м/сек.

Еще в большем диапазоне заключены рекомендуемые скорости в створе решеток глубинных водоприемников. Ф. Ф. Губин указывает, что в зависимости от доступности и глубины, на которой расположены решетки, скорость выбирается в пределах от 0,25 до 1 м/сек, но имеются водоприемники и с меньшим, и с большим значением скоростей на решетках (от 0,1 до 2,5 м/сек). В. Кригер и Дж. Джестин отмечают успешную работу некоторых глубинных водоприемников при скорости в створе решетки, равной 3—3,5 м/сек.

В технических условиях ТУ 15-51 [269] предлагается скорости в решетках глубинных водоприемников принимать равными 1 м/сек и менее в зависимости от содержания в воде сора. По ТУ 14-51 [271] скорость похода к решеткам напорных бассейнов не должна превосходить 1,25 м/сек, а при косом подходе воды — 1 м/сек. При ручной очистке скорость снижается до 1—0,8 м/сек.

Приведенные данные свидетельствуют об отсутствии единых достаточно обоснованных рекомендаций по назначению скоростей в створе решетки, а следовательно, и размеров входного отверстия водоприемника. Поэтому, несмотря на затруднения в оценке степени засоренности решеток, окончательный выбор размеров решеток по допустимым

¹ А. А. Морозов, Использование водной энергии, Госэнергоиздат, 1948.

скоростям все же должен основываться на технико-экономических расчетах и сопоставлении вариантов. Рекомендуемые в табл. 4-15 значения скоростей в решетках следует рассматривать как ориентировочные.

Следует иметь в виду, что при значительном количестве сора очистка решетки без остановки агрегата возможна при скоростях, не превышающих 1—1,2 м/сек.

Снижение скоростей на решетках, вызванное стремлением уменьшить потери напора и облегчить условия очистки решеток, обычно экономически вполне оправдывается. Например, на Камской водосливной ГЭС при среднегодовом числе работающих агрегатов, равном 10, расходе одной турбины 172 м³/сек, при потерях напора на решетках 0,03—0,04 м годовые потери оцениваются в 350 тыс. руб. На Горьковской ГЭС при среднегодовом числе работающих агрегатов, равном 3,3, расходе турбины 535 м³/сек и тех же перепадах на решетках потери исчисляются в 540 тыс. руб. [264]. По всем гидроэлектростанциям Советского Союза каждый сантиметр перепада на решетках дает потери около 100 млн. квт·ч энергии в год [201]. Поэтому при сильном засорении водотока может оказаться целесообразным снижение скоростей на решетках до 0,8—1,0 м/сек.

Назначая скорости в решетках, следует считаться не только с ее средним значением, но и с местной максимальной величиной скорости. Ожидаемая максимальная скорость в створе решетки, установленной на всю глубину подводящего русла $t_{\text{под}}$ на некотором расстоянии x от входного сечения, при фронтальном подходе потока, может быть определена в первом приближении по графикам рис. 4-59.

Положение решеток в значительной мере зависит от типа водоприемника и в то же время оказывает влияние на его компоновку.

На речевых ГЭС, имеющих водоприемники открытого типа, сорудерживающие решетки располагаются обычно в глубине водоприемника, за забральной стенкой (см. § 4-1). При этом возможность увеличения площади решеток ограничивается ее шириной, равной ширине водоприемника в свету, и глубиной воды перед водоприемником.

Увеличение площади решеток возможно при выносе их в сторону верхнего быфера на быки СУС или в плоскость входных оголовков быков иногда с одновременным удлинением быков в целях устройства в быках проемов, соединяющих соседние водоприемники.

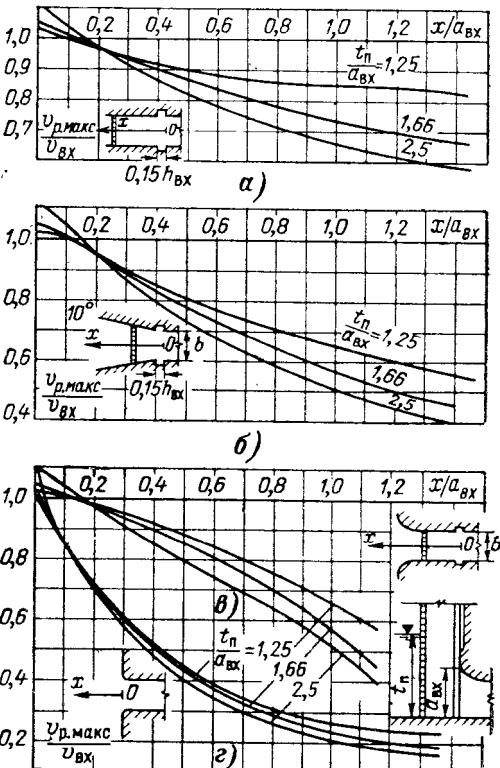
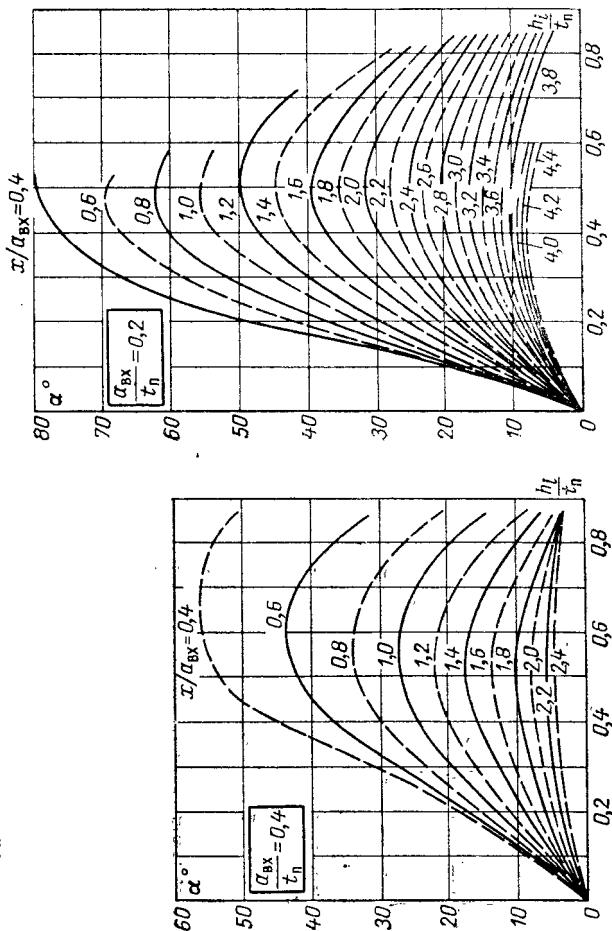
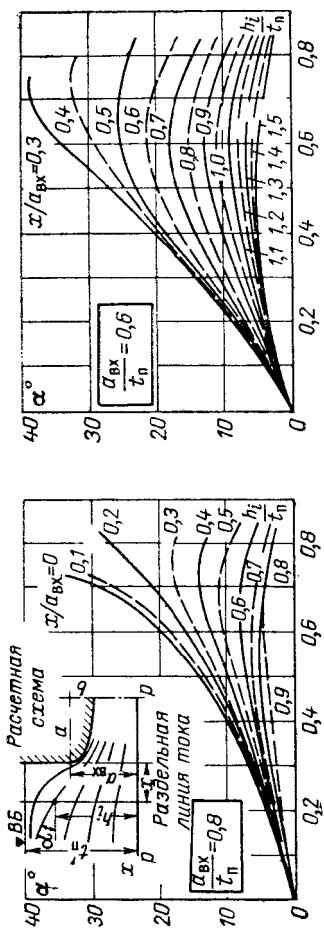


Рис. 4-59. Изменение местной осредненной максимальной скорости в створе решетки в зависимости от места расположения решетки $x/a_{\text{вх}}$ и относительной глубины подводящего русла при различных очертаниях быков (графики С. И. Егоршина).

α — прямолинейные параллельные (решетка в плоскопараллельном потоке); *β* — прямолинейные, расходящиеся под углом 10°; *γ* — эллиптического очертания; *γ* — без быков; $v_{\text{вх}} = Q/a_{\text{вх}} b$ — скорость во входном сечении.

Рис. 4-60. Графики С. И. Егоршина для определения направления линий токов в створе перед отверстием водоприемника.



При выносе решеток в створ оголовков быков целесообразно расстояние от этого створа до входного сечения турбинного водовода назначать из условия получения равномерного обтекания решеток на всей глубине. Это расстояние можно определить по графикам направления линий токов в вертикальной плоскости (рис. 4-60) для значений $a_{\text{вх}}/t_{\text{п}} = 0,8, 0,6, 0,4, 0,2$ и $<0,2$, где $a_{\text{вх}}$ — высота входного отверстия, отсчитываемая от дна подводящего русла (или от раздельной линии), $t_{\text{п}}$ — глубина в подводящем русле (или расстояние от свободной поверхности до раздельной линии). На первых четырех графиках рис. 4-60 угол наклона α линий тока дан в функции относительных значений абсциссы $h_i/t_{\text{п}}$ и ординаты $x/a_{\text{вх}}$ рассматриваемой точки потока. На последнем графике угол наклона дан для участка $x/a_{\text{вх}} = 0 \div 0,2$, т. е. вблизи входа в отверстие, в зависимости от $h_i/t_{\text{п}}$ и $a_{\text{вх}}/t_{\text{п}}$.

Обычно при горизонтальном расположении ригелей допускается угол наклона линий тока в створе решеток, не превышающий 20° . Тогда при $a_{\text{вх}}/t_{\text{п}} = 0,8$ створ решеток может быть отнесен от входного сечения водоводов на расстояние $x \geq 0,3 a_{\text{вх}}$; при $a_{\text{вх}}/t_{\text{п}} = 0,2$ минимальное расстояние от створа решеток увеличивается до $2,8 a_{\text{вх}}$. Если по-

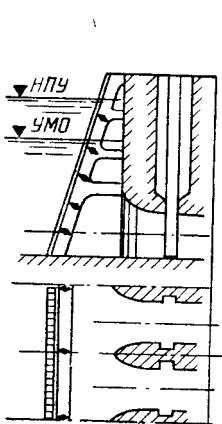


Рис. 4-61. Стационарные подрешеточные конструкции.
а — для плоской решетки; б — для полигональной решетки.

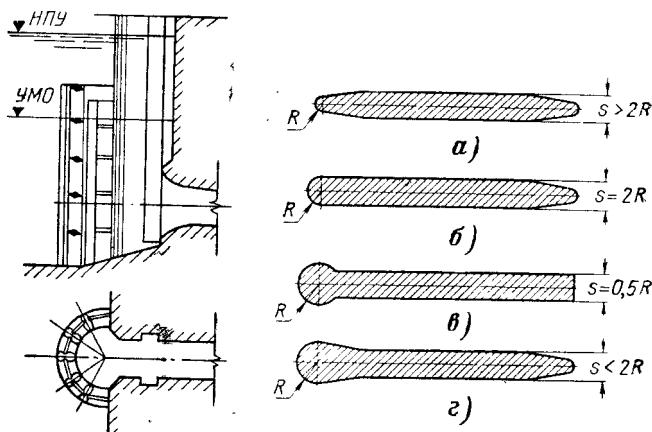


Рис. 4-62. Очертания стержней решеток.
а, б — стержни, способствующие заклиниванию сора; в, г — стержни бульбового очертания.

технико-экономическим условиям быки целесообразно укоротить и, таким образом, приблизить створ решеток к отверстию водовода, то ригели и элементы подрешеточной конструкции, попадающие в область потока с углом наклона линий тока, большим 20° , следует ориентировать по линиям токов.

При обычных компоновках водоприемника решетка может быть вертикальной или наклонной. Первая целесообразна при засорении воды в основном топляками и торфяниками, так как позволяет удалять их с помощью грейферов. Вторая более удобна при засорении воды мелким мусором, так как наклон решеток повышает эффективность сороочистительных машин, оборудованных захватами. Наклон решеток может быть до $1:4 \div 1:5$. У глубинных водоприемников, где смена и ревизия решеток затруднены либо вообще невозможны, применяются несъемные решетки, опирающиеся на плоские, полигональные или круговые стационарные подрешеточные конструкции из системы железобетонных или металлических балок (рис. 4-61). Ригели и балки целесообразно ориентировать по направлениям линий токов, придавая им обтекаемые формы. Если при сработке водохранилища направление линий токов в вертикальной плоскости в створе решеток во времени

переменно, следует ориентировать элементы решеток по линиям токов, отвечающих либо режиму ГЭС, соответствующему максимальной выработке энергии, либо режиму выдачи максимальной мощности (на ГЭС, покрывающих пики графика нагрузки).

Просвет между стержнями решеток принимается в зависимости от типа турбины и диаметра рабочего колеса. Обычно для поворотнолопастных турбин просвет принимается равным $1/20 D_1$, но не более 20 см. Для турбин радиально-осевых просвет принимается несколько меньшим, близким к $1/30 D_1$, но не более 10 см [271].

Очертания стержней решеток весьма разнообразны (рис. 4-62). Стержни с несколько сужающейся передней гранью и даже с гранью циркульного очертания труднее поддаются очистке из-за заклинивания сора. Значительно лучше поддаются очистке стержни с циркульным (бульбовым) очертанием передней грани.

Решетки, снабженные очистными устройствами, рассчитывают на прочность с учетом перепада давления [201]: при заглублении порога решетки под НПУ до 20 м—2,0 м вод. ст., при заглублении порога более чем на 20 м—3,0 м вод. ст.

На гидроэлектростанциях в северных районах решетку рекомендуется рассчитывать на случай полной ее забивки.

4-10. СПОСОБЫ РАСЧЕТА ПОТЕРЬ НАПОРА НА СОРОУДЕРЖИВАЮЩИХ РЕШЕТКАХ

Потери напора на сороудерживающих решетках складываются из потерь при обтекании стержней решеток и опорных подрешеточных конструкций.

В общем случае сопротивление стержней решетки состоит из сопротивления на вход в пространство между стержнями (до сжатого сечения), на расширение потока после сжатого сечения, трения по боковым

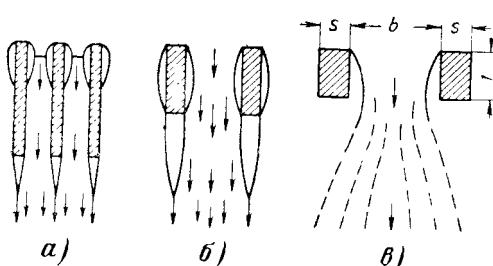


Рис. 4-63. Схемы движения воды через решетку в зависимости от отношения ширины стержней к их толщине.

поверхностям стержней и на повторное расширение потока при выходе из пределов стержней. В частном случае при малой относительной длине стержней потеря на трение и повторное расширение может не быть (рис. 4-63,в).

а) Коэффициент сопротивления стержней решетки

С 1926 г. по настоящее время определение потерь напора на стержнях сороудерживающих решеток рекомендуется многими авторами производить по формуле Киршмера

$$\zeta_p = \beta_K \left(\frac{s}{b} \right)^{4/3} \sin \alpha. \quad (4-67)$$

Опыты, в которых определены значения коэффициента β_K , проводились на стержнях размером $l/s=5$.

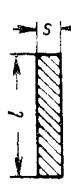
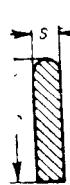
Получила распространение также более современная формула А. Р. Березинского [43], учитывающая влияние на потери напора размера l :

$$\zeta_p = \beta_B \left(\frac{s}{s+b} \right)^{1.6} \left[2.3 \frac{l}{b} + 8 + 2.4 \frac{b}{l} \right] \sin \alpha. \quad (4-68)$$

В этих формулах s — толщина стержня решетки; b — просвет между стержнями; l — ширина стержня (по потоку); α — угол наклона

Таблица 4-16

Коэффициенты формы β_K , β_B , β_Φ

Формула для расчета потерь	Коэффициенты формы	Коэффициенты формы стержней						
								
(4-67)	β_K	2,42	1,83	1,67	1,035	0,92	0,76	1,79
(4-68)	β_B	0,504	0,37	0,32	0,21	0,18	0,15	0,26
(4-76)	β_Φ	1	0,735	0,635	0,416	0,356	0,298	0,715

решетки к горизонту; β_K , β_B — коэффициенты, зависящие от формы стержней (табл. 4-16).

А. Ф. Бурковым и С. А. Тюкиной [57] опубликована формула коэффициента сопротивления решетки, складывающаяся из трех членов (сопротивление на вход, на расширение потока в пределах стержней решетки и за решеткой, рис. 4-63, а).

$$\zeta_p = \left(\frac{1}{\varphi^2} - 1 \right) \frac{1}{\varepsilon^2} + \left(\frac{1}{\varepsilon} - 1 \right)^2 + \left(1 - \frac{b}{s+b} \right)^2. \quad (4-69)$$

В данном случае вычисление потерь напора производится по скоростному напору между стержнями решетки. Потери на трение не учитываются. Здесь φ — коэффициент скорости (характеристика потерь на вход), соответствующий скорости в сжатом сечении; ε — коэффициент сжатия, зависящий от угла входа и формы стержней решетки [при прямоугольных стержнях может быть вычислен по формуле (4-2)]. При уменьшении l/s до некоторого значения вместо течения, отвечающего рис. 4-63, а, получаем схемы рис. 4-63, б и в.

Для приведения ζ_p к скоростному напору перед решеткой выражаем скорость v_p между стержнями через подходную скорость $v_p = \frac{s+b}{s} v_{in}$ и вводим в формулу множитель $\left(\frac{s+b}{s} \right)^2$. Дополняя формулу членом, учитывающим потери на трение, получаем:

$$\begin{aligned} \zeta_p = & \left(\frac{s+b}{b} \right)^2 \left[\left(\frac{1}{\varphi^2} - 1 \right) \frac{1}{\varepsilon^2} + \right. \\ & + \left. \left(\frac{1}{\varepsilon} - 1 \right)^2 + \left(1 - \frac{b}{s+b} \right)^2 \right] + \\ & + \frac{0,01l}{b^{4/3} \left(\frac{b}{s+b} \right)^2}. \quad (4-70) \end{aligned}$$

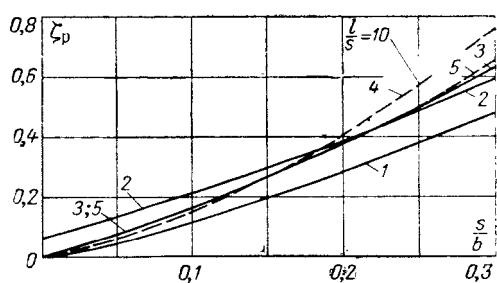


Рис. 4-64. Изменение коэффициента сопротивления прямоугольных стержней в зависимости от s/b , вычисленное по формулам.

1 — О. Киршмера; 2 — формуле (4-70); 3, 4 — А. Р. Безрinskого; 5 — А. И. Чавтораева. Кривая 4 построена для $l/s=10$, остальные для $l/s=5$.

Член, учитывающий трение, получен при вычислении коэффициента Шези по Маннингу, коэффициенте шероховатости $n=0,014$, выражении скорости между стержнями через подводную скорость и размерах l и b в метрах [252].

А. И. Чавтораев предложил формулу:

$$\zeta_p = \frac{1}{m^2} - 1, \quad (4-71)$$

где m — «коэффициент расхода решетки», зависящий от коэффициента расхода сооружения m_0 , степени стеснения потока решеткой, формы стержней и коэффициента трения. Введение в формулу коэффициента расхода сооружения привело к тому, что формула (4-71) дает не коэффициент сопротивления решетки, а решетки и сооружения. Для определения только ζ_p следует принимать $m_0=1$. Размер l стержней решетки учитывает только влияние сил трения.

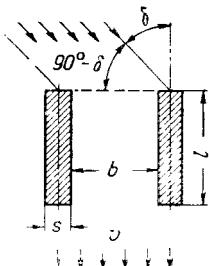


Рис. 4-65. Косой подход потока к решетке.

На рис. 4-64 приведены кривые $\zeta=f(s/b)$ для решетки из стержней прямоугольного сечения, построенные по рассмотренным выше формулам. Из сопоставления этих кривых (при $l/s=5$) следует, что формула Киршмера занижает ζ_p по сравнению с остальными формулами.

Значения s/b , характерные для решеток, практически заключены в пределах 0,06—0,17, а $l/b=0,2 \div 3,0$ (данные по решеткам семнадцати водоприемников [18]). При $s/b < 0,18$ формула (4-70) дает завышенное значение ζ_p , что, отчасти, является

следствием принятия в расчете постоянного значения $\varphi=0,97$ (при $s/b=0$ получаем $\zeta_p=0,064$, а не $\zeta_p=0$, как это должно быть при переменном значении φ). При надлежащем выборе в формуле (4-70) значения φ , имеющей теоретически обоснованную расчетную схему, расчет по ней практически дает те же результаты, что и по формуле (4-68), имеющей в основе хорошо поставленные эксперименты. Но так как данные о значениях φ в зависимости от формы стержней и s/b отсутствуют, для практического использования может быть рекомендована формула (4-68), правильно отражающая изменение ζ_p в реальных диапазонах изменения s/b и l/b .

При косом подходе потока к решетке (рис. 4-65) коэффициент сопротивления прямоугольных стержней определяется по графику И. Шпандлера (рис. 4-66), который при отсутствии косины ($\delta=0$) практически дает значения ζ_p , отвечающие формуле О. Киршмера¹. Этот график можно использовать для учета влияния косины также и при форме стержней, отличающейся от прямоугольной, для чего коэффициент сопротивления, вычисленный по формуле (4-67) или (4-68), следует

¹ В справочнике П. Г. Киселева [122] на графике Шпандлера на кривых ошибочно указано: $\frac{s}{s+b}$; следует читать $\frac{b}{s+b}$.

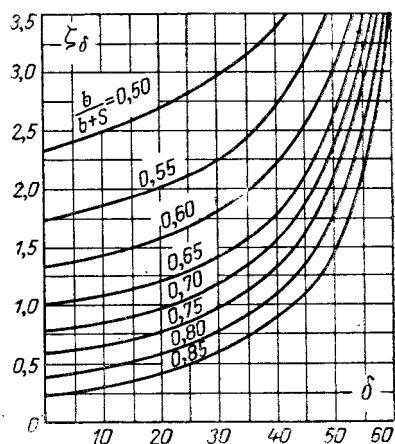


Рис. 4-66. Графики Шпандлера для определения коэффициентов сопротивления прямоугольных стержней при косом подходе потока.

увеличить в $\sigma = \frac{\zeta_{\delta \neq 0}}{\zeta_{\delta=0}}$ раз, где $\zeta_{\delta \neq 0}$ и $\zeta_{\delta=0}$ — коэффициенты сопротивления прямоугольных стержней, найденные по рис. 4-66 при $\delta \neq 0$ и $\delta = 0$.

б) Коэффициент сопротивления решетки с учетом влияния каркаса и засорения

На величину потерь напора в решетке существенное влияние оказывают каркас решетки и ее засорение. Для расчета потерь напора решетки с учетом каркаса и засорения предложен ряд формул.

В. Б. Дульнев [90] влияние каркаса учитывает введением в формулу А. Р. Березинского (4-68) коэффициента

$$c = \frac{1}{\left(1 - \frac{A}{h_p}\right)^2}, \quad (4-72)$$

где h_p — высота решетки в свету; $A = a n_1 + d n_2$; a и n_1 — высота и число промежуточных опорных балок; d и n_2 — диаметр и число распорно-связных элементов (рис. 4-67).

Для расчета $\Sigma \zeta_p$ с учетом косины потока в плане при подходе к решетке В. Б. Дульнев предлагает формулу

$$\Sigma \zeta_p = 2c \zeta_\delta \beta_B \sin \alpha, \quad (4-73)$$

в которой c определяется по формуле (4-72), ζ_δ — по графику на рис. 4-66 или табл. 4-17, β_B — по табл. 4-16. Эта формула при $\alpha = 0$ не согласуется с формулой А. Р. Березинского с поправкой c . Например, для решетки из прямоугольных стержней при $b/l = 0,8$, $l/s = 5$, $\frac{b}{b+s} = 0,8$, $\frac{s}{s+b} = 0,2$, $c = 1$, $\sin \alpha = 1$ получаем по формуле (4-73) $\Sigma \zeta_p = \zeta_p = 0,37$, а по формуле (4-68) А. Р. Березинского с поправкой $c = 1$ по (4-72) имеем $\zeta_p = 0,49$.

А. Р. Березинский, говоря о непригодности поправочного коэффициента c , предлагает учитывать влияние каркаса заменой $\frac{s}{s+b}$ в формуле (4-68) выражением

$$\frac{\omega_p + \omega_{zac}}{\Omega}, \quad (4-74)$$

Определяющим стеснение потока всеми элементами решетки, в том числе за счет уменьшения ее площади в свету при забивке просветов сором. Здесь $\omega_p + \omega_{zac}$ — площадь всех элементов решетки (ее миделевое сечение) и площадь загрязнения просветов, Ω — площадь отверстия без решетки. Отношение (4-74) при $\omega_{zac} = 0$ может быть названо коэффициентом заполнения решетки (затенение отверстия конструктивными элементами).

Д. Я. Соколов [252] предложил для учета влияния каркаса поправку к формуле А. Р. Березинского. Поправочный коэффициент получен из уравнения энергии и теоремы Борда. Трение учтено по Майнингу. Поправочный коэффициент равен отношению коэффициентов сопротивления решетки, вычисленных без учета влияния элементов каркаса и с его учетом. Условность предлагаемого Д. Я. Соколовым приема вычисления поправочного коэффициента, неясность его расчетных предпосылок не оправдывают сложности расчета искомого коэффициента сопротивления.

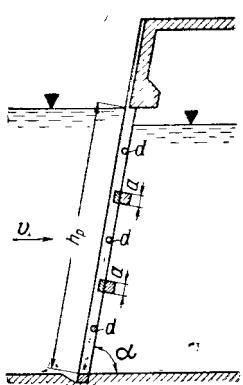


Рис. 4-67. Схема к расчету коэффициента сопротивления решетки и несущих конструкций при фронтальном подходе потока.

А. Ф. Бурков и С. А. Тюкина [57], беря за основу формулу (4-69) вместо коэффициента сжатия ϵ вводят в расчет обобщенный коэффициент сжатия $\epsilon_c = \frac{\Omega - \omega_{\text{зат}}}{\Omega}$, где Ω — площадь отверстия, перекрываемого решеткой, $\omega_{\text{зат}}$ — площадь затенения отверстия, определяющаяся как сумма площадей затенения сечения решетки конструктивными элементами ω_p и отжима потока от элементов решетки ω_e .

Формула коэффициента сопротивления решетки с учетом влияния каркаса и вычислении потерь по скорости перед решеткой записывается так:

$$\Sigma \zeta_p = \left(\frac{1}{\varphi_c^2} - 1 \right) \left(\frac{1}{1 - C_p - C_e} \right)^2 + \\ + \psi \left(\frac{1}{1 - C_p - C_e} - 1 \right)^2, \quad (4-75)$$

где $C_p = \omega_p / \Omega$ — коэффициент заполнения (затенения конструктивными элементами); $C_e = \omega_e / \Omega$ — коэффициент отрыва потока от элементов решетки; $\psi = 1,1 \div 1,2$ — коэффициент полноты удара при внезапном расширении.

По данным этих авторов для решетки Братской ГЭС при фронтальном подходе воды к решетке получается в целом (с учетом стержней и каркаса) $C_e = 0,06 \div 0,08$, для каркаса без стержней $C_e = 0,11 \div 0,14$. При засоренности решетки более чем на 30% предлагается принимать $C_e = 0$.

Графики коэффициента сопротивления решеток с каркасом даны Н. А. Палишкиным [191]. Как это будет показано ниже, значения $\Sigma \zeta_p$ по Н. А. Палишкину значительно больше, чем по зависимостям других авторов. Из рассмотренных нами исходных экспериментальных данных Н. А. Палишкина следует, что ζ_p зависит от расхода; это может быть вследствие влияния числа Рейнольдса вне автомодельной области.

На рис. 4-68 приведен график Исследовательского центра водных путей Корпуса военных инженеров США (WES) [329], дающий значения $\Sigma \zeta_p$ в зависимости от формы стержней и степени затенения отверстий всеми элементами решетки ($C_p = \omega_0 / \Omega$).

На рис. 4-69 кривые $\Sigma \zeta_p = f(C_p)$ построены по рассмотренным формулам и графикам. Расчет произведен первоначально для решетки, изображенной на рис. 4-70 (модель одного из вариантов решетки Саратовской ГЭС, исследованной в МЭИ), имеющей затенение отверстия стержнями и каркасом $C_p = 0,35$ и $\frac{s}{s+b} = 0,097$, $l/b = 1,08$ и $l/s = 10$.

Кривые построены в предположении изменения коэффициента заполнения решетки C_p в пределах 0,3—0,5, происходящего за счет увеличения заполнения решетки конструктивными элементами или засорения, причем при расчете по формулам, содержащим поправку с В. Б. Дульнева, предполагалось, что C_p изменяется за счет суммарной высоты A по перечных элементов, т. е. что

$$C_p = \frac{\omega_{\text{зат}}}{\Omega} = \frac{s}{s+b} + \frac{b}{b+s} \frac{A}{h_p}.$$

При расчете по формуле (4-73) величина $\zeta_d = 0,125$ найдена по графику рис. 4-66 экстраполированием (при $\frac{b}{s+b} \approx 0,9$).

На рис. 4-69 нанесено также экспериментальное значение $\Sigma\zeta_p = 0,91$ этой решетки, найденное З. В. Серебряковой. Рисунок 4-69 указывает на совпадение экспериментального значения $\Sigma\zeta_p$ и найденного по графику WES * (рис. 4-68). Близкие результаты с графиком WES получаются по формуле (4-76). А. Р. Березинского. Эта формула при $C_p \leq 0,47$ дает $\Sigma\zeta_p$ несколько большие, чем график WES и формула (4-75).

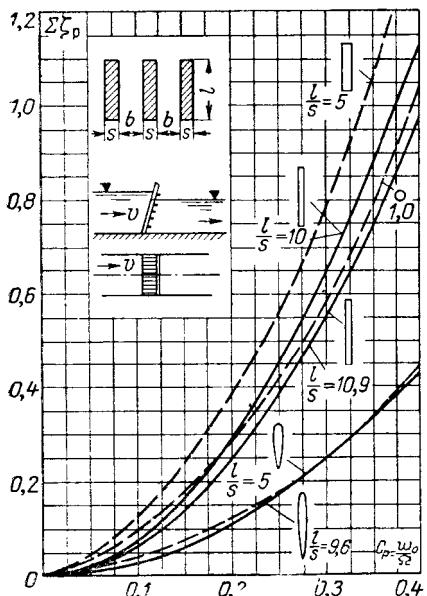


Рис. 4-68. График WES для определения коэффициента сопротивления сороудерживающих решеток с учетом затенения отверстия каркасом при фронтальном подходе потока к решетке.

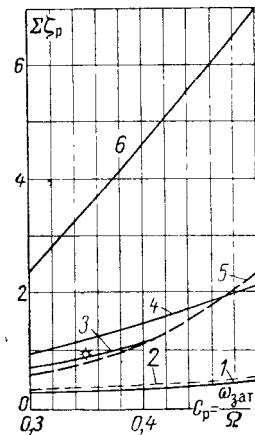


Рис. 4-69. Сравнение коэффициента сопротивления решетки с учетом влияния каркаса.

1 — по формуле (4-68) А. Р. Березинского с поправкой В. Б. Дульнева (4-72); 2 — по формуле (4-73) (график Шпанделера с поправкой В. Б. Дульнева); 3 — по графикам WES; 4 — по А. Р. Березинскому (4-76); 5 — по А. Ф. Буркову-С. А. Тюкиной (4-75); 6 — по Н. А. Палишкину [19]; 0 — экспериментальное значение $\Sigma\zeta_p$ при $C_p = 0,35$.

По-видимому, для использования может быть рекомендована формула А. Р. Березинского, как хорошо экспериментально обоснованная, учитывающая влияние формы и ширину стержней. Формула удобна также тем, что при ее использовании можно учитывать влияние засорения решетки. Формуле (4-75) в данном случае, т. е. при наличии каркаса, прямоугольных стержней и отсутствии засорения, можно отдать предпочтение. Однако не ясно, как при расчете по этой формуле учитывать влияние формы стержней и засорения.

Рекомендуемую формулу А. Р. Березинского удобнее представить в следующем виде:

$$\Sigma\zeta_p = \sigma_3^3 \left(\frac{\omega_{зат}}{\Omega} \right)^{1,6} \left(1,16 \frac{l}{b} + 4,03 + 1,21 \frac{b}{l} \right), \quad (4-76)$$

* Л. Левин [329] утверждает, что график WES дает значения потерь напора в несколько раз меньшие, чем это получается по А. Р. Березинскому. Это утверждение — результат ошибки, допущенной в рассмотренном им примере: коэффициент сопротивления он находит не по $C_p = \omega_{зат}/\Omega$, а в функции от s/b , т. е. $\frac{\omega_{зат}}{\Omega - \omega_{зат}}$.

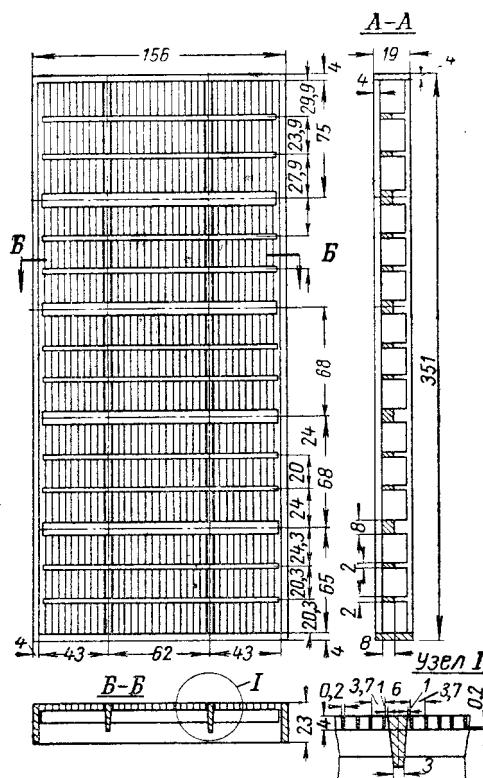


Рис. 4-70. Модель варианта решетки водоприемника Саратовской ГЭС. Масштаб 1 : 50.

преумножению расчетного значения формулу при $\frac{\omega_{зат}}{\Omega} > 0,5$ не следует, о чем можно судить по рис. 4-69.

В работе [353] рекомендуется потери напора за счет засорения увеличивать по сравнению с потерями при чистых решетках в зависимости от применяемых средств очистки: в 1,1—1,2 раза — для решеток с современной автоматической системой очистки; в 1,5 раза — для старых очистных механизмов; в 2—4 раза и более — при ручной очистке решеток.

По-видимому, эти рекомендации с учетом величины расхода воды, пропускаемой через решетку, и количества сора, могут быть использованы.

При проведении технико-экономических расчетов для сопоставления вариантов положения решеток следует принимать некоторое значение засоренности отверстий решеток, которое на русловых ГЭС на равнинных реках может достигать 25 %. При коэффициенте заполнения решетки C_p и засорения

$$\text{где } \frac{\omega_{зат}}{\Omega} = \frac{\omega_p + \omega_{зас}}{\Omega} — \text{затенение}$$

решетки за счет ее элементов и засорения отверстий; β_ϕ — коэффициент формы (табл. 4-16); $\varsigma = \frac{\delta \neq 0}{\zeta_{\delta=0}}$ — коэффициент, учитывающий влияние косины, равный отношению коэффициентов ζ , найденных по графику на рис. 4-66 при $\delta \neq 0$ и $\delta = 0$.

Для упрощения расчета могут быть использованы график на рис. 4-71 и табл. 4-17.

Нельзя не обратить внимание на следующий недостаток формулы А. Р. Березинского. С увеличением затенения при приближении к полному затенению (при $\frac{\omega_{зат}}{\Omega} \rightarrow 1$) величина $\Sigma \zeta_p$ должна стремиться к бесконечности, а по рассматриваемой формуле имеем в пределе конечное значение $\Sigma \zeta_p$, равное выражению, заключенному в скобках, умноженному при $\varsigma = 1$ на β_ϕ . Поскольку А. Р. Березинский опыты проводил лишь при $\frac{\omega_{зат}}{\Omega} \leq 0,25$,

экстраполяция формулы на большие значения $\omega_{зат}/\Omega$ может привести к $\Sigma \zeta_p$. Применять рекомендуемую

формулу при $\frac{\omega_{зат}}{\Omega} > 0,5$ не следует, о чем можно судить по рис. 4-69.

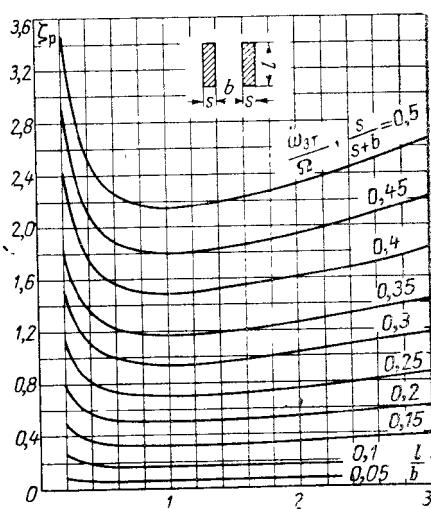


Рис. 4-71. График, построенный по формуле (4-76) А. Р. Бересинского.. для прямоугольных стержней.

Таблица 4-17

Значения $\zeta_{\delta} = 0$ и $\zeta_{\delta} \neq 0$ для расчета $\sigma = \frac{\zeta_{\delta} \neq 0}{\zeta_{\delta} = 0}$ при вычислении $\Sigma \zeta_p$

в случае косого подхода потока к решетке [рис. 4-66, формула (4-76)]

b $b+s$	Угол косины подхода δ°									
	0	5	10	15	20	25	30	40	50	
0,50	2,34	2,40	2,48	2,57	2,68	2,80	2,95	3,65	4,00	4,70
0,55	1,75	1,80	1,85	1,90	2,00	2,10	2,25	2,68	3,55	4,50
0,60	1,35	1,38	1,42	1,48	1,55	1,65	1,79	2,19	3,00	4,35
0,65	1,00	1,05	1,08	1,12	1,20	1,30	1,40	1,77	2,56	4,25
0,70	0,78	0,80	0,85	0,89	0,95	1,05	1,17	1,52	2,30	4,10
0,75	0,60	0,62	0,65	0,70	0,75	0,85	0,95	1,30	2,05	3,90
0,80	0,37	0,40	0,45	0,50	0,55	0,64	0,75	1,06	1,75	3,70
0,85	0,24	0,25	0,30	0,36	0,42	0,50	0,60	0,88	1,40	3,50

ее отверстий в свету $p = \omega_{\text{зас}} / \Omega$ полное затенение отверстия, перекрываемого решеткой, составит:

$$\frac{\omega_{\text{зат}}}{\Omega} = 1 - (1 - p)(1 - C_p). \quad (4-77)$$

Пример расчета коэффициента сопротивления решетки. Решетка изображена на рис. 4-70 (размеры в мм модели, масштаб модели 1:50), $C_p = 0,35$, $l/b = 1,08$. Стержни прямоугольные, подход потока фронтальный.

1) Коэффициент сопротивления чистой решетки. При $\frac{\omega_{\text{зат}}}{\Omega} = \frac{\omega_p}{\Omega} = 0,35$, $\beta_{\Phi} = 1$, по формуле (4-76):

$$\Sigma \zeta_p = \beta_{\Phi} \left(\frac{\omega_{\text{зат}}}{\Omega} \right)^{1.5} \left(1,16 \frac{l}{b} + 4,03 + 1,21 \frac{b}{l} \right) = 1,0 \cdot 0,35^{1.5} (1,16 \cdot 1,08 + 4,03 + 1,21 \cdot 0,92) = 1,19.$$

2) Коэффициент сопротивления решетки, засоренной на $p = 25\%$.

По формуле (4-77) определяется затенение отверстия, перекрываемого решеткой:

$$\frac{\omega_{\text{зат}}}{\Omega} = 1 - (1 - p)(1 - C_p) = 1 - (1 - 0,25)(1 - 0,35) = 0,51.$$

По формуле (4-76) аналогично предыдущему получаем $\Sigma \zeta_p = 2,2$. Те же значения $\Sigma \zeta_p$ могли быть найдены по графику (рис. 4-71).

4-11. ДОПОЛНИТЕЛЬНЫЕ ПОТЕРИ НАПОРА В ДВУХЯРУСНЫХ ВОДОПРИЕМНИКАХ ПРИ РАБОТЕ ВОДОВОДОВ ОБОИХ ЯРУСОВ (ТУРБИН И ВОДОСБРОСОВ)

В водоприемнике, через который вода поступает одновременно в турбинный и водосбросной водоводы, имеет место взаимное влияние одной части потока на другую, причем в зависимости от очертаний элементов водоприемника, относительных размеров входных отверстий водоводов, отношения расходов Q_t/Q_b взаимовлияние потоков может сказываться как на увеличении потерь напора в водоприемнике, так и на их уменьшении. Лабораторные исследования плоскопараллельного потока перед водосливом с широким порогом, имеющим донное отверстие, проведены Н. В. Синицыным [195], который изучал структуру потока и влияние относительного размера отверстий и расходов на пропускную способность водослива и донного отверстия. Схема исследованного сооружения (его водоприемной части) отвечает водосливной ГЭС с широким порогом с горизонтальными агрегатами, однако использовать полученные данные применительно к совмещенному ГЭС не представляется возможным, поскольку во всех опытах нижний водовод работал как водосброс, вследствие чего скорости в его входном сечении были значительно большими, чем они могут быть во входном сечении турбин-

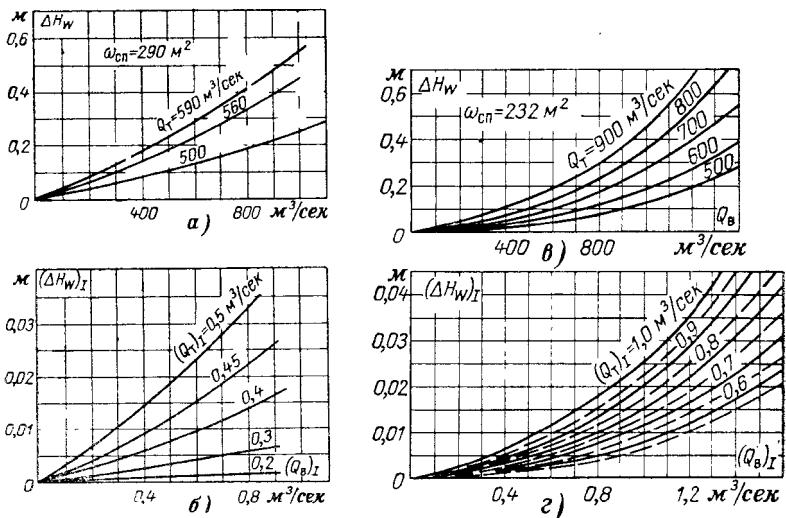


Рис. 4-72. Графики для определения дополнительных потерь напора (при включении водосбросов) в водоприемнике здания ГЭС с напорными водосбросами.

а и б — $\omega_{\text{сп}}/\omega_{\text{вод}} = 3$; в и г — $\omega_{\text{сп}}/\omega_{\text{вод}} = 1$.

ногого водовода. Н. В. Синицыным зафиксировано при совместной работе водослива и донного водосброса увеличение расхода через донный водосброс, составляющее от 1,5 до 10% от расхода при закрытом водосливом и соответствующее увеличение расхода через водослив, достигающее 30—35%. Это обстоятельство, т. е. уменьшение потерь напора в двухъярусном водоприемнике, следует иметь в виду при проектировании и исследовании водосливных ГЭС с широким порогом, хотя вследствие меньших скоростей во входном сечении турбинного водовода увеличение пропускной способности водослива будет не столь значительным.

Поток к отверстиям нижнего и верхнего яруса сооружения в виде водослива с широким порогом, имеющего донное отверстие, подходит фронтально, что уменьшает деформации потока при поступлении в каждое из отверстий. При более сложных очертаниях водоприемника, при наличии забральной стенки, промежуточных быков в пределах водоприемника, в частности в водоприемниках типа Волжской ГЭС имени В. И. Ленина и имени XXII съезда КПСС (рис. 4-3,б), с увеличением расхода турбины или водосбросов потери напора в водоприемнике увеличиваются, что установлено автором при исследовании моделей этих ГЭС¹ и подтверждается натурными исследованиями [223].

На рис. 4-72,а — г приведены кривые изменения дополнительных потерь в водоприемнике здания ГЭС указанного типа в зависимости от соотношения водосбросного и турбинного расходов. Данные получены автором на моделях турбинных блоков в масштабе 1:52 с турбиной $D_1 = 186 \text{ мм}$ при отсутствии на моделях сороудерживающих решеток. Дополнительные потери напора вычислены по разности мощности, развиваемой турбиной при неработающих и работающих водосбросах, при одинаковой разности уровней $\nabla \text{ВБ} - \nabla \text{ОТ}$. Графики на рис. 4-72,б, г могут быть использованы для определения потерь напора в водоприемниках аналогичных типов. Данные на этом графике приведены к блоку с площадью входа в предспиральную камеру ($\omega_{\text{сп}})_I$, равной 1 м^2 . Для рассчитываемого блока с площадью входа в предспиральную каме-

¹ С. М. Слисский. Расчет эжекции на совмещенных ГЭС с напорными водосбросами. Труды МЭИ, вып. XII (гидроэнергетический), Госэнергоиздат, 1954.

ру $\omega_{\text{сп}}$, m^2 , линейный масштаб по отношению к данным, приведенным на рис. 4-60, равен:

$$\lambda = \sqrt{\frac{\omega_{\text{сп}}}{1,0}} = \sqrt{\omega_{\text{сп}}}.$$

Следовательно, по правилу Фруда расходу Q для рассматриваемого объекта соответствует расход Q_1 для водоприемника с $\omega_{\text{сп}}=1 m^2$, равный:

$$(Q_E)_1 = \frac{Q_E}{\lambda^{5/2}}; (Q_T)_1 = \frac{Q_T}{\lambda^{5/2}}, \quad (4-78)$$

а дополнительные потери при включении в работу водосбросов составляют:

$$\Delta H_w = \lambda (\Delta H_w)_1, \quad (4-79)$$

где $(\Delta H_w)_1$ находится по графикам на рис. 4-72.

В. С. Серков дополнительные потери в водоприемнике рассматриваемого типа предлагает определить по формуле, полученной из совместного рассмотрения уравнений количества движения и энергии [223]. Распределение давления при составлении уравнения количества движения принято в рассматриваемых сечениях по гидростатическому закону, распределение скоростей — равномерное. По данным натурных испытаний в формулу введен экспериментальный коэффициент.

Выполненные В. С. Серковым сопоставление дополнительных потерь напора в водоприемниках, найденных при натурных испытаниях и по графикам на рис. 4-72, привели В. С. Серкова к выводам о недостаточной точности значений ΔH_w , найденных по графикам. К сожалению, один из опубликованных ранее графиков был составлен с ошибкой (график при $\omega_{\text{сп}}/\omega_{\text{вод}}=1$). По исправленному графику на рис. 4-72,2, как и по исходному графику на рис. 4-72,8, при площади отверстия предспиральной камеры, равной $232 m^2$, и $Q_T=700 m^3/\text{сек}$ имеем для Волжской ГЭС имени В. И. Ленина при $Q_B=1100 m^3/\text{сек}$ $\Delta H_w=0,32 m$ (по натурным данным $0,30 m$); для Волжской ГЭС имени XXII съезда КПСС при тех же $\omega_{\text{сп}}$ и Q_T и расходе $Q_B=700 m^3/\text{сек}$ $\Delta H_w=0,12 m$. По натурным данным дополнительные потери отсутствуют, что едва ли отвечает действительности (водоприемники рассматриваемых ГЭС одинаковы). Уменьшение расхода через водосбросы до $700 m^3/\text{сек}$ должно снизить дополнительные потери, но не свести их к нулю. На Дубоссарской ГЭС преувеличение в натуре дополнительных потерь напора по сравнению с найденными по графикам, по-видимому, является следствием влияния решетки, которой не было на модели.

Графики на рис. 4-72 до получения более полных данных можно использовать при проведении расчетов дополнительных потерь для водоприемников аналогичного типа, что требуется при расчете эффекта эжекции (для введения поправки в расчетный напор при эжектировании).

При $1 < \frac{\omega_{\text{сп}}}{\omega_{\text{вод}}} < 3$ потери напора находятся интерполяцией графиков, соответствующих $\omega_{\text{сп}}/\omega_{\text{вод}}=1$ и $\omega_{\text{сп}}/\omega_{\text{вод}}=3$.

Глава пятая

ОТВОДЯЩЕЕ РУСЛО ЗДАНИЯ ГЭС

5-1. ЭЛЕМЕНТЫ ОТВОДЯЩЕГО РУСЛА И ЗАДАЧИ ЕГО РАСЧЕТА

Отводящее русло — участок нижнего бьефа, служащий для отвода от здания ГЭС воды, поступающей из отсасывающих труб и из водосбросов ГЭС. Конструктивное оформление отводящего русла в значительной мере зависит от компоновки гидроузла, грунтов и характеристик потока, поступающего в нижний бьеф.

Как и у водосбросных плотин, отводящее русло здания ГЭС имеет водобой, т. е. участок нижнего бьефа за сооружением, находящийся под непосредственным воздействием потока, поступающего через здание ГЭС, рисберму — последующий за водобоем участок нижнего бьефа, в пределах которого в процессе выравнивания скоростей и уровней рассеивается избыточная кинетическая энергия, концевое крепление, защищающее рисберму от подмыва, открылки сопрягающие устои, защищающие от размыва берега или примыкающие к зданию земляные сооружения, раздельные стенки, отделяющие во избежание образования сбояных течений части сбросного потока, имеющие отличные характеристики.

Несмотря на то, что в нижний бьеф совмещенных ГЭС сбрасывается поток, несущий значительное количество избыточной энергии, гасители энергии в нижнем бьефе, как правило, отсутствуют, поскольку потери энергии на гасителях уменьшают напор турбины. Но устройство водобойного колодца за совмещенным зданием ГЭС в некоторых случаях неизбежно, хотя наличие колодца уменьшает возможность увеличения напора турбины за счет перепада восстановления, т. е. снижает энергетические качества турбинного блока.

Гидравлический расчет отводящего русла прежде всего заключается в выборе высотного положения его элементов и планового очертания. Если высотное положение горизонтального участка водобоя и рисбермы плотины определяется лишь требованиями приемлемых условий сопряжения бьефов, допустимых скоростей в пределах русла, то высотное положение водобоя и рисбермы зданий ГЭС, кроме того, должно удовлетворять энергетическим требованиям; во избежание значительной потери напора турбин необходимо обеспечить отвод от здания ГЭС воды при целесообразно допустимых потерях энергии в нижнем бьефе.

Гидравлический расчет отводящего русла включает определение силового воздействия потока на конструктивные элементы русла для последующего определения их размеров: протяженности креплений, толщины плит, крупности камня, глубины ковша концевого крепления и пр., а также для расчета глубины размыва.

При проектировании отводящего русла необходимо знать режимы нижнего бьефа, которым посвящается гл. 6.

Расчет высотного положения водобоя здания ГЭС, обеспечивающего отсутствие подпора, связан с определением влияния перепада восстановления на напор турбин. Основы расчета высотного положения водобоя изложены в § 2-5.

5-2. ОЧЕРТАНИЯ ЛИНИИ ВРЕЗКИ В БЕРЕГ ОТВОДЯЩЕГО РУСЛА

При расположении отводящего русла в береговой врезке очертание береговой линии должно определяться технико-экономическим расчетом. При этом должно быть обращено внимание на гидравлические, геологические и другие особенности объекта, а также на условия строительства. Надлежащий учет таких особенностей может изменить решения, кажущиеся очевидными.

Расположение здания ГЭС во врезке способствует стабилизации течения в нижнем бьефе, поскольку криволинейная форма русла в плане является единственной устойчивой формой движения воды, что следует из поведения естественных потоков. Поэтому исходя из задачи обеспечения устойчивости потока береговая компоновка вполне целесообразна при технико-экономической обоснованности врезки отводящего русла в берег. И. И. Леви указывает, что во избежание возникновения сильной поперечной циркуляции следует руководствоваться рекомендацией А. Я. Миловича, согласно которой радиус кривизны отводящего русла должен быть не менее $2,5 - 3$ длин здания ГЭС [148]:

$$R > (2,5 \div 3)B. \quad (5-1)$$

Следует отметить, что рекомендация А. Я. Миловича справедлива для относительно (по сравнению с глубиной) узкого русла. Для более широких русел кривизна их может быть большей.

Но при большой кривизне отводящего русла и размываемых грунтах требуется проведение соответствующих мероприятий по защите берега от размыва, так как размыв берега в последующем приведет к блужданию потока в нижнем бьефе, перемещению наносов и создаст ряд помех для эксплуатации гидроузла.

Упрощенная попытка найти оптимальное очертание береговой линии врезки путем сочетания аналитического расчета и лабораторных исследований содержится в работе [323]. Решение это не учитывает возможного влияния поворота потока на характер и величину размыва за креплением отводящего русла и потому даже при соотношении глубины и ширины врезки, равном имевшемуся на модели, еще менее общее, чем аналогичное решение для подводящего русла, рассмотренное в гл. 3. Но оно дает представление о целесообразных очертаниях и возможной длине l врезки. Рассматривается случай, когда заданная величина врезки h отводящего русла в берег равна длине B здания ГЭС и составляет $0,4 - 0,5$ ширины верхнего бьефа перед врезкой.

Поток в отводящем русле принимается потенциальным. Используется совпадение линий тока вблизи стенки в русле бесконечной ширины с внезапным сужением (рис. 5-1, а) и

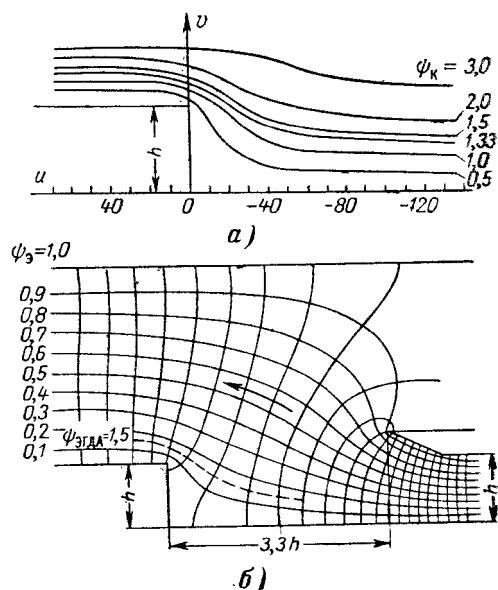


Рис. 5-1. К определению очертаний линии врезки отводящего русла в берег.
а — линии токов, найденные аналитически для русла бесконечной ширины; б — план течения, построенный методом ЭГДА. (Исходную схему — см. рис. 3-2, а.)

Таблица 5-1

Безразмерные координаты линии врезки в берег отводящего русла

	Точки					
	1	2	3	4	5	6
x	0	0,167	0,250	0,333	0,416	0,500
y	0	0,067	0,107	0,160	0,222	0,300

Продолжение табл. 5-1

	Точки					
	7	8	9	10	11	12
x	0,582	0,666	0,750	0,833	0,915	1,000
y	0,400	0,522	0,667	0,834	0,945	1,000

в схематизированном русле (с береговой линией, образующей внезапное сужение) (рис. 5-1,б). За очертание линии врезки русла принята линия тока ψ_k , найденная аналитически, и повторяющая ее линия $\psi_{ЭГДА} = -0,15$, полученная методом ЭГДА.

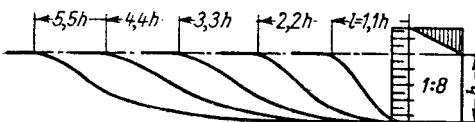
Как и для подводящего русла, представляется возможным получить безразмерные координаты линии врезки русла в берег (табл. 5-1).

При различных значениях l/h координаты береговой линии определяются по формулам:

$$X = xl; \quad Y = yh, \quad (5-2)$$

где x и y — безразмерные координаты точек 1—12 по табл. 5-1. Начало координат можно принимать в конце раздельной стенки между зданием ГЭС и плотиной.

Исследования на гидравлической модели пяти вариантов очертания врезки (рис. 5-2) показали, что при глубине воды в отводящем русле, приведенной к натуре, $t_0 = 2,5$ м, средней скорости 1,5 м/сек коэффициент сопротивления русла можно ориентировочно выразить следующей зависимостью:



$$\zeta = \frac{0,26}{\frac{l}{h} - 0,75}. \quad (5-3)$$

Рис. 5-2. Варианты отводящего русла, исследованные на гидравлической модели.

Потери напора вычисляются по скоростному напору в отводящем русле. При частичной врезке здания ГЭС в берег скоростной напор вычисляется по расходу турбин той части здания, которая расположена во врезке.

5-3. СОПРЯГАЮЩИЕ И СТРУЕНАПРАВЛЯЮЩИЕ СООРУЖЕНИЯ ОТВОДЯЩЕГО РУСЛА

Низовые открылок сопрягающих устоев, защищающие берега или примыкающие к зданию ГЭС или водосбросной плотине земляные сооружения от размыва, должны также обеспечивать плавное расширение потока в плане для получения равномерного распределения скоростей и удельных расходов по ширине русла. Во избежание образования непосредственно за сооружением поперечных течений в нижний бьеф выдвигается шпора, которой может являться удлиненный открылок устоя или дамба. По линии раздела водосбросных сооружений различного типа в нижний бьеф выдвигается раздельная стенка.

В некоторых случаях раздельные стенки устраиваются для деления непосредственно за зданием ГЭС широких отводящих русел на несколько более узких начальных участков.

Поскольку сопрягающие сооружения отводящего русла предназначены для выравнивания потока, борьбы со сбоянностью, они являются одновременно струенаправляющими сооружениями. Характерными случаями, встречающимися при проектировании сопрягающих сооружений отводящего русла, являются следующие (рис. 5-3):

- 1) здание ГЭС примыкает к земляной, каменной или к глухой бетонной плотине;
- 2) к водосливной плотине;
- 3) совмещенное здание, примыкающее к глухой или водосливной плотине.

В каждом из этих случаев длина открылок, струенаправляющих дамб и стенок, раздельных стенок диктуется конструктивными и гидравлическими требованиями, а их форма в плане определяется в основном гидравлическими требованиями.

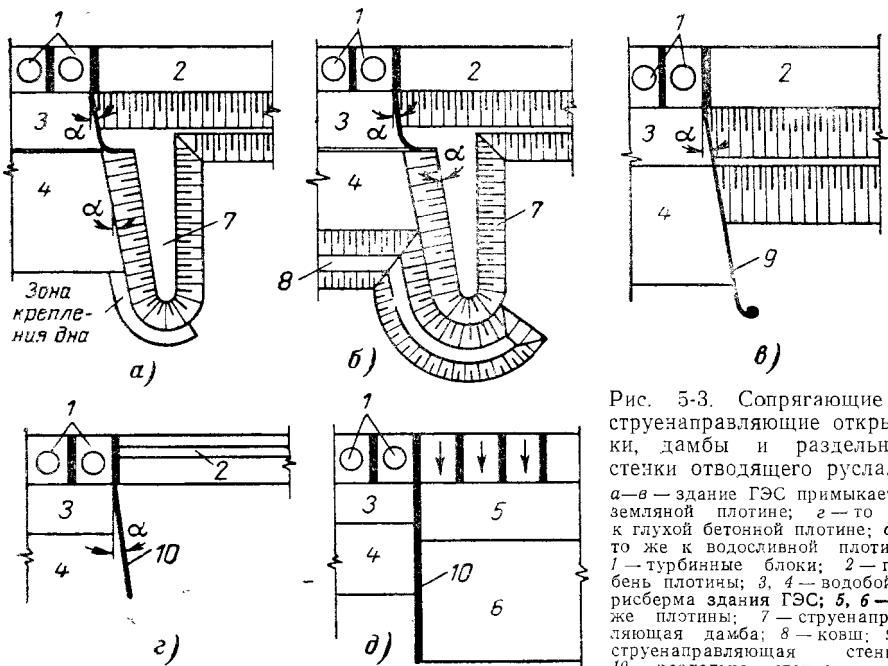


Рис. 5-3. Сопрягающие и струенаправляющие открытые дамбы и раздельные стеники отводящего русла.

a—в — здание ГЭС примыкает к земляной плотине; *г* — то же к глухой бетонной плотине; *д* — то же к водосливной плотине; 1 — турбинные блоки; 2 — гребень плотины; 3, 4 — водобой и рисберма здания ГЭС; 5, 6 — то же плотины; 7 — струенаправляющая дамба; 8 — ковш; 9 — струенаправляющая стена; 10 — раздельная стена.

При поступлении воды в отводящие русло по всей его ширине, т. е. при работе всех турбин, всех водосбросных отверстий, необходимо обеспечить движение без отрыва потока от стенок и струенаправляющих дамб. Безотрывное обтекание стенок или дамб достигается при угле их разворота в плане не более $6-10^\circ$. Выполняются они обычно прямолинейными, иногда же, например на Волжской ГЭС имени XXII съезда КПСС, низовая струенаправляющая стенка (длиной 228 м) криволинейна [65]. Концевые участки открылок и дамб выполняются круглого очертания.

Длина струенаправляющих сооружений и раздельных стенок зависит также от режимов нижнего бьефа сооружения. Назначается она в ответственных случаях окончательно на основании лабораторных исследований. Возможности использования решений, которые позволили бы уменьшить объем последующих исследований, весьма ограничены.

Необходимость раздельной стенки хорошо иллюстрирует рис. 5-4, а, на котором изображен план течения в нижнем бьефе гидроузла без раздельной стенки [118]. На части русла против здания ГЭС и при работающих, и при неработающих турбинах наблюдается обратное течение.

Удельный расход на рисберме плотины увеличивается, что утяжеляет условия на рисберме и в конце крепления.

Распределение скоростей улучшилось при симметричном расположении сооружений (рис. 5-4, б). Однако, как известно, симметричное растекание неустойчиво [148], тем более что в процессе эксплуатации сооружения невозможно обеспечить равномерный пропуск воды через водосливные пролеты и турбины. При неработающих турбинах отсутствие раздельных стенок оказывается отрицательно и при данном симметричном расположении сооружений; за зданием ГЭС скорости направ-

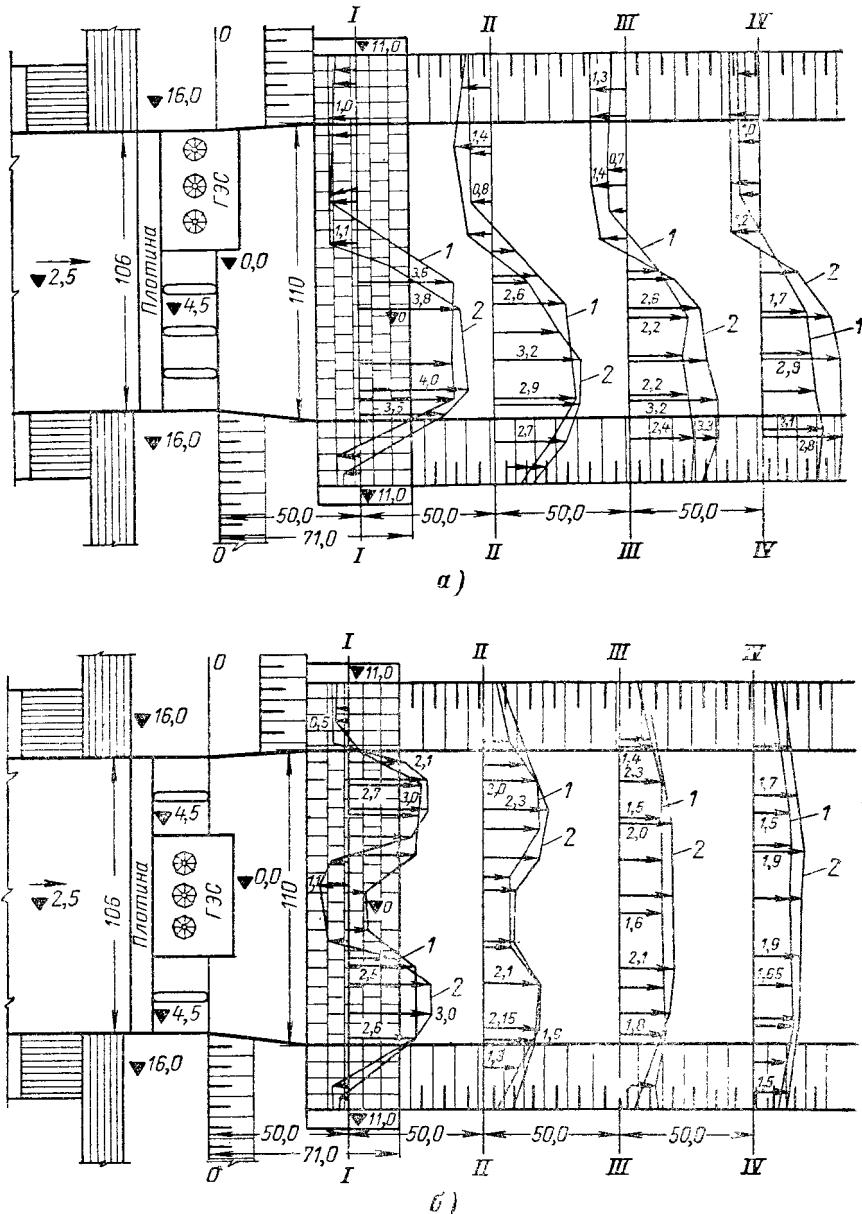


Рис. 5-4. Распределение средних по вертикали скоростей в нижнем бьефе модели гидроузла при отсутствии раздельных стенок в нижнем бьефе между зданием ГЭС несозвездного типа и плотиной.

a — здание ГЭС расположено у берега; *б* — здание, расположенное по середине плотины; *1* — совместная работа плотины и здания ГЭС ($Q_{пл}=1\,370 \text{ м}^3/\text{сек}$, $Q_{ГЭС}=330 \text{ м}^3/\text{сек}$); *2* — работает только плотина ($Q_{пл}=1\,700 \text{ м}^3/\text{сек}$). Средняя глубина воды над концом крепления 10,9 м.

лены в обратную сторону, в результате чего происходит увеличение удельных расходов за водосливными плотинами, слева и справа от здания, и наблюдается неравномерное распределение скоростей и расходов по ширине русла.

Отсутствие раздельных стенок, кроме того, исключает образование перепада восстановления, что ухудшает энергетические качества здания ГЭС.

И. И. Леви приходит к выводу, что для борьбы со сбойностью «длину раздельных стенок или дамб надо назначать не менее полной длины участка рассеяния энергии» [148]. В этом случае поток, сбрасываемый через плотину, будет вступать в нижний бьеф в достаточном удалении от зоны прыжка, где поперечный перепад уровней будет незначительным. Но назначать длину раздельной стенки, исходя из этого требования, едва ли целесообразно. Обычно длина стенки не превышает длины креплений, а длина креплений всегда меньше длины участка рассеяния избыточной энергии. Например, по Д. И. Кумину, полная длина участка рассеяния энергии достигает при донном режиме в случае отсутствия гасителей 21 глубины после прыжкового участка, практически же длину креплений обычно принимают не больше 12 глубин послепрыжкового участка, поскольку на этом расстоянии большая часть избыточной кинетической энергии успевает рассеяться.

За зданием ГЭС, водосбросной плотиной, за глухой плотиной уровня свободной поверхности устанавливаются неодинаковыми: наиболее высоким будет уровень свободной поверхности за глухой плотиной (в водоворотной области), наиболее низким—за водосбросной плотиной или совмещенным машинным зданием с работающими водосбросами. Эта разница уровней ведет к возникновению поперечных течений, вызывающих сбойное течение в отводящем русле. Избежать поперечных течений и, следовательно, сбойности можно путем устройства шпоры в виде дамбы, удлиненного открылка, раздельной стенки, отделяющей области с неодинаковыми уровнями свободной поверхности. Таким образом, для определения длины струенаправляющего сооружения необходимо знать длину участка, на котором происходит выравнивание уровней в указанных соседних областях.

При определении длины участка выравнивания уровней можно использовать следующие ориентировочные рекомендации.

Уровни свободной поверхности за несовмещенным зданием ГЭС и глухой плотиной практически выравниваются на участке, несколько большем длины вальца над потоком, поступающим из отсасывающей трубы (рис. 5-5,а). Длина этого вальца достаточно надежно может быть определена по графику на рис. 2-16.

Уровни за водосбросной плотиной или совмещенным зданием ГЭС при донном режиме (в том числе и при наличии уступа) сближаются с уровнями за зданием ГЭС несовмещенного типа или за глухой плотиной на длине вальца над донной струей (рис. 5-5,б), длина которого определяется по формулам длины прыжка.

Если поток сходит с уступа при поверхностном режиме (рис. 4-5,в и г), то уровни выравниваются на длине затухания волн.

По И. И. Леви [148] «при поверхностном режиме сопряжения бьефов картина явления будет более благоприятной; на поверхности воды будут возникать волны значительной высоты, распространяющиеся вниз по течению на большую длину; эти волны будут препятствовать натеканию воды из водоворотной зоны». Согласиться с утверждением, что «волны будут препятствовать натеканию воды из водоворотной зоны», нельзя, поскольку волны состоят из чередующихся гребней и впадин. Подошва волны лежит ниже уровня, устанавливающегося в области вне транзитной струи, что обуславливает возникновение сбойности вследствие натекания воды на струю из водоворотных областей. Раздельная

стенка должна быть не короче участка, на котором происходит затухание волны.

Длина участка затухания волны зависит от типа поверхностного режима (см. гл. 6).

При незатопленном поверхностном прыжке в зависимости от ряда факторов (число Фруда, наклон струи в створе уступа, стадия развития поверхностного режима и пр.) можно принять, что затухание волны происходит при горизонтальной поверхности воды в створе уступа

несколько дальше точки перегиба за вторым гребнем (рис. 5-5,в), при прямом наклоне струи в створе уступа — несколько дальше точки перегиба за первым гребнем (рис. 5-5,г).

При поверхностно-донном режиме можно принимать, что затухание волны происходит, как при горизонтальном сходе струи с уступа, т. е. на расстоянии, отвечающем расположению точки перегиба за вторым гребнем.

При затопленном поверхностном прыжке затухание волны происходит на несколько более коротком участке, чем в предыдущих случаях.

Отметим, что при расчете положения точек перегиба струи по формулам, приведенным в гл. 6, расстояние от уступа до соответствующей точки перегиба завышается, что позволяет принимать длину стенок по расчетной абсциссе точек перегиба.

Отметка верха стенки при поверхностном режиме определяется отметкой гребня вол-

Рис. 5-5. К определению минимальной длины раздельной стенки $L_{ст}$.

а — при примыкании здания ГЭС к бетонной глухой плотине; б — то же водосливной плотине на скальном основании в случае донного режима в нижнем бьефе; в — то же при поверхностном режиме в случае горизонтальной поверхности струи в створе уступа; г — то же при прямом наклоне свободной поверхности струи в створе уступа.

ны. Построение профиля свободной поверхности струи позволяет определить разность уровней воды по сторонам стенки, что дает возможность найти нагрузку на стенку, обусловленную наличием разницы уровней, к которой добавляется динамическая нагрузка.

По И. И. Леви, длина участка затухания волны при поверхностных режимах «существенно больше $33h_{кр}$ и приближается к $(50 \div 60)h_{кр}$ » [148]. Эти значения длины участка затухания волны значительно больше полученных нами¹.

При сопряжении бьефов, отброшенной струей, как это принято на Бухтарминской, Братской, Мамаканской, Красноярской, Усть-Илимской и других ГЭС, наблюдается значительное понижение уровня воды под струей. Избежать устройства раздельной стенки на всей длине отлета струи можно увеличением расстояния между зданием ГЭС и ближай-

¹ Приводя указанные выше данные, И. И. Леви оговаривает: «в нашем распоряжении нет в настоящее время данных, позволяющих оценить длину участка, в пределах которого происходит затухание волн».

шим к нему водосбросным отверстием, уменьшением удельного сбросного расхода и увеличением глубины в отводящем русле.

Здание Красноярской ГЭС примыкает к водосливной плотине с носком, отбрасывающим струю при напоре около 100 м и удельном расходе (в нижнем бьефе) 60 м³/сек на расстояние 130—140 м. Экспериментальные исследования [256] показали, что при сравнительно небольшой длине раздельной стенки и *при отсутствии сброса воды на плотине* режим нижнего бьефа вполне благоприятен (рис. 5-6,*a*). Поперечные

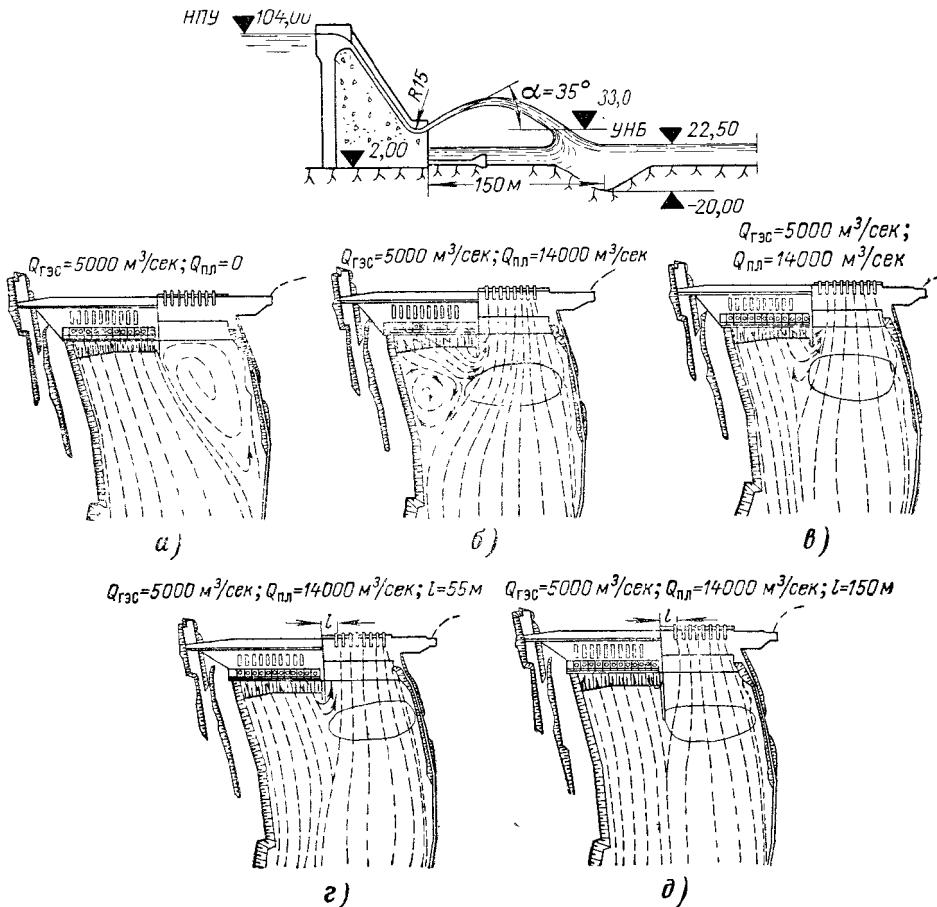


Рис. 5-6. План течений в нижнем бьефе модели Красноярской ГЭС.

a — пропуск расхода через турбины при неработающих отверстиях плотины; *b* — пропуск расхода через все пролеты плотины; *c* — улучшение режима нижнего бьефа при неработающих ближайших к зданию ГЭС отверстиях плотины; *d* — улучшение плана течений при увеличении расстояния между раздельной стенкой и крайними пролетами плотины до $l=55$ м, длина раздельной стены $L=50$ м; *e* — план течений при расстоянии между стенкой и крайними пролетами $l=55$ м, длина раздельной стены $L=150$ м.

течения по фронту здания ГЭС отсутствуют. Разность уровней воды между створом сооружений и створом, расположенным на расстоянии 1800 м ниже по течению, равна около 0,3 м, что отвечает бытовому падению уровня на этом участке. *При пропуске расхода через плотину* в нижнем бьефе здания ГЭС возникают поперечные течения и водоворотные зоны (рис. 5-6,*b*). Перепад между уровнем воды в отводящем русле здания ГЭС в нижнем бьефе плотины, при неизменном сбросном расходе увеличивается с приближением к зданию открываемых отверстий. Так, при четырех, ближайших к зданию ГЭС, работающих пролетах плотины поперечная разность уровней достигла 1,1 м, а при пропуске этого расхода через удаленные от здания пролеты (5, 6, 7) она

уменьшилась до 0,2 м. Перепад уровней в створе плотины и створе, отстоящем от плотины на 1800 м, при работе отверстий, удаленных от здания ГЭС, составлял 0,7 м, а при работе ближайших четырех отверстий — 1,8 м.

Увеличению поперечного перепада уровней и усилинию течения вдоль здания ГЭС способствует образование бара из продуктов размыва, постепенно распространяющегося в сторону здания. К тому же бар создает подпор, уменьшающий напор турбин. При сбросном расходе, равном 14 000 м³/сек, и наличии бара перепад уровней между отводящим руслом здания ГЭС и нижним бьефом плотины может достичь 3,5 м.

Для улучшения режима нижнего бьефа и снижения потерь энергии были рассмотрены варианты компоновки при увеличении расстояния между отводящим руслом здания ГЭС и плотиной от 3 до 55 м*. В последнем случае распространение бара в сторону нижнего бьефа ГЭС уменьшилось с 90 до 15 м, а его высота снизилась на 3,5 м. Глубина размыва у раздельной стенки уменьшилась со стороны плотины на 12 м.

Изучалось также влияние на режим нижнего бьефа длины раздельной стенки, которая изменялась от 16 до 150 м. Особо благоприятная плановая картина в нижнем бьефе получена при длине раздельной стенки, составляющей 150 м, т. е. равной дальности отлета струи (рис. 5-6,д).

На основании исследований было рекомендовано увеличить расстояние между раздельной стенкой и крайним пролетом плотины до 55 м* и принять длину раздельной стенки не менее 50 м (0,35—0,38 дальности отлета струи); сброс паводка производить в первую очередь через пролеты, удаленные от здания ГЭС.

Длина раздельной стенки, выполненной на Красноярской ГЭС, составляет 131,2 м.

При длинной раздельной стенке ее подошва должна быть на глубине, превышающей глубину ямы размыва. Поэтому возведение стенки на некотором расстоянии от ближнего пролета плотины уменьшает глубину заложения стенки.

Иные рекомендации по поводу длины раздельной стенки были даны гидротехнической лабораторией ВНИИГ при исследовании модели гидроузла Братской ГЭС. На моделях в масштабе 1:100 исследовалось две компоновки сооружений гидроузла:

1) с двумя зданиями ГЭС у левого и правого берега с длиной напорного фронта по 288 м, и с водосливной плотиной между зданиями ГЭС, также имеющей длину 288 м. Превышение гребня плотины над дном нижнего бьефа 107 м, высота уступа 8,5 м, радиус носка 15 м, угол схода струи с носка 30°, удельный расход на гребне водослива 31,5 м³/сек при напоре 6,0 м;

2) с одним зданием ГЭС у левого берега длиной 512 м и водосливной плотиной у правого берега длиной по фронту 288 м. Параметры уступа и носка те же, что и в предыдущем варианте компоновки узла.

Удельный расход на гребне водослива в обоих случаях 39,5 м³/сек (напор 7,0 м), на сливной кромке уступа — около 27 м³/сек. Глубина воды в нижнем бьефе при различных режимах изменялась в пределах 8—16,7 м при компоновке с двумя зданиями ГЭС и 8—11,7 м — с одним. Дальность отлета струи около 110 м.

План течений в нижнем бьефе фиксировался при низком уровне воды, при котором устанавливался отогнанный прыжок, высоком уровне, обеспечивающем затопление прыжка, и промежуточном уровне.

* В действительности было принято расстояние 69 м, из которых 16 м — ширина раздельной стенки, выполнившей роль продольной перемычки.

Все эти режимы практически вполне вероятны; отогнанный прыжок может возникнуть в начальный момент сброса, когда уровень нижнего бьефа еще не успел установиться. Опыты проводились на модели с неразмываемым руслом, а на модели с одним зданием ГЭС, кроме того, при наличии размываемого участка (гравий с диаметром фракций от 3 до 10 мм). Раздельные станки в нижнем бьефе отсутствовали.

Глубины в нижнем бьефе, отвечающие в натуре 8—16 м, соответствуют первым годам эксплуатации ГЭС, т. е. периоду до появления ямы размыва в области падения струи. С появлением ямы размыва условия гашения энергии в нижнем бьефе улучшатся и режим нижнего бьефа приблизится к естественному.

В результате исследования компоновок по обоим вариантам было установлено, что при работе турбин и любых схемах сброса воды через плотину и любых режимах нижнего бьефа интенсивного затекания воды под водосбросную струю не наблюдалось. Лаборатория рекомендовала устройство раздельных стенок лишь на участке с различными отметками дна за зданием ГЭС и плотиной.

Возможность отказаться от длинной раздельной стенки на Братской ГЭС и целесообразность такой стенки длиной до 150 м на Красноярской ГЭС является, по-видимому, следствием значительно большего удельного расхода за плотиной Красноярской ГЭС (60 м³/сек по сравнению с 39,5 м³/сек для плотины Братской ГЭС) примерно при тех же глубинах воды в нижнем бьефе. Оценка скоростей поперечного течения и решение вопроса о необходимости устройства раздельной стенки в подобных случаях возможны путем расчета разницы уровней свободной поверхности воды за зданием ГЭС и под водосбросной струей.

Устройство на Братской ГЭС раздельного пирса, переходящего в дамбу, продиктовано производственными соображениями: пирс играл роль переходной перемычки между котлованами двух очередей. Со стороны отводящего русла здания ГЭС пирс имеет длину более 145 м, со стороны плотины — около 175 м (створы отверстий отсасывающих труб и уступа плотины не совпадают). Ширина пирса в месте примыкания к сооружению около 45 м.

При симметричном расположении работающих водосливных пролетов плотины Братского гидроузла поток отклоняется к одному из берегов, что дополняет сказанное выше о нецелесообразности борьбы со сбоями путем обеспечения симметричной работы водопропускного фронта.

На Мамаканской ГЭС [266] сброс через плотину производится при напоре, близком к 50 м, и удельном расходе 36 м²/сек при сопряжении бьефов свободной отброшенной струей. Раздельная бетонная стенка, переходящая затем в ряжевую, выполнена криволинейной в плане, что

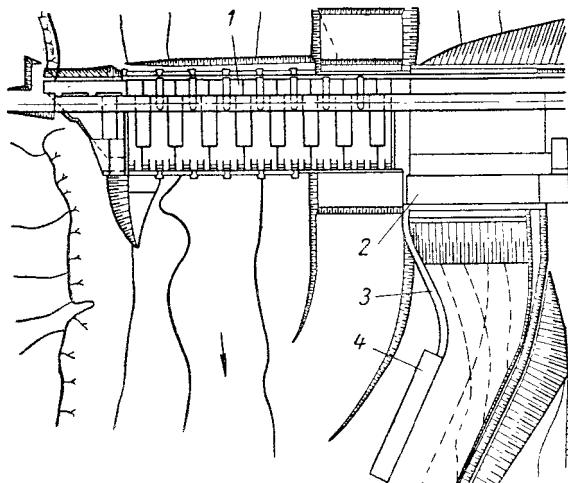


Рис. 5-7. Мамаканский гидроузел. Криволинейная бетонная раздельная стенка, переходящая в ряжевую.
1 — плотина с уступом, обеспечивающим свободный отброс струи; 2 — здание ГЭС; 3 — бетонная раздельная стенка; 4 — ряжевая часть раздельной стенки.

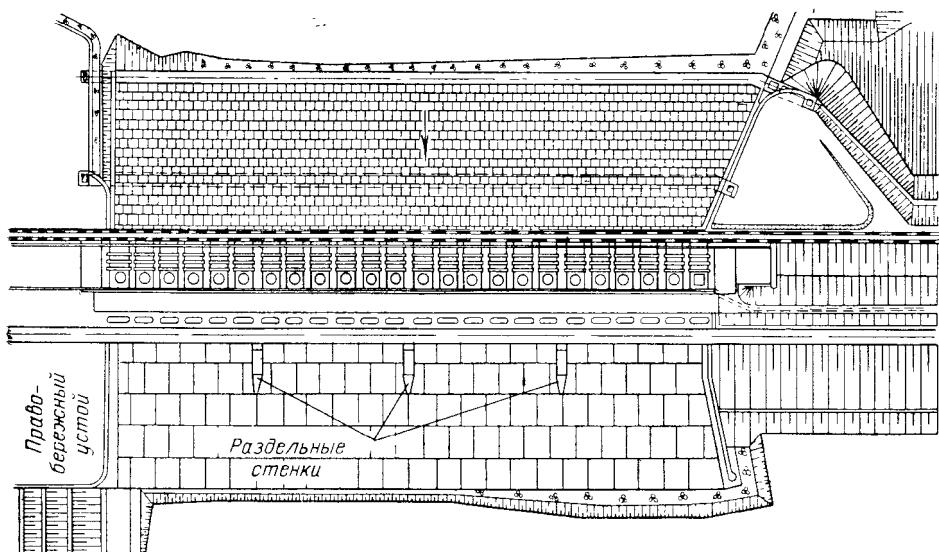


Рис. 5-8. Водосливная ГЭС с несколькими раздельными стенками в отводящем русле.

предохраняет ее от подмыва (рис. 5-7). Здесь, однако, нельзя признать удачным плановое очертание отводящего русла.

Устройство раздельных стенок между отдельными секциями или несколькими секциями здания ГЭС совмещеннного типа целесообразно в тех случаях, когда неизбежна существенно неравномерная работа водосбросного фронта. Из этих соображений на Камской водосливной

ГЭС (рис. 5-11, б) в начале отводящего русла возведены три раздельные стенки (рис. 5-8).

Раздельные стены между отдельными секциями здания ГЭС совмещенного типа необходимы также при пуске ГЭС несколькими очередями. На рис. 5-9 показан план течений в нижнем бьефе Череповецкой водосливной ГЭС с раздельной стенкой между секциями первой и второй очередей (б), и без раздельной стенки (а) [23]. Устройство раздельной стенки на всей длине водобоя (около 40 м) ликвидировало сбойность, при которой поток от правого берега переходил к левому, способствовало выравниванию и уменьшению

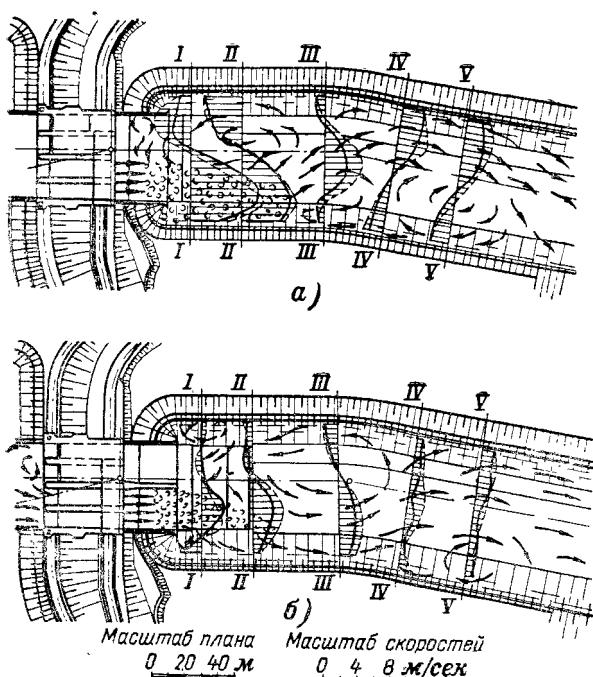


Рис. 5-9. План течений в нижнем бьефе водосливной ГЭС. Статический напор 12,85 м; глубина в отводящем русле 7,15 м; сбросной расход 360 м³/сек.

а — раздельная стена отсутствует; б — раздельная стена установлена между секциями; — донные скорости; —— поверхности скорости.

поверхностных и донных скоростей в поперечных сечениях русла. В створе IV (на расстоянии 170 м от выходного сечения отсасывающей трубы) при наличии раздельной стенки обратные скорости отсутствуют, а без раздельной стенки обратные скорости наблюдаются в створе V и ниже по течению.

В данном случае вопрос о целесообразности устройства раздельной стенки может быть решен сопоставлением капитальных вложений в раздельную стенку и в дополнительное крепление отводящего русла при ее отсутствии, поскольку длина крепления и крутизность камня на его концевом участке без раздельной стенки увеличиваются.

5-4. ВЫСОТНОЕ ПОЛОЖЕНИЕ ОТВОДЯЩЕГО РУСЛА

Высотное положение дна (водобоя, рисбермы) отводящего русла зависит от ряда факторов.

Для здания ГЭС несовмещенного типа отметка дна отводящего русла определяется энергоэкономическим расчетом, исходя из принципа получения минимума ежегодных издержек, определяемых капиталовложениями в подводящее русло и стоимостью энергии, компенсирующей потерянную. При определении высотного положения отводящего русла совмещенной гидроэлектростанции приходится иногда отступать от оптимального варианта, учитываяющего энергетические требования, в связи с необходимостью исключить образование недопустимых режимов в нижнем бьефе, например отогнанного донного гидравлического прыжка.

а) Расчет высотного положения водобоя несовмещенного здания ГЭС

Как это было показано в гл. 2, на напор турбины влияет высотное положение водобоя, в зависимости от которого в нижнем бьефе здания ГЭС может образоваться перепад восстановления, увеличивающий напор турбин, или подпор.

Ориентировочно оценить правильность назначения отметки дна отводящего русла (водобоя) можно по формулам § 2-8. Однако для того, чтобы быть уверенным в том, что отметка водобоя отвечает оптимальному решению, требуется проведение технико-экономического расчета, для чего необходимо иметь данные о распределении по времени характерных режимов работы агрегатов, знать стоимость заменяющей энергии и иметь возможность произвести подсчеты капитальных затрат по отводящему руслу при различном высотном положении его дна. Отыскание оптимального решения требует в силу большого числа факторов, влияющих на него неоднозначно, сопоставления различных проектных вариантов.

При отсутствии надлежащих исходных данных высотное положение дна отводящего русла может быть определено по расчету, изложенному в § 2-8. При подробном технико-экономическом расчете высотного положения дна отводящего русла следует использовать формулы (2-16) и (2-17), по которым для характерных режимов работы гидроэлектростанции строятся кривые связи перепада восстановления и превышения d водобоя над порогом отсасывающей трубы $\Delta h_0 = f(d)$. При этом следует иметь в виду, что расчет действителен согласно исходной расчетной схеме и поверочным расчетам, сопоставленным с лабораторными данными, при работе одновременно не менее $2/3$ агрегатов.

Имея кривые $\Delta h_0 = f(d)$ для наиболее характерных режимов работы ГЭС, подсчитываем при различных значениях d для каждого режима длительностью ΔT_i дополнительную выработку энергии, получаемую

за счет перепада восстановления, или ее потери (при наличии подпора). Суммарная дополнительная выработка энергии за расчетный период составляет при некотором значении d :

$$\Sigma \Delta \mathcal{E} = \sum_0^T 9,81 Q_i \Delta h_0 \eta \Delta T_i [\text{kвт}\cdot\text{ч}],$$

где Δh_0 — перепад восстановления или подпор (в последнем случае Δh_0 имеет знак минус).

Для каждого из значений d вычисляется для периодов пиковой нагрузки дополнительная мощность, получаемая за счет перепада восстановления, или мощность, теряющаяся за счет образования подпора:

$$\Delta N = \pm 9,81 Q \Delta h_0 \eta [\text{квт}].$$

По результатам этих расчетов строятся кривые $\Sigma \mathcal{E} = f(d)$ и $\Delta N = f(d)$, которые используются для установления варианта отводящего русла, отвечающего минимуму годовых издержек.

Результаты энергоэкономических расчетов, проведенных для некоторых ГЭС, показывают, что энергетически оптимальному значению d обычно отвечает положение водобоя, при котором получается максимум дополнительной выработки энергии или мощности, поскольку увеличение капиталовложений в отводящее русло в целях получения максимальной дополнительной энергии или мощности не играет решающей роли в выборе оптимального решения. Дополнительные выработка энергии и мощность вблизи максимума рассматриваемых кривых $\Sigma \Delta \mathcal{E} = f(d)$ и $\Delta N = f(d)$ изменяются в функции d незначительно. Поэтому положение водобоя следует назначать, исходя из наименьшего его заглубления, т. е. принимать d большим, чем из условия максимума $\Delta \mathcal{E}$ и ΔN .

Если энергоэкономический расчет приведет к положению водобоя, при котором возникает подпор, то найденная отметка водобоя, удовлетворяющая, казалось бы, требованиям энергоэкономического расчета, может оказаться неприемлемой в случае возникновения в отводящем русле волнистого течения или прыжка-волны. Волнистое течение возникает при приближении глубины за наклонным участком и критической прыжок-волна образуется при глубине, меньшей критической, (§ 6-1). Волнистое течение и тем более прыжок-волна требуют увеличения толщины плиты водобоя за наклонным участком. Необходимость увеличения толщины плиты при малых глубинах на водобое следует учитывать при сравнении вариантов отводящих русел.

Пример расчета высотного положения водобоя несовмещенной ГЭС. Русло здание ГЭС состоит из 10 турбинных блоков. Геометрические параметры блока: $B = 30 \text{ м}$, $b = 21 \text{ м}$, $\beta = \frac{21}{30} = 0,7$, $h_t = 11,39 \text{ м}$, отметка порога отсасывающей трубы $\nabla \Pi = 5,56 \text{ м}$, заложение наклонного участка водобоя $m=3$. Расчетный напор турбины $H_p = 10 \text{ м}$, расчетный расход $Q_t = 670 \text{ м}^3/\text{сек}$.

Таблица 5-2А

№ периодов	Число часов работы ГЭС в сутки	Длительность периодов n , дни	Число часов работы в данном режиме за период T	Расход, $\text{м}^3/\text{сек}$	$\nabla \Pi$	α_m
1	1	33	33	264	25,55	1,3
2	1	60	60	333	25,8	1,3
3	2	60	120	403	26,1	1,3
4	2	51	102	472	26,4	1,3
5	3	45	135	542	26,7	1,4
6	4	55	220	612	27,1	1,4
7	24	60	1500	650	27,3	1,4

Таблица 5-2Б

Период	$Q_t, м^3/сек$	$\nabla НБ, м$	$n, м$	$T, м$	$A, м^2$	$R_x, м^2$	$\Delta h_0, м$
4	472	26,4	0	21,84	5,60	0,0	0,128
			2	19,84	5,35	0,049	0,131
			4	17,84	5,05	0,098	0,129
			6	15,84	4,64	0,147	0,119
			8	13,84	4,19	0,196	0,106
			10	11,84	3,53	0,245	0,087
			12	9,84	2,62	0,294	0,060
			14	7,84	1,26	0,343	0,021

Гидроэлектростанция предназначена для покрытия пиковой нагрузки. Включение в работу всех или большинства агрегатов позволяет использовать формулы для расчета перепада восстановления, полученные для условий незначительной пространственности нижнего бьефа.

1) *Расчетные периоды.* Расчетный год разбиваем на характерные периоды по признаку постоянства расхода ГЭС ($\pm 250 м^3/сек$) внутри интервала (табл. 5-2А). Получаем семь расчетных периодов с изменением расхода турбины $\pm 25 м^3/сек$.

2) *Изменение перепада восстановления в зависимости от высотного положения водобоя при различных режимах работы ГЭС.* Для каждого расчетного периода при заданном суммарном расходе ГЭС определяется по кривой $Q=f(\nabla NB)$ уровень в нижнем бьефе и по формулам (2-17), (2-19), (2-20) вычисляется при высотах d наклонного участка водобоя в пределах 0—14 м перепад восстановления. Длина вальца за отсасывающей трубой определяется по графику на рис. 2-16. В табл. 5-2Б приведен расчет для $Q_t=472 м^3/сек$.

Коэффициенты количества движения приняты согласно рекомендаций § 2-3: $a_m=1,3$ при $Q < Q_p, H > H_p$; $a_m=1,4$ при $Q \geq Q_p, H \leq H_p$. Кривые $\Delta h_0=f(d)$ для каждого расчетного периода построены на рис. 5-10, а.

3) *Расчет дополнительных мощности и выработки энергии, получаемых за счет перепада восстановления.* Расчет производим, приняв к. п. д. установки равным $\eta=0,865$. Расчет для $Q_t=472 м^3/сек$ приведен в табл. 5-2Б, графики $\Delta \mathcal{E}=f(d)$ и $\Delta N=f(d)$ — на рис. 5-10, б.

4) *Рекомендуемая высота наклонного участка.* Без подсчета стоимости работ по устройству отводящего русла при различном высотном положении водобоя можно утверждать, что водобой должен располагаться над порогом отсасывающей трубы выше на 6—7 м, поскольку дальнейшее его понижение не дает заметного увеличения дополнительной выработки энергии, не ведет к большему объему земляных работ и повышению низовых открылок устоев. Положение водобоя находится окончательно путем дальнейшего энергоэкономического анализа или определяется из геологических условий, как это, например, имеет место на Рижской ГЭС.

В приведенном примере в пределах рассмотренных высотных положений водобоя ($0 < d < 14 м$, рис. 5-10, а) подпор отсутствует. Следовательно, проверка на образование волнистого течения (см. § 6-1) или прыжка-волны не требуется.

б) Высотное положение водобоя совмещенного здания ГЭС

При проектировании отводящего русла совмещенного здания ГЭС необходимо прежде всего определить такое высотное положение водобоя, которое обеспечивало бы затопление донного гидравлического

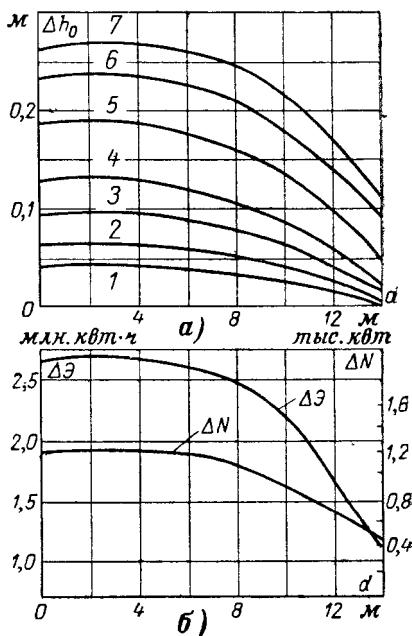


Рис. 5-10. К расчету высотного положения водобоя.

а — изменение перепада восстановления в зависимости от высоты наклонного участка водобоя для различных периодов (1—7) работы ГЭС; б — дополнительные выработка и мощность одного агрегата, получаемые за счет использования перепада восстановления.

прыжка (см. § 6-3). Из этого условия определяется наивысшее возможное положение водобоя. Особенно важно проверить отсутствие донного отогнанного прыжка при проектировании гидроэлектростанций с горизонтальными агрегатами и водосливами с широким порогом, поскольку при значительных удельных сбросных расходах и малом заглублении порога отсасывающей трубы создаются условия, при которых возможен отгон прыжка. В некоторых случаях для затопления донного прыжка приходится идти, как это, например, имеет место на Плявиньской ГЭС, на устройство за зданием ГЭС водобойного колодца, что ведет к уменьшению перепада восстановления и эффекта эжекции.

Окончательно отметку водобоя следует определять из расчета, изложенного в предыдущем пункте. Если сбросы воды в паводок через здание ГЭС производятся редко, т. е. если эжекция не играет существенного значения, расчеты высотного положения водобоя не отличаются чем-либо от проводящихся для зданий ГЭС несовмещенного типа. Если же сбросы производятся в течение длительного периода и экономический эффект эжекции может быть существенным, то расчет высотного положения водобоя следует производить, выделяя периоды, в течение которых производится сброс и рассчитывая для них вместо перепада восстановления эффект эжекции.

в) Высотное положение рисбермы. Расчистка русла

Рисберма как участок крепления отводящего русла, на котором происходит полная или почти полная диссилияция избыточной кинетической энергии потока, поступающего из отсасывающей трубы, а на совмещенных ГЭС — также через водосбросы, выполняется (рис. 5-11):

1) горизонтальной на всем протяжении, расположенной на одной отметке с порогом отсасывающей трубы (что возможно в случае горизонтальных агрегатов) или на уровне водобоя за наклонным участком;

2) понижающейся по направлению потока уступами, что делается для увеличения глубины по длине подводящего русла с целью снижения скоростей в конце креплений;

3) понижающейся полого, что, как и в предыдущем случае, приводит к уменьшению скоростей по длине русла;

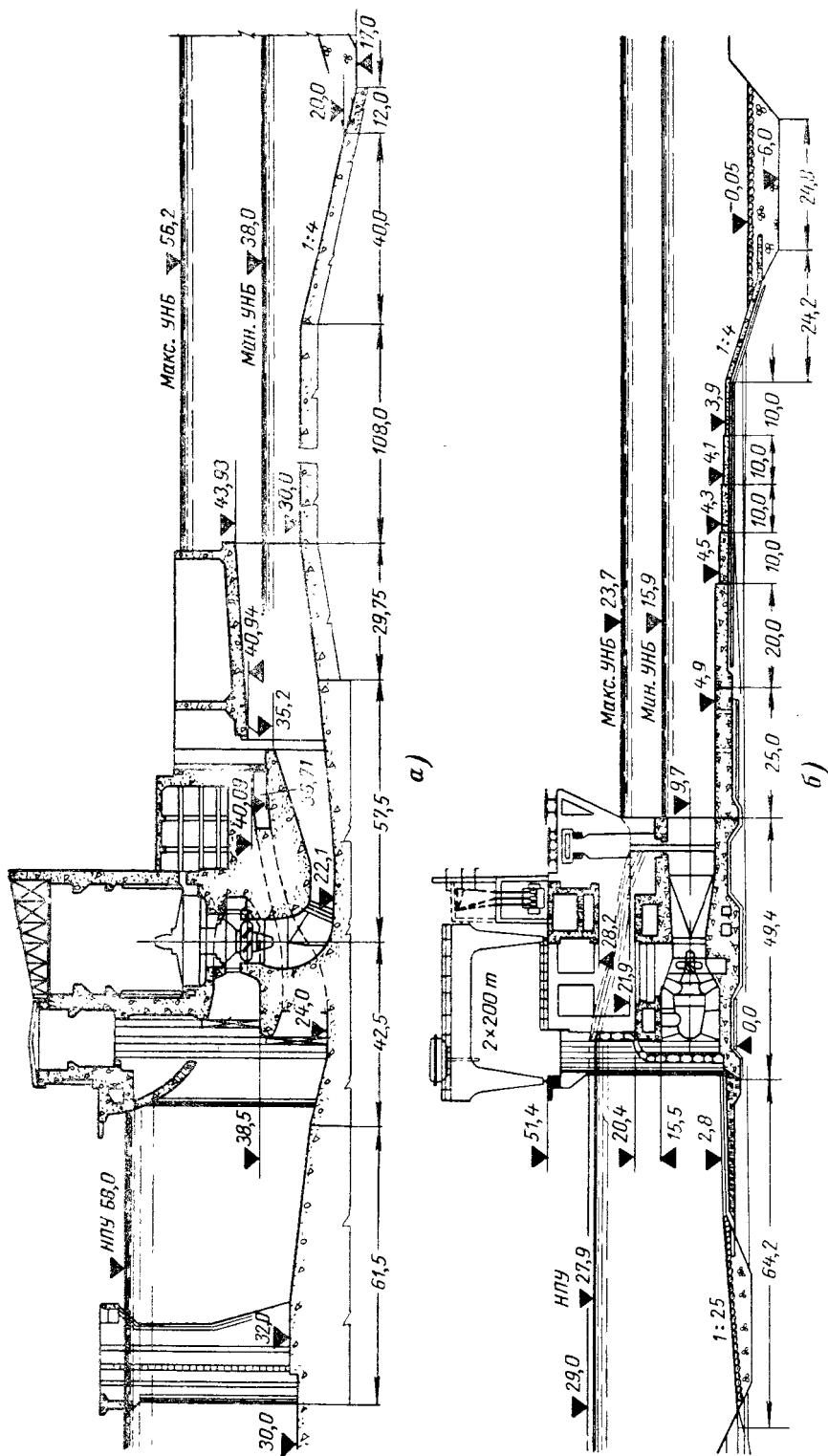
4) расположенной на более высоких отметках, чем водобой, выполненный в виде водобойного колодца (на совмещенных ГЭС в случае необходимости затопления отогнанного прыжка).

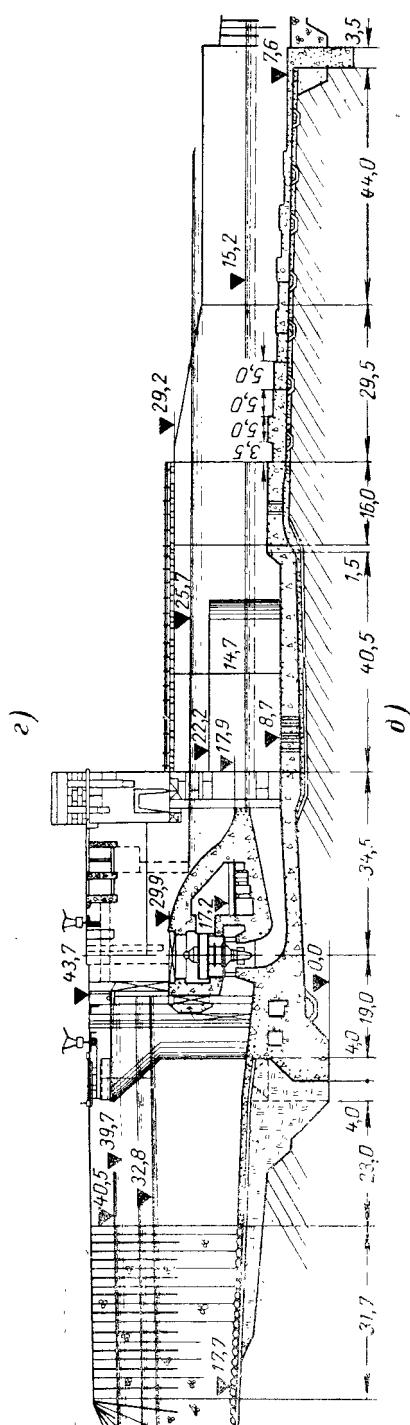
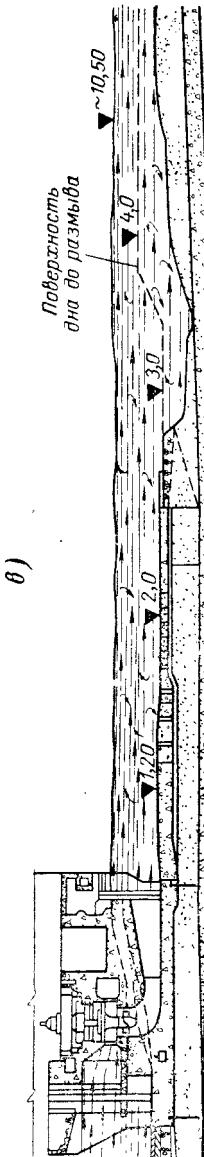
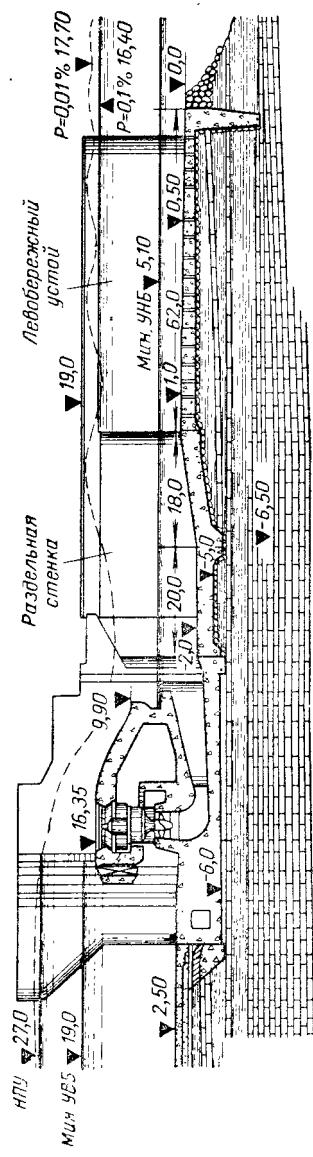
Все перечисленные конфигурации рисбермы, а иногда и их комбинации нашли применение в практике.

На скальных грунтах рисберма как участок отводящего русла, имеющий соответствующее покрытие, может отсутствовать. Крепление в виде выравнивающей облицовки обычно заканчивается за наклонным участком, сопрягающим порог отсасывающей трубы с горизонтальным дном русла.

Исходя из энергетических требований рисберма или последующая за основным участком отводящего русла расчистка скального русла не должны вызывать подпора.

В тех случаях, когда рисберма понижается по длине русла, отводящее русло при работе всех агрегатов или большого их числа становится диффузорным, чему способствует также плановое расширение отводящего русла за счет разворота струенаправляющих сооружений.





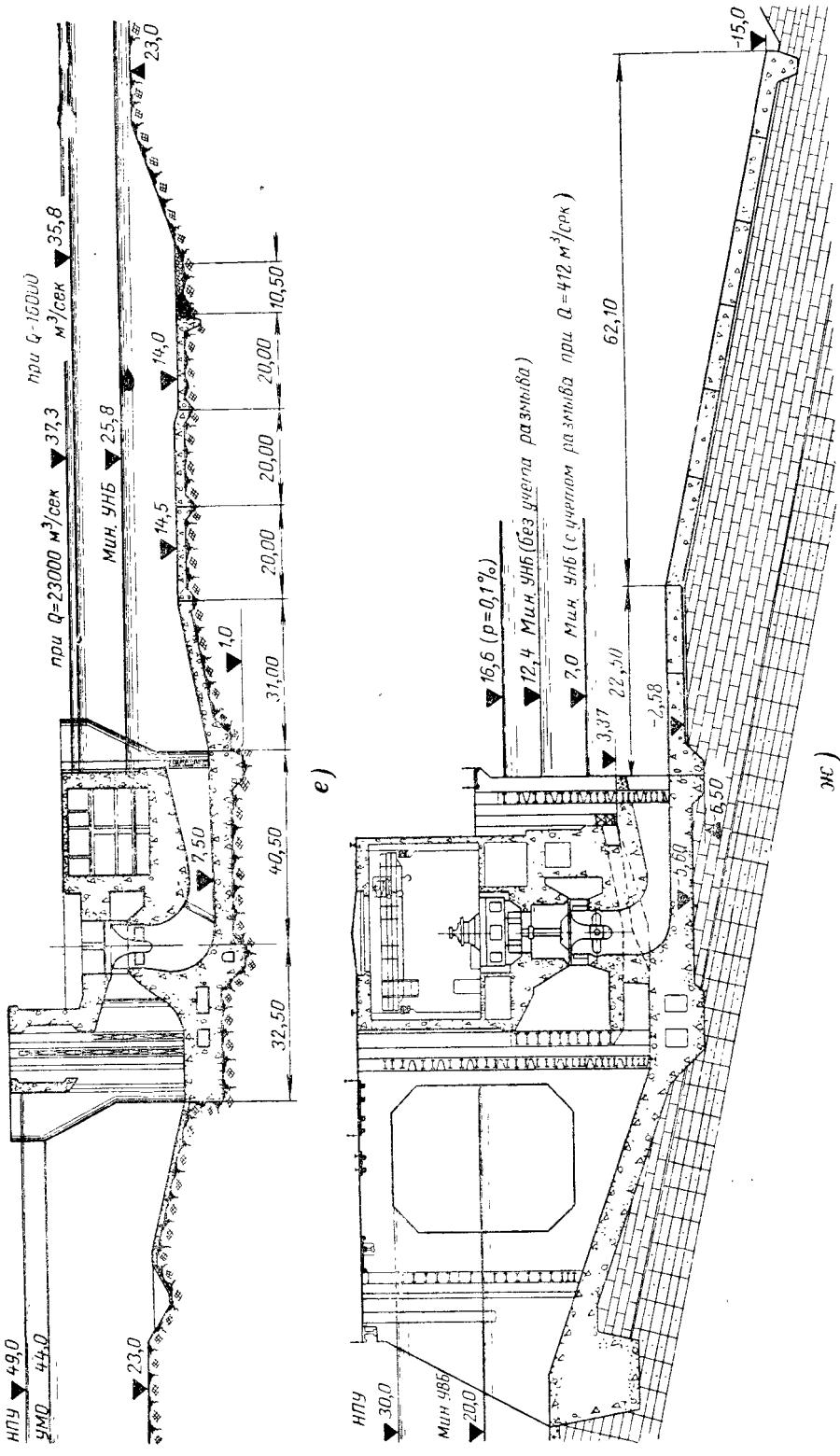


Рис. 5-11. Гидроэлектростанции и их отводящие русла.
 а — Волжская ГЭС имени В. И. Ленина; б — Камская водосливная; в — Иркутская; г — Волгоградская (несовмещенный проект); д — Куйбышевская; е — Волжская (несовмещенный проект); ж — Тюменская (проект).

В пределах отводящего русла образуется обратный уклон, что увеличивает при фиксированном уровне воды в конце русла напор турбины¹. Рисберма должна противостоять воздействию потока и защищать грунт основания от размыва. Это обстоятельство, а также стремление облегчить конструкцию и условия в конце крепления делают целесообразным снижение скорости по длине путем понижения рисбермы по направлению потока.

Из производственных соображений обычно отдают предпочтение рисберме, понижающейся уступами, перед плавно понижающейся рисбермой. Расчет величины понижения уровня воды в начале рисбермы наиболее просто произвести по уравнению Бернулли, составленному для сечений русла в начале рисбермы и в ее конце, перед концевым креплением. При этом требуется производить учет потерь энергии на трение по длине русла, на плавное расширение потока при понижении дна наклонным участком или на внезапные расширения (при понижении русла ступенями).

Определить расчетом увеличение напора за счет диффузорности русла можно достаточно точно лишь в случае, если отводящее русло на всем протяжении заключено между низовыми открылками и при достаточно равномерном распределении скоростей по ширине русла. Более надежные данные могут быть получены на гидравлической модели.

Приведем для примера данные экспериментального определения отметки дна отводящего русла (расчистки скального русла) Усть-Илимской ГЭС. Опыты проведены в Волгоградской лаборатории НИС Гидропроекта.

При суммарных расходах, равных $6\ 000\ м^3/сек$ (одновременная работа всех десяти агрегатов) и $13\ 300\ м^3/сек$ (паводок), снимался продольный профиль свободной поверхности воды в нижнем бьефе при понижении отводящего русла (расчистки) над порогом отсасывающей трубы на $20,0$, $18,0$ и $16,0\ м$ (рис. 5-12). Измерение уровней воды производилось в шести створах: в средней части наклонного участка, расположенного за отсасывающей трубой (створ I); в конце наклонного участка (II); в отводящем русле (III, IV); в русле реки (V, VI). При постоянном уровне воды в створе VI понижение отметки расчистки на $2\ м$, с отметки $4,0$ до $2,0\ м$, снизило при расходе $6\ 000\ м^3/сек$ уровень воды в створе I на $1,37\ м$ (табл. 5-3). Дальнейшее понижение дна отводящего русла на $2\ м$ до отметки $0,0\ м$ дало в створе I дополнительное снижение уровня воды на $0,2\ м$. При расходе $13\ 300\ м^3/сек$ понижение русла с отметки $2,0\ м$ до $0,0\ м$, т. е. на $2\ м$, снизило уровень воды в створе I на $0,2\ м$.

Полученные лабораторные данные позволили определить целесообразную отметку расчистки отводящего русла.

При понижении дна отводящего русла заметно снизились скорости воды. Например, максимальная скорость в створе I при расходе $6\ 000\ м^3/сек$ с $5,2\ м/сек$ при отметке дна $4,0\ м$ снизилась при отметке дна $0,0\ м$ до $3,3\ м/сек$.

Чем больше напор на ГЭС, чем больше при прочих равных условиях ее мощность, тем большее внимание должно быть обращено на снижение потерь напора, в частности связанных с расчисткой отводящего русла, поскольку даже незначительное уменьшение потерь напора на мощных ГЭС дает по абсолютной величине заметный выигрыш мощности и энергии. Но и при малых напорах и сравнительно малой мощности ГЭС затраты на работы по расчистке русла, как правило, оправ-

¹ Для того чтобы русло работало как диффузор, должно отсутствовать такое сбойное течение, при котором на части ширины русла устанавливается по всей его длине обратное течение. Таким образом, неработающими могут быть агрегаты через один или некоторые отдельные агрегаты, расположенные между работающими.

дываются. Примером этого могут служить работы по расчистке русла, проведенные на ГЭС Лавамюнд в Австрии. Отводящее русло после производства работ не было расчищено от остатков перемычки и не была срезана скальная гряда [88]. Расчеты показали, что углубление от-

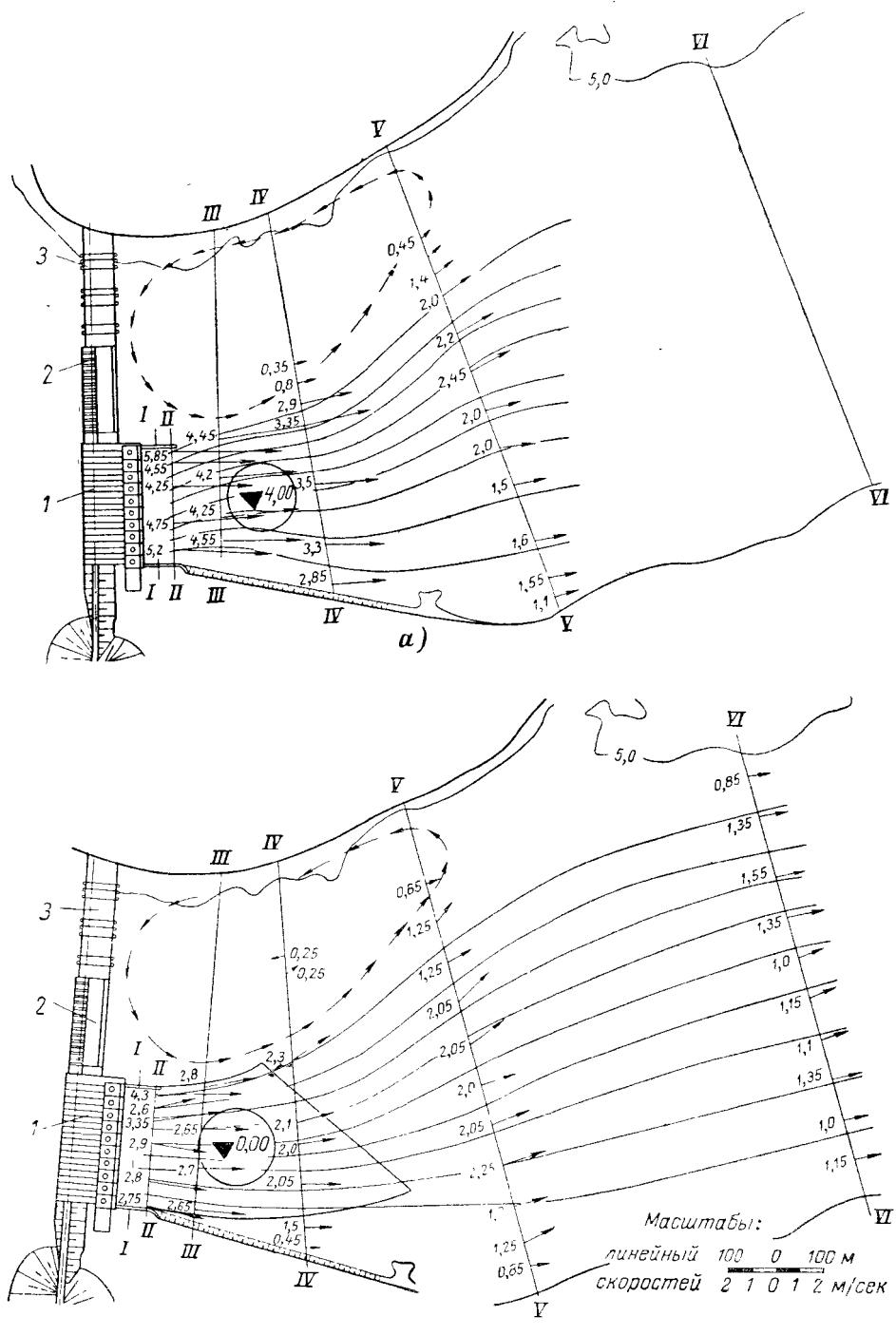


Рис. 5-12. План течения на модели Усть-Илимской ГЭС при расчистке отводящего русла. Пропуск воды только через турбины.
 а — на отметке 4,0 м; б — на отметке 0,0 м; 1 — водоприемник ГЭС, $l=300$ м; 2 — водосливная плотина, $l=210$ м; 3 — глухая плотина.

Таблица 5-3

Уровни воды и величины скоростей течения в нижнем бьефе модели Усть-Илимской ГЭС при разных по высоте расчистках в нижнем бьефе

Отметка рас- чистки, м	Суммар- ный рас- ход, м ³ /сек	Створы					
		I	II	III	IV	V	VI
Уровни, м							
4,0 (без рас- чистки)	6 000	8,07	7,25	6,22	6,05	6,35	6,50
2,0	6 000	6,70	6,67	6,54	6,40	6,20	6,50
0,0	6 000	6,50	6,50	6,60	6,60	6,50	6,50
2,0	13 300	8,50	8,40	8,33	8,34	8,20	8,55
0,0	13 300	8,30	8,34	8,52	8,44	—	8,50
Скорости, м/сек							
4,0 (без рас- чистки)	6 000		От 4,25 до 5,20	От 4,20 до 4,55	От 3,30 до 3,50	От 1,60 до 2,45	
2,0	6 000		От 4,25 до 4,60	От 3,35 до 4,10	От 2,40 до 3,00	От 1,65 до 2,20	1,05 1,40
0,0	6 000		От 2,60 до 3,30	От 2,65 до 2,80	От 2,05 до 2,30	От 1,70 до 2,25	От 1,10 до 1,55

водящего русла до отметки 337 м, примерно на 60—80 см, увеличит напор турбин на 13 см (при расчетном напоре 9 м; табл. 1-6). В результате проведенных работ было убрано с площади 40 тыс. м² около 20 тыс. м³ скалы, русло углублено до отметки 336 м, что увеличило напор на ГЭС на 17 см, выдаваемую мощность до 1 Мвт и выработку в средний по водности год на 3,5—4 млн. квт·ч при установленной мощности 24 Мвт.

Если дно створяющего русла сложено из аллювия, то обычно не требуется производить глубокие расчистки, так как при сбросе воды, осветленной в водохранилище, смыв несвязного материала на участке русла, примыкающем к ГЭС, происходит за относительно небольшой период эксплуатации ГЭС.

5-5. РАСЧЕТНЫЙ УДЕЛЬНЫЙ РАСХОД В ОТВОДЯЩЕМ РУСЛЕ

Для расчета глубины возможного размыва за рисбермой и крупности несвязного материала при рисберме, откосе и дне козша, образующем концевое крепление, требуется знать удельный максимальный расход и среднюю максимальную скорость в отводящем русле.

Картины течений при поступлении в нижний бьеф потока из отсасывающих труб или из водосбросов различны. В первом случае имеет место сопряжение спокойных потоков, что позволяет пренебречь влиянием перехода восстановления на формирование течения и поперечными уклонами и, предположив существование универсального профиля скоростей, использовать при расчете методы теории турбулентных струй [171]. Во втором случае бурный водосбросный поток сопрягается со спокойным потоком в отводящем русле. При этом в случае сосредоточенной струи происходит местное понижение уровня свободной по-

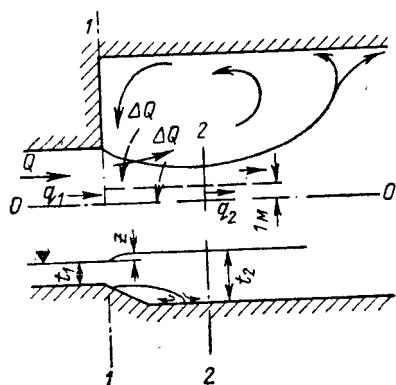


Рис. 5-13. К расчету увеличения удельного расхода при расширении потока в плане и в вертикальной пло- скости.

1—1 — створ окончания рисбермы и открылка.

верхности, следствием чего является увеличение удельного расхода в струе по длине русла, в то время как при сопряжении спокойных потоков удельные расходы с увеличением расстояния от начального сечения уменьшаются и выравниваются по длине русла.

Увеличение удельного расхода происходит также за рисбермой при расширении потока в плане за открылками и в вертикальной плоскости в ковше или в яме размыва (рис. 5-13).

а) Удельный расход в отводящем русле несовмещенной ГЭС

Распределение удельных расходов по фронту здания несовмещенной ГЭС может достигать в начальном сечении (створ отверстий отсасывающих труб) значительной неравномерности, обусловленной работой турбин в различных режимах и неравномерным распределением скоростей по ширине выходного отверстия каждой из отсасывающих труб.

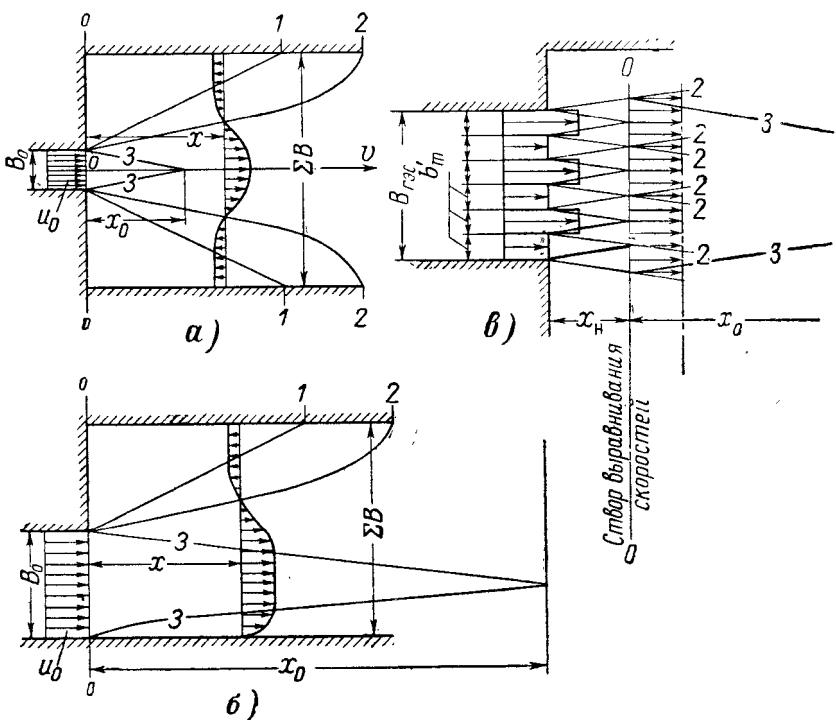


Рис. 5-14. Отождествление свободной турбулентной струи и потока, поступающего из отсасывающей трубы. На длине x_0 в границах 3—3 (ядро невозмущенного потока) скорости при пренебрежении силами трения по дну постоянны.

a, б — при равномерном распределении скоростей (удельных расходов); *в* — при неравномерном распределении скоростей.

О неравномерности распределения скоростей по ширине выходного отверстия отсасывающей трубы следует судить по соответствующей эпюре скоростей, выделив из нее для определения максимального удельного расхода участок шириной 1 м. Далее допускаем упрощение расчетной схемы, принимая, что при наличии в горизонтальном диффузорном патрубке отсасывающей трубы промежуточных быков скорости и удельные расходы по ширине b'_m каждого из образованных таким образом отверстий постоянны. При отсутствии промежуточных быков при-

нимаем $b'_m = 0,5b_m$ *, где b_m — ширина выходного отверстия в свету. Такая схематизация позволяет при определении максимального удельного расхода в выходном сечении отсасывающей трубы использовать коэффициент неравномерности k распределения расхода в рассматриваемом выходном сечении, полученный экспериментальным путем (рис. 2-8, б). При известном k получаем:

$$q_{t, \text{макс}} = k \frac{Q_t}{b_m} = k q_t. \quad (5-4)$$

Согласно теории турбулентных струй различаются начальный и основной участки струи. Начальный участок характерен наличием ядра невозмущенного потока (рис. 5-14, граница 3), в котором при отсутствии трения сохраняется постоянная скорость, а при учете сил трения на дне скорость при удалении от начального сечения уменьшается. На основном участке скорость падает более интенсивно.

Длина x_0 начального участка, отсчитываемая от створа $O—O$ с равномерным распределением скоростей (рис. 5-14, а, б), может быть определена по известному из опытов углу отклонения границы 3 от оси потока, равному примерно 6° (рис. 5-14):

$$x_0 = \frac{B_0}{2 \operatorname{tg} 6^\circ} = 4,5 B_0. \quad (5-5)$$

Распределение скоростей (удельных расходов) в створе выходных отверстий отсасывающих труб неравномерно как в пределах действующего фронта здания ГЭС, так и в пределах отверстия одной отсасывающей трубы. Поэтому отсчет длины x_0 при определении длины участка, на котором в пределах границ 3—3 скорости (удельные расходы) постоянны, следует производить не от выходных отверстий отсасывающих труб, а от створа выравнивания скоростей по ширине.

По имеющимся данным [4] интенсивное выравнивание поля скоростей смежных турбулентных струй происходит на участке протяженностью от начального сечения до створа пересечения границ 2—2 смежных струй (рис. 5-14, в). При угловом коэффициенте границы 2, равном 0,16, и ширине смежных струй b расстояние x_H до створа выравнивания скоростей (удельных расходов) равно:

$$x_H = 3b. \quad (5-6)$$

Рис. 5-15. К расчету удельных расходов в конце рисбермы и за рисбермой на несовмещенной ГЭС при пропуске расхода через часть фронта.

3—3 — границы ядра невозмущенного потока.

В створе отверстий отсасывающих труб неравномерность распределения расхода выражается согласно (5-4) в перераспределении расхода между отверстиями шириной b'_m , образованными промежуточными быками (рис. 5-18) в горизонтальных патрубках отсасывающих труб.

* Поскольку при отсутствии в горизонтальном патрубке отсасывающей трубы промежуточных быков максимальный удельный расход в выходном отверстии, по-видимому, будет не меньше, чем при наличии одного быка.

Исходя из формулы (5-6), можно принять, что за зданием ГЭС на расстоянии

$$x_n = 3b'm \quad (5-6')$$

скорости и удельные расходы выравниваются, а далее, в пределах участка

$$x_o = 4,5B_{\text{ГЭС}}, \quad (5-7)$$

сохраняются неизменными (в границах 3—3, рис. 5-14,в). Здесь $B_{\text{ГЭС}} = nB$ — длина работающей части фронта здания ГЭС.

В соответствии с изложенным изменение максимального удельного расхода по длине отводящего русла несовмещенного здания ГЭС представляется следующим образом.

В створе отсасывающих труб удельные расходы в отверстиях шириной $b'm$, образованных быками в диффузорных горизонтальных патрубках (при отсутствии быков $b'm = b_m/2$), неодинаковы. Максимальный удельный расход согласно (5-4) равен $q_{\max} = kq_t$, где q_t — средний удельный расход, равный $q_t = Q_t/b_m$. Затем на расстоянии $x_n = 3b'm$ происходит по ширине струи в границах 2—2 выравнивание удельных расходов

$$q_1 = \frac{\Sigma Q_t}{nB}, \quad (5-8)$$

где n — число турбинных блоков на участке работающей части фронта здания ГЭС.

Этот расход сохраняется и в пределах границ 3—3 на участке длиной x_o , причем обычно длина крепления отводящего русла меньше $x_n + x_o$.

Таким образом за несовмешенным зданием ГЭС на участке x_n максимальный удельный расход определяется по формуле (5-4), а на следующем участке — по формуле (5-7).

При работе всех агрегатов и ширине отводящего русла $B = B_{\text{ГЭС}}$ удельный расчетный расход $q = \frac{\Sigma Q_t}{B_{\text{ГЭС}}}$.

Пример. Здание ГЭС имеет 6 агрегатов. Ширина турбинного блока $B = 27,0$ м, суммарная ширина в свету отверстия отсасывающей трубы, имеющей в диффузорном патрубке промежуточный бык, равна $b_m = 2b'm = 2 \cdot 10 = 20$ м. Расход турбины $Q_t = 400$ м³/сек, средний удельный расход в отверстии трубы $q_t = \frac{400}{20} = 20$ м³/сек, коэффициент неравномерности распределения расхода в отверстиях отсасывающей трубы при $a_{0m} = 1,45$ равен $k = 1,6$ (рис. 2-8,б).

1) Удельный максимальный расход в отводящем русле при работе одной турбины:

Длина участка, на котором выравниваются по ширине в пределах границ 2—2 скорости (удельные расходы), по (5-6'):

$$x_n = 3b'm = 3 \cdot 10 = 30 \text{ м.}$$

Максимальный расход в отверстии отсасывающей трубы на этом участке:

$$q_{\max} = kq_t = 1,6 \cdot 20 = 32 \text{ м}^3/\text{сек.}$$

Удельный расход после выравнивания скоростей по (5-8):

$$q_1 = \frac{\Sigma Q_t}{nB} = \frac{400}{1 \cdot 27} = 14,8 \text{ м}^3/\text{сек.}$$

Длина участка x_o , на котором сохраняется этот удельный расход, по (5-7)

$$x_o = 4,5nB = 4,5 \cdot 1 \cdot 27 = 120 \text{ м.}$$

2) Удельный максимальный расход в отводящем русле при работе трех турбин (1, 3 и 5-я турбины).

Длина участка x_n , на котором выравниваются расходы, остается такой же, как и при работе одной турбины.

Удельный расход в створе и за створом выравнивания скоростей (удельных расходов):

$$q_1 = \frac{\Sigma Q_t}{nB} = \frac{3 \cdot 400}{5 \cdot 27} = 9 \text{ м}^3/\text{сек.}$$

3) Удельный максимальный расход в отводящем русле при работе всех шести турбин:

Длина участка x_B и q_{\max} остаются прежними.

Удельный расход после выравнивания скоростей

$$q_1 = \frac{\Sigma Q_t}{B_{ГЭС}} = \frac{Q_t}{B} = \frac{400}{27} = 14,8 \text{ м}^3/\text{сек.}$$

С уменьшением числа работающих турбин при постоянных ∇ ВБ и Q_t глубина в отводящем русле уменьшается, что приводит к увеличению скоростей. Поэтому наиболее тяжелый режим по величине скоростей устанавливается обычно при работе одного агрегата.

Если учитывать изменение Q_t в зависимости от ∇ НБ, расчет следует вести по изложенному в § 5-5, г.

При расчете удельного расхода q_1 в конце крепления расширяющегося русла уменьшение расхода за счет увеличения ширины русла, по-видимому, учитывать не следует, поскольку практически некоторая неравномерность распределения расхода может сохраняться на всей длине русла. Таким образом, неучет расширения русла пойдет в запас расчета.

Выравниванию скоростей за зданием ГЭС в значительной мере способствует наклонный участок с обратным уклоном, сопрягающий днище (порог) отсасывающей трубы с горизонтальным участком водобоя. Если имеется уверенность в том, что скорости (удельные расходы) в начальном сечении выравнены, то расчет удельного расхода может быть произведен с учетом затухания скоростей под влиянием сил трения по дну.

По М. А. Михалеву [171] максимальная скорость (по оси струи) в ядре невозмущенного потока может быть вычислена по формуле

$$u_x = u_0 e^{-\frac{a\zeta}{H_{\beta_0}}}, \quad (5-9)$$

где u_0 — скорость в начальном сечении; $a = \lambda \Sigma B / t$ — параметр, зависящий от коэффициента трения λ , ширины русла и глубины потока; $\zeta = 2x/nB$ — относительное расстояние рассматриваемого створа от начального сечения;

$$\beta_0 = \frac{1}{\beta_0} = \frac{\Sigma B}{nB}.$$

При известной максимальной скорости максимальный удельный расход в сечении x равен:

$$q_x = u_x \cdot t. \quad (5-10)$$

Параметр a при абсолютной шероховатости дна $\Delta = 10 \text{ мм}$ и $\lambda = 0,011$ [формула (4-35)] изменяется для 22 рассмотренных ГЭС в пределах 0,01—0,6.

б) Удельный расход в отводящем русле здания совмещенной ГЭС

В данном случае решения, полученные на основании формул свободной турбулентной струи или экспериментального изучения планового расширения спокойного потока, неприменимы, поскольку при сопряжении бурного потока со спокойным возникает большая поперечная разность уровней в начальном сечении русла, вызывающая интенсивное

питание струи из водоворотных областей. Это приводит к увеличению на некотором участке удельного расхода, а затем по мере выравнивания уровней в поперечном сечении и растекания струи в плане к постепенному его уменьшению.

При пропуске расхода через водосбросы по всему фронту здания ГЭС неравномерность распределения расхода сравнительно незначительна. Максимальный удельный расход в конце рисбермы равен:

$$q_1 = K \frac{\Sigma Q}{B_1}, \quad (5-11)$$

где K — коэффициент неравномерности; B_1 — ширина отводящего русла в конце рисбермы (рис. 5-15).

К. И. Россинский и И. А. Кузьмин, основываясь на данных многочисленных лабораторных исследований, рекомендуют при вычислении максимального удельного расхода в конце рисбермы принимать $K = 1,1 \div 1,3$ [215]. Меньшие значения K , по-видимому, следует вводить в расчет при донных режимах, большие — при поверхностных.

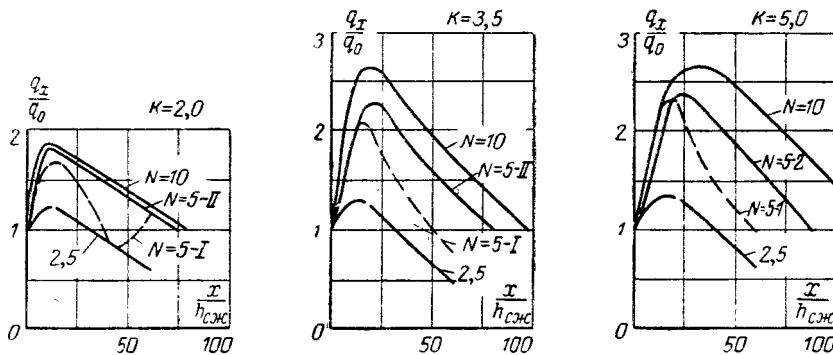


Рис. 5-16. Графики зависимости $\frac{q_x}{q_0} = f\left(\frac{x}{h_1}\right)$ для различных N и K при расположении открытого отверстия в средней части водосбросного фронта ($N=5-I$) и у боковой стенки ($N=2,5, 5-II, 10$).

Задача расчета удельного расхода значительно усложняется при работе лишь части водосбросов, когда в нижний бьеф поступает сосредоточенная струя.

И. И. Леви в работе по нижнему бьефу водосбросных плотин [148] отмечает, что «в настоящее время мы не можем проводить конкретные расчеты перераспределения скоростей на рисберме» и, следовательно, расчеты по определению величины удельного расхода в конце рисбермы совмещенного здания ГЭС. Почти неизменным остается положение на сегодняшний день; лишь в некоторых случаях можно воспользоваться экспериментальными работами.

При донном режиме в русле с горизонтальным дном определить изменение удельного расхода по длине отводящего русла за водосливом или донным отверстием (расположенным симметрично относительно оси русла или несимметрично) можно при определенных исходных данных по графикам Ф. Г. Гунько [83] (рис. 5-16), применимых при $\beta = \frac{nB}{\Sigma B} > 0,17$. Исходными величинами являются удельный расход q_0 в начальном сечении (сжатое сечение на водобое), глубины $h_{cж}$ в сжа-

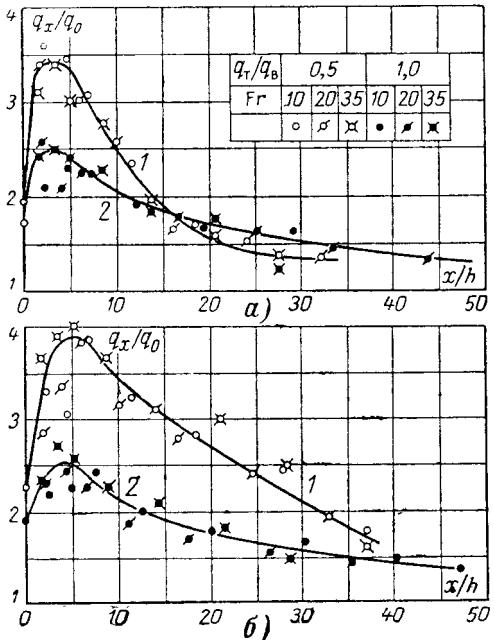


Рис. 5-17. График для определения отношения максимального удельного расхода q_x в данном сечении x/h отводящего русла совмещенного здания ГЭС к среднему расходу в начальном сечении. а) $\beta=b/B=0,4$; б) $\beta=0,26$; 1 — $q_r/q_b=0,5$; 2 — $q_r/q_b=1$.

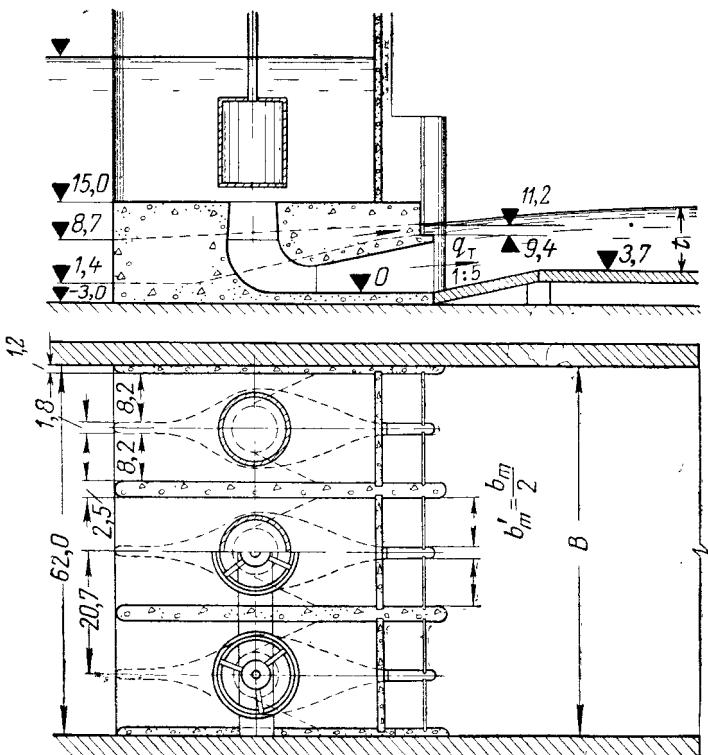


Рис. 5-18. Схема модели совмещенной ГЭС, на которой были получены данные для построения графиков на рис. 5-17. Размеры и отметки в сантиметрах.

тот сечении и t — на рисберме. При известных $K \approx t/h_{сж}$ и $N = b/h_{сж}$ по графикам на рис. 5-16 определяется отношение расходов q_1/q_0 в конце рисбермы в сечении $x/h_{сж} = l/h_{сж}$.

Отсчет расстояния x ведется от сжатого сечения. Графики могут быть использованы для расчета удельного расхода в конце рисбермы водоосливных гидроэлектростанций (при донном режиме). Разумеется, при работе турбин, одновременно с водосбросами и при наличии наклонного участка водобоя графики могут дать лишь приближенное значение q_1/q_0 , по-видимому с некоторым преувеличением расхода (что идет в запас расчета), поскольку турбинный расход и наклонный участок водобоя способствуют выравниванию потока и по ширине и по глубине русла.

При поверхностном режиме в случае одновременной работы в досбросов и турбин для определения расхода в конце Н. В. Шрагина (рис. 5-17 на модели, изображенной

Графики Ф. Г. Гунько ного перечня и диапазона проверены другими авторами следует рассматривать как ориентировочные. Определение расхода в конце рисбермы при неравномерном распределении расхода по фронту здания совмещенной ГЭС представляет сложную задачу, которая потребует труда исследователей в дальнейшем.

Для неравномерного распределения расхода по всему фронту несовмещенного здания ГЭС, что может быть при расположении работающих водосбросов

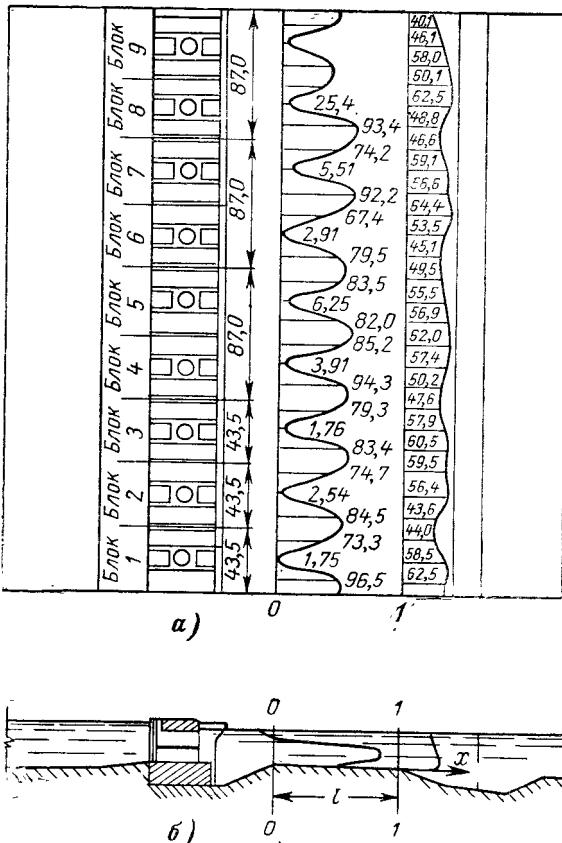


Рис. 5-19. Распределение удельных расходов воды по ширине нижнего бьефа модели Саратовской ГЭС (приведено к натуре: расходы в кубических метрах в секунду на метр длины, размеры в метрах).
 а — распределение удельных расходов в плане; б — распределение скоростей течения по глубине.

рисбермы могут использоваться графики, полученные по результатам исследования на рис. 5-18.

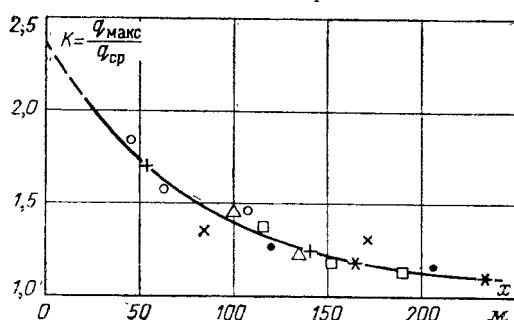


Рис. 5-20. График затухания неравномерности распределения удельных расходов в нижнем бьефе при работе гидроэлектростанций всем фронтом (по данным лабораторных исследований).

сов с интервалами [при соответствующих открытии водосбросов или компоновке здания ГЭС (рис. 5-19)], способ расчета удельного расхода в конце рисбермы предложен К. И. Россинским и И. А. Кузьминым [215], использовавшими график, представленный на рис. 5-20. На график нанесены парные точки значений $K = q_{\max}/q_{\text{ср}}$, полученных при измерении неравномерности распределения удельных расходов в двух створах (каждая пара точек смешена по оси абсцисс так, что точки лежат на кривую, отвечающую положению предыдущих пар точек). Здесь q_{\max} — максимальный удельный расход в данном створе, $q_{\text{ср}}$ — средний удельный расход.

За характеристику неравномерности распределения расхода принята величина

$$\psi = \frac{q_{\max}}{q_{\text{ср}}} - 1$$

или

$$\psi = K - 1.$$

Как следует из экспериментальных данных, изменение неравномерности потока на участке длиной dx пропорционально его неравномерности, что выражается уравнением

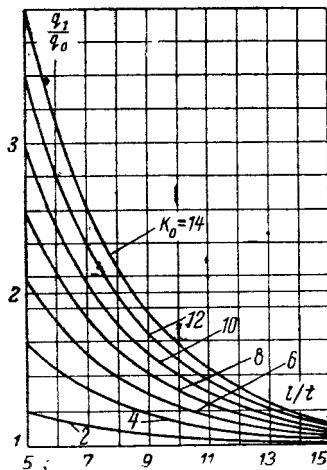


Рис. 5-21. График для расчета удельного расхода q_1 в конце рисбермы при неравномерном сбросе воды в случае работы совмещенного здания ГЭС всем водосбросным фронтом [формула (5-12)].

$K_0 = q_{\max}/q_0$ — неравномерность распределения расхода в начальном сечении (рис. 5-19).

где q_1 — максимальный расход в конце рисбермы, q_0 — средний расход в начальном сечении, l — расстояние между начальным сечением и створом окончания рисбермы; $K_0 = q_{\max}/q_0$ — неравномерность в начальном сечении. На рис. 5-21 дан график формулы (5-12).

$$\frac{d\psi}{dx} = -a\psi.$$

Интегрирование этого уравнения дает:

$$\psi = \psi_0 e^{-ax} \text{ или } K = 1 + (K_0 - 1) e^{-ax},$$

где K_0 — величина отвечающая значению K при $x=0$ (в начале отсчета по оси абсцисс), т. е. это отношение максимального расхода к среднему в начальном сечении.

Определив по экспериментальным данным значение коэффициента a и выразив x через относительную величину l/t , т. е. в долях от глубины потока t , авторы получили следующую формулу, которую хотя и рекомендуют, однако оговаривают, что в последующем она должна быть проверена, поскольку опыты велись в малом диапазоне изменения глубины:

$$\frac{q_1}{q_0} = 1 + (K_0 - 1) e^{-0,3 \frac{l}{t}}, \quad (5-12)$$

в) Удельный расход за рисбермой

При равномерном пропуске расхода по всему фронту сооружения, отсутствии в пределах рисбермы сбойности, ширине русла за рисбермой такой же, как ширина рисбермы, местного увеличения рас-

хода за рисбермой не наблюдается. Однако при появлении ямы размыва за рисбермой удельные расходы на ширине ямы размыва, как это утверждает А. Ф. Антонников [19], возрастают пропорционально глубине в яме размыва, т. е.

$$\frac{q_2}{q_1} \approx \frac{t_2}{t_1},$$

откуда следует равенство скоростей в конце рисбермы и в яме размыва.

Для расчета удельного расхода за рисбермой при расширении потока А. С. Образовский [182] составил уравнение количества движения для отсека нижнего бьефа шириной 1 м, ограниченного сечениями в конце рисбермы и в месте наибольшего планового сжатия струи (рис. 5-13):

$$\rho \alpha_{01} q_1 v_1 - \rho \alpha_{02} q_2 v_2 = \gamma z t_1 - \rho (q_2 - q_1) k v_2.$$

Здесь $k v_2$ — скорость поступления потока в рассматриваемый отсек через боковые грани; k — коэффициент пропорциональности.

Приняв z и k равными нулю, он получил:

$$\frac{q_2}{q_1} = \sqrt{\frac{\alpha_{01} t_2}{\alpha_{02} t_1}}. \quad (5-13)$$

При $\alpha_{01} = \alpha_{02}$ эта зависимость представлена на рис. 5-22 кривой 1.

Эта же формула была получена ранее Ф. Г. Гунько [81] из расчетной схемы, в которой поток, сходящий с уступа при внезапном расширении русла в плане, рассматривается как свободная турбулентная струя.

Если же принять $z=0$ и $k=t_1/t_2$ (что, как утверждает А. С. Образовский, отвечает опытным данным), то исходное уравнение приводится к виду (кривая 2 на рис. 5-22):

$$\frac{q_2}{q_1} = \sqrt{\frac{1 + 4 \left(\frac{t_2}{t_1}\right)^2 \left(\frac{t_2}{t_1} - 1\right)}{2 \left(\frac{t_2}{t_1} - 1\right)}}. \quad (5-14)$$

К. И. Россинский рассматривает отсек потока, для которого составляются два уравнения количества движения: 1) для транзитной струи с учетом давления на ее боковую грань и сил трения по этой грани; 2) для всего отсека, включая водовороты. Учитывается продольный уклон водной поверхности. В процессе преобразования исходных уравнений принимается ряд алгебраических упрощений, что приводит к двум приближенным конечным формулам для расчета увеличения удельного расхода при резком расширении русла. Более сложная формула, но с меньшими допущениями представлена графиком на рис. 5-23. Упрощенная формула имеет вид:

$$\frac{q_2}{q_1} = \frac{t_2}{t_1} + \frac{B_1}{B_2} \left(1 - \frac{t_2}{t_1}\right), \quad (5-15)$$

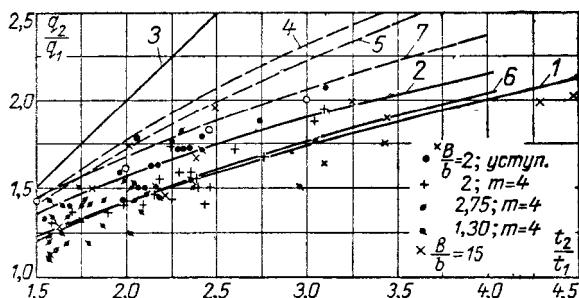


Рис. 5-22. Расчет q_2/q_1 по формулам различных авторов.

1 — Ф. Г. Гунько (5-13); 2 — А. С. Образовского (5-14); 3 — А. Ф. Антонникова при $B=1$; 4 и 5 — К. И. Россинского (по графику рис. 5-23 и по (5-15) при $B=0,264$; 6 и 7 — И. И. Леви (6 при $B/b=2$, 7 при $B/b=3,8$); О — опытные точки И. И. Леви при $B/b=3,8$.

где B_1 и B_2 — ширина нижнего бьефа в сечении окончания рисбермы и за рисбермой (рис. 5-15).

Значения $\frac{q_2}{q_1} = f\left(\frac{t_2}{t_1}\right)$, рассчитанные по графику на рис. 5-23 и формуле (5-15), нанесены на рис. 5-22 (кривые 4 и 5) при $\beta = \frac{B_1}{B_2} = 0,264$.

По данным К. И. Россинского, в месте максимального сжатия струи коэффициент количества движения приблизительно равен $\alpha_{0x} = 1,05 \div 1,10$, т. е. при $\alpha_{01} = 1,05$ имеем $\frac{\alpha_{01}}{\alpha_{0x}} = 1,00 - 0,95$.

И. И. Леви при рассмотрении аналогичной схемы определяет коэффициенты количества движения α_{01} и α_{02} , используя работы Д. И. Кумина.

В результате им получена следующая формула увеличения удельного расхода за рисбермой [149]:

$$\frac{q_2}{q_1} \approx 0,85 \sqrt{\frac{t_2}{t_1}} \sqrt{\frac{B_2}{B_1}}, \quad (5-16)$$

которая отвечает экспериментальным данным в пределах $\beta = 0,264 \div 0,665$.

Кривые 6 и 7 на рис. 5-22 построены по формуле (5-16) соответственно при $\beta = 0,5$ и $0,264$.

Из этого рисунка следует, что все рассмотренные формулы правильно отражают характер явления увеличения удельного расхода при расширении потока в плане и в

Рис. 5-23. График К. И. Россинского для определения увеличения удельных расходов при резком расширении русла

α_{01} и α_{0x} — коэффициент количества движения.

вертикальной плоскости. Рекомендовать к использованию, по-видимому, следует формулу И. И. Леви, как учитывающую влияние степени расширения русла в плане за рисбермой, хотя, как отмечают авторы рассмотренных формул, это влияние и не очень велико.

График для расчета q_2/q_1 по формуле И. И. Леви дан на рис. 5-24. Не исключается возможность использования других формул.

Неравномерное распределение расхода в створе окончания рисбермы может привести к образованию ямы размыва, что приведет к еще большему сосредоточению расхода. При известной глубине ямы размыва расчет максимального удельного расхода при расширении русла за рисбермой может производиться по формуле (5-16) с заменой t_2 на $t_{раз}$, где $t_{раз}$ — глубина в яме размыва.

Формулы удельных расходов q_1 в конце рисбермы и q_2 за рисбермой сведены в табл. 5-4.

Разумеется, значения расходов, найденные расчетом, следует рассматривать как ориентировочные, но позволяющие оценить условия, создающиеся в отводящем русле.

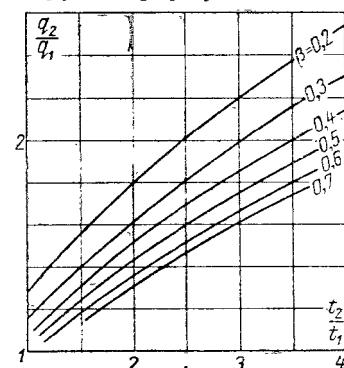


Рис. 5-24. График для расчета увеличения удельного расхода за рисбермой при внезапном расширении потока в плане и в вертикальной плоскости [формула (5-16)].

Нанесенные на рис. 5-22 экспериментальные данные и расчетные кривые $\frac{q_2}{q_1} = f\left(\frac{t_2}{t_1}\right)$ показывают, что с уменьшением степени расширения за рисбермой русла в плане удельный расход q_2 при заданном отношении t_2/t_1 увеличивается; наибольших значений q_2/q_1 достигает при $\beta=1$ (кривая 3 на рис. 5-22).

На случай появления ямы размыва при $\beta=1$ и возможной сбоянности на рисберме следует расчетный удельный расход в створе за рисбермой принимать и при $\beta=1$ несколько большим, чем в конце рисбермы (см. последний столбец в табл. 5-4). При этом предпочтительным является концевое крепление с ковшом, а не с гибким горизонтальным покрытием, заканчивающимся резервом камня.

При проектировании зданий ГЭС, особенно совмещенного типа, требуется для решения ряда вопросов знать режимы нижнего бьефа, расчет которых приведен в гл. 6.

г) Режим пропуска расхода через здание ГЭС, отвечающий расчетному значению удельного расхода в отводящем русле

Один и тот же расход через здание ГЭС может проходить при разных уровнях воды в отводящем русле и, таким образом, при разных глубинах и скоростях. Для того чтобы определить наиболее тяжелый случай, при котором средние скорости в отводящем русле и, следовательно, в конце рисбермы и за рисбермой достигают максимальных

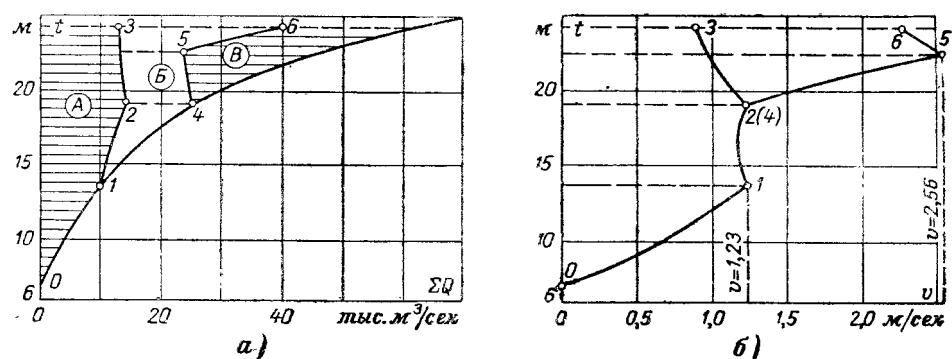


Рис. 5-25. Определение режимов, отвечающих максимальным средним скоростям в отводящем русле совмещенной ГЭС.

а — график пропуска расхода через гидроузел; А — пропуск расхода через турбины; Б — через плотину; В — через водосбросы здания ГЭС; б — график изменения средней скорости при различных режимах работы гидроузла.

значений, необходимо обратиться к кривой $\Sigma Q=f(\nabla \text{НБ})=f(t)$, по которой может быть построен график изменения средней скорости в конце рисбермы здания ГЭС в зависимости от суммарного расхода, поступающего в нижний бьеф, т. е.

$$v=f(t) \quad \text{или} \quad v=f(\Sigma Q).$$

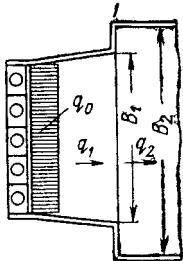
Такой график, построенный по материалам проектного задания Волжской ГЭС имени В. И. Ленина, представлен на рис. 5-25, б. На рис. 5-25, а дана кривая изменения глубины на рисберме отводящего русла здания ГЭС (ширина русла $B=600$ м) в зависимости от проходящего через гидроузел (при уровне верхнего бьефа $\nabla \text{НПУ}$) суммар-

Формулы расхода в конце рисбермы и за рисбермой

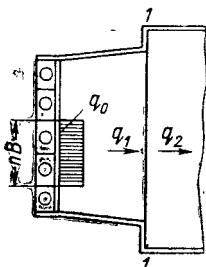
Расчет удельного расхода

Схема пропуска воды по фронту здания ГЭС

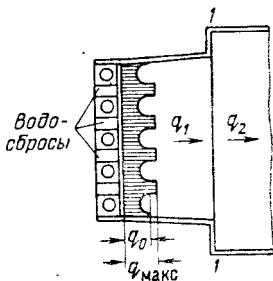
Равномерный пропуск воды по фронту здания ГЭС



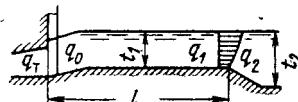
Неравномерный пропуск воды по фронту здания ГЭС (сосредоточенная струя в отводящем русле на ширине nB , рис. 5-14)



Неравномерный пропуск воды при работе всего фронта (сосредоточенными струями)



Несовмещенная ГЭС¹



На длине $l \leq 3,0 b_m$

$$q_1 = q_{\max} = k q_t$$

При длине рисбермы $l > 3,0 b_m$

$$q_1 = \frac{\Sigma Q}{B_{\text{ГЭС}}} = \frac{\Sigma Q}{nB},$$

где n — число турбинных блоков на участке работающего фронта здания ГЭС; B — ширина турбинного блока; k — коэффициент распределения расхода между отверстиями отсасывающей трубы (рис. 2-8, б)

¹ ГидроТехника, 1960, № 10, с. 10.

ного расхода ΣQ , и кривые распределения расхода между сооружениями гидроузла. В данном случае на участке 0—1 кривой $\Sigma Q=f(t)$ ГЭС работает по воде, т. е. вся вода, до $\Sigma Q=10\,000 \text{ м}^3/\text{сек}$, проходит через турбины. При большем расходе включаются водосливные пролеты плотины и при расходе, отвечающем точке 4, включаются водосбросы здания ГЭС.

Кривая на участке 1—2 ограничивает расход турбин установленной мощностью агрегатов, а на участке 2—3 — пропускной способностью турбин, поскольку напор турбин становится меньше расчетного (расчетному напору отвечает точка 4). Участок 4—5 отвечает частичному открытию водосбросов. Затем с увеличением расхода в реке и увеличе-

Таблица 5-4

q_1 в конце рисбермы	Расчет удельного расхода q_2 за рисбермой	
Совмещенная ГЭС	При внезапном расширении русла в плане и в вертикальной плоскости	При отсутствии резкого расширения русла в плане $B_2 \approx B_1$
 $q_1 = (1,2 \div 1,3) \frac{\Sigma [Q_t + Q_b]}{B_1} \quad (5-11)$	$\text{При } \beta = \frac{B_1}{B_2} = 0,264 \div 0,665$ $q_2 = 0,85q_1 \times \sqrt{\frac{t_2}{t_1}} \sqrt{\frac{B_2}{B_1}}. \quad (5-16)$ <p>(график на рис. 5-24)</p> $\text{или } q_2 = q_1 \frac{\sqrt{1+4\left(\frac{t_2}{t_1}\right)^2\left(\frac{t_2}{t_1}-1\right)}-1}{2\left(\frac{t_2}{t_1}-1\right)} \quad (5-14)$ <p>(кривая 2 на рис. 5-22)</p>	$q_2 \approx (1,1 \div 1,2) q_1$
$\frac{q_1}{q_0} = 1 + (K_0 - 1) e^{-0,3 \frac{l}{t}}$ $K_0 = \frac{q_{\max}}{q_0} \quad (5-12)$ <p>(график на рис. 5-21)</p>		

нием глубины нижнего бьефа водосбросы работают (участок 5—6) при полном открытии отверстий.

На рис. 5-25,б даны кривые $v=f(t)$: 0—1—2—3 — через отводящее русло здания ГЭС пропускается лишь расход турбин, 1—4—5—6 — одновременно работают турбины и водосбросы здания ГЭС. Из этого графика следует, что максимальная средняя скорость до включения водосбросов (точка 1) равна 1,23 м/сек. Включение водосбросов и их работа при частичном открытии (участок 1—2 кривой) не увеличивает скорость в отводящем русле, поскольку с увеличением расхода соответственно растет глубина в нижнем бьефе. При постепенном открытии водосбросов (4—5) происходит нарастание средней скорости в отводя-

щем русле, которая достигает максимального значения при полностью открытых водосбросах (точка 5, 2,56 м/сек).

Таким образом, для расчета скоростей в конце рисбермы и за рисбермой необходимо рассматривать весь диапазон возможных изменений уровней и глубин нижнего бьефа и отвечающих им расходов. В рассмотренном примере максимальному удельному расходу в отводящем русле здания ГЭС отвечает точка 6 на графике рис. 5-25, а, а максимальной средней скорости — точка 5. Если бы рассмотренная ГЭС была несовмещенной, то максимальная скорость в данном случае была бы при глубине нижнего бьефа, отвечающей расчетному напору (точка 2) или напору, при котором начинается сброс (точка 1) воды через плотину.

5-6. РАСЧЕТ ДЛИНЫ КРЕПЛЕНИЯ ОТВОДЯЩЕГО РУСЛА, ГЛУБИНЫ КОВША, КРУПНОСТИ КАМНЯ В КОВШЕ И ГЛУБИНЫ ЯМЫ РАЗМЫВА

a) Неразмывающие скорости осветленного равномерного потока и крупность устойчивого несвязного материала

Для расчета крупности устойчивого камня на рисберме или в ковше, глубины ковша или ямы размыва за рисбермой требуется знать неразмывающую скорость, т. е. предельную допустимую скорость для материала определенной крупности.

Наиболее надежны способы расчета неразмывающей скорости равномерного потока для несвязного материала (грунта, камня). Формулы неразмывающей скорости представляют собой выражения, связывающие диаметр частиц со средней скоростью и глубиной потока либо с актуальной придонной скоростью или же с придонной осредненной скоростью. Сопоставление распространенных формул средней неразмывающей скорости, произведенное В. С. Кнорозом [124], позволило ему рекомендовать следующую зависимость:

$$v_0 = 1,55 \sqrt{gd^{1/3} t^{1/6}} \quad (5-17)$$

или

$$v_0 = 4,85 d^{1/3} t^{1/6} [\text{м/сек}]; \quad (5-17')$$

$$d = \frac{v_0^3}{114 t^{1/3}} [\text{м}, \text{м/сек}], \quad (5-18)$$

где d и t — соответственно диаметр частиц несвязного грунта и глубина потока.

При расчете могут быть использованы графики на рис. 5-26. Эта формула не учитывает ряда факторов, влияющих на величину неразмывающей скорости, и не может быть отнесена к числу вполне совершенных. Но она наиболее проста и дает значения неразмывающих скоростей, достаточно близкие к действительности.

Формула для расчета крупности устойчивого несвязного грунта по продольной составляющей придонной актуальной (максимальной мгновенной) скорости (обеспеченностью 1%) предложена В. А. Базилевичем [31, 32]:

$$u^* = 2,2w, \quad (5-19)$$

где w — гидравлическая крупность.

При диаметре шарообразных частиц 2 мм и более гидравлическая крупность может быть определена по формуле

$$w = 1,2 \sqrt{gd \frac{\rho_m - \rho_b}{\rho_b}}, \quad (5-20)$$

что при $\rho_m/\rho_v = 2,65$ дает:

$$w = \sqrt{2,38gd} = 1,54\sqrt{gd}. \quad (5-20')$$

По данным В. А. Базилевича, актуальная скорость практически неизменна в придонной области, в пределах 0,2 глубины потока.

Таким образом, для каменной наброски и грунтов, состоящих из фракций не менее $d=0,5$ см, при $\rho_m/\rho_v=2,65$ из совместного рассмотрения формул (5-19) и (5-20') следует, что

$$u^* = 3,4\sqrt{gd}; \quad (5-21)$$

$$d = \frac{(u^*)^2}{114} [м, м/сек]. \quad (5-22)$$

По В. А. Базилевичу $u^* = 1,25v$, по Д. И. Кумину $u^* = 1,15v$.

Наиболее современным методом расчета неразмывающих скоростей связных грунтов является метод, предложенный Ц. Е. Мирцхулава [278]. Но для использования этого способа расчета требуется специаль-

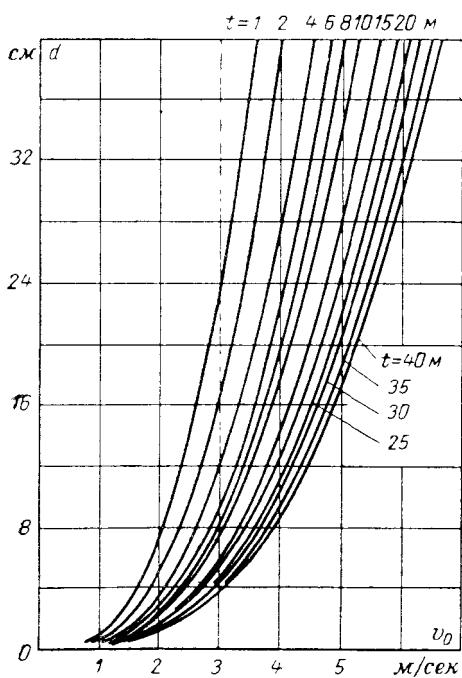
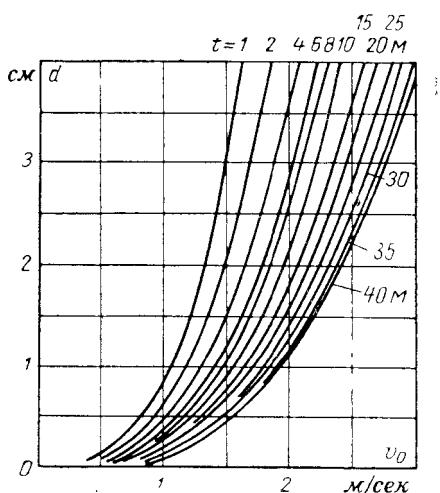


Рис. 5-26. Графики для расчета неразмывающих скоростей и крупности камня по формуле (5-17) (равномерный поток).



ное лабораторное определение характеристик грунта, которых в распоряжении проектировщика, как правило, не имеется. Поэтому оценку неразмывающих скоростей связного грунта приходится производить по средним скоростям, установленным практикой (приложение 3). По предложению В. И. Студеничникова [260], расчет можно вести по эквивалентным диаметрам грунта, т. е. с заменой связного грунта некоторым несвязным, эквивалентным по устойчивости при размыве связному грунту (приложение 4).

б) Изменение по длине неразмывающей скорости освещенного потока и расчет крупности несвязного материала на рисберме

Поток, поступивший в отводящее русло через водосбросные отверстия здания ГЭС или из отсасывающих труб, обладает по сравнению с потоком, удаленным от сооружения, значительной избыточной

кинетической энергией и, таким образом, повышенной размывающей способностью. По длине отводящего русла избыточная кинетическая энергия рассеивается, размывающая способность потока падает, что позволяет уменьшать крупность несвязного материала по длине рисбермы. Изменяется по длине отводящего русла и актуальная придонная скорость, которая при полностью рассеянной избыточной кинетической энергии достигает некоторого нормального для равномерного потока значения.

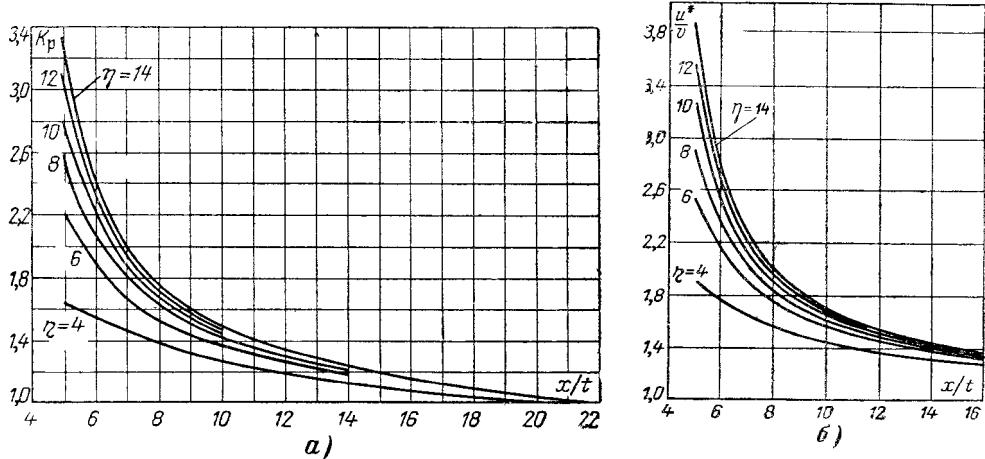


Рис. 5-27. Графики для оценки изменения размывающей способности потока по длине горизонтального отводящего русла при донном затопленном прыжке (по Д. И. Кумину). а — коэффициент размывающей способности потока, формула (5-25); б — относительные актуальные скорости, формула (5-27).

Д. И. Кумин, рассматривая плоскопараллельный поток при сопряжении бьефов донным затопленным гидравлическим прыжком, принимает, что соотношение средних по глубине неразмывающих скоростей потока с избыточной кинетической энергией и равномерного потока определяется следующей зависимостью:

$$\frac{v_0}{v} = 0,87 \left(1 + \frac{u'}{v} \right), \quad (5-23)$$

где u' — максимальная пульсационная составляющая скорости¹.

Из (5-23)

$$v_0 = K_p v, \quad (5-24)$$

где K_p — коэффициент размывающей способности потока,

$$K_p = 0,87(1+M), \quad (5-25)$$

выражающийся через параметр турбулентности $M = u'/v$, равный отношению максимальной пульсационной составляющей скорости к средней скорости в данном сечении. Для потока с избыточной кинетической энергией при $\eta = \frac{t}{h_{\text{эк}}} \geq 4$

$$M = \frac{u'}{v} = \frac{4,55}{\frac{x}{t} - 1,69 \sqrt{\eta - 4} + 0,195(\eta - 4)}, \quad (5-26)$$

где x — расстояние от сжатого до рассматриваемого сечения.

¹ За максимальное значение пульсационной составляющей скорости Д. И. Кумин принимает утроенный стандарт пульсации [137]. При нормальном распределении величины пульсационной составляющей и достаточно длительной регистрации пульсации мало вероятно, что она превысит $(u')_{\text{макс}} = 3\sigma$. И. И. Леви указывает, что более правильно принимать $u' = 2,5\sigma$ (К теории затопленного гидравлического прыжка, Труды координационных совещаний по гидротехнике, вып. VII, Госэнергоиздат, 1963), это дает в числителе формулы (5-26) не 4,55, а 3,80.

Формула (5-24) позволяет определить в сечении x/t при средней скорости в этом сечении $v = q/t$ скорость v_0 , эквивалентную по размывающей способности скорости v . Для определения K_p может быть использован график на рис. 5-27, а.

По параметру турбулентности M Д. И. Кумина можно определить в данном сечении актуальную скорость $u^* \approx v + u'$ (график на рис. 5-27, б):

$$u^* = (1 + M)v, \quad (5-27)$$

по которой расчет крупности камня можно вести, используя формулу (5-22).

Придонную актуальную скорость в каком-либо сечении отводящего русла можно определить также по формуле В. А. Базилевича [32]

$$u^* = u^*_0 + \frac{40 \sqrt{g(T-t) \frac{h_{kp}}{T}}}{11,5 + 0,2 \left(\frac{x}{t} \right)^3}, \quad (5-28)$$

где u^*_0 — придонная актуальная скорость равномерного потока, которая в первом приближении по В. А. Базилевичу равна $1,25v$; T — превышение уровня верхнего бьефа над дном отводящего русла.

А. Н. Рахмановым [208] для оценки крупности d устойчивого грунта на дне в пределах прыжка и за прыжком в плоскопараллельном потоке даны экспериментальные графики

$$\frac{d}{h_{ejk}} = f \left(\frac{t}{h_{ejk}}, \frac{h''_{ejk}}{h_{kp}}, \frac{x}{h_{ejk}} \right).$$

С. С. Павловским [188] аналогичные экспериментальные данные обобщены следующими зависимостями:

$$\text{при } \frac{x}{t} = 5 \div 10$$

$$\frac{v}{V_{gd}} = 0,14 \sqrt{\left(\frac{x}{t} + 5,4 \right)^2 - 12,7 \left(\frac{T}{h_{kp}} - 3 \right)^2} - 0,22; \quad (5-29)$$

$$\text{при } \frac{x}{t} = 10 \div 15$$

$$\frac{v}{V_{gd}} = 0,1 \sqrt{\left(\frac{x}{t} + 11,5 \right)^2 - 25 \left(\frac{T}{h_{kp}} - 3 \right)^2} - 0,22. \quad (5-30)$$

В этих формулах T — превышение уровня верхнего бьефа над дном отводящего русла, v — средняя скорость на рисберме при глубине t ; остальные обозначения те же, что и ранее. Формулами можно пользоваться в пределах $3,2 \leq \frac{T}{h_{kp}} \leq 5,4$.

Л. Л. Пааль приводит формулу изменения диаметра устойчивого камня по длине русла на участке с эпюорой скоростей, принявший форму, отвечающую равномерному движению, но с еще не полностью погашенной кинетической энергией [186]:

$$\frac{\frac{gd}{t}}{h_{kp} v^2} = 64,4 \left[\frac{x-L}{h_{kp}} + 20 \right]^{-2}. \quad (5-31)$$

Здесь L — длина участка после скатого сечения, на протяжении которого эпюра осредненных скоростей принимает форму, отвечающую равномерному потоку: $L = 8,6(t - h''_{ejk})$.

Поскольку эти способы расчета получены для плоскопараллельного потока при сопряжении бьефов донным прыжком, их использование при проектировании отводящего русла зданий ГЭС возможно при сбросе воды через здание водосливного типа или с напорными водобросами в условиях, близких к плоскопараллельному потоку, при горизонтальном гладком водобое и неработающей турбине.

в) Изменение неразмывающей скорости по длине отводящего русла совмещенной ГЭС. Расчет крупности несвязанного материала на горизонтальном участке крепления

Изменения неразмывающих скоростей по длине отводящего русла совмещенного здания ГЭС изучали Л. В. Мошков, П. К. Цветков и Н. В. Малюк, Н. В. Шрагин.

Л. В. Мошков [174] на модели турбинного блока водосливной ГЭС выявил, что наибольшее турбулентное возмущение при поверхностном режиме имеет место в области концевого участка донного вальца (под

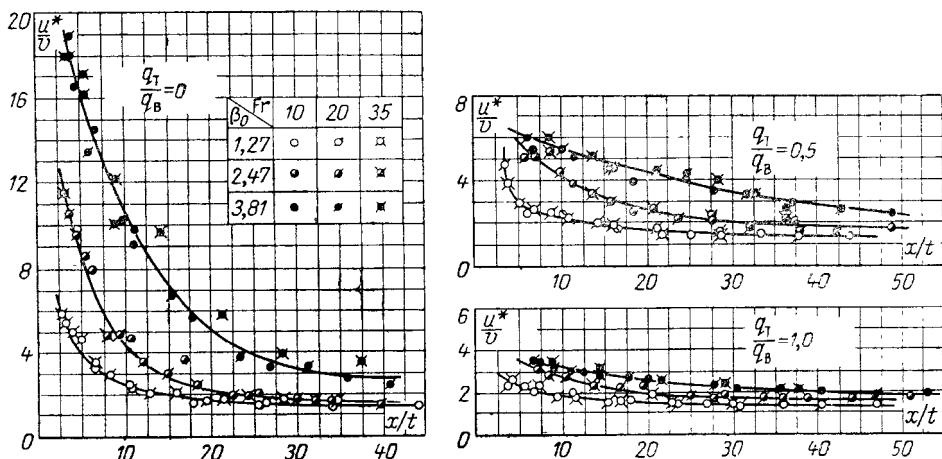


Рис. 5-28. Графики Н. В. Шрагина $\frac{u^*}{v} = f(x/t)$.

водосбросной струей) и что с увеличением турбинного расхода пульсации скоростей и давлений в отводящем русле уменьшаются, а с увеличением степени расширения потока в вертикальной плоскости они становятся больше.

П. К. Цветков и Н. В. Малюк [288]¹ в результате исследования нижнего бьефа на модели Киевской ГЭС построили серии графиков

$$\frac{u^*}{v} = f\left(\frac{x}{t}, \frac{q_t}{q_b}\right)$$

и дали формулы для различных режимов сопряжения бьефов и значений q_t/q_b . Графики и формулы вызывают вопросы, на которые нет ответа у авторов. Необходимо, например, почему устройство в начале водобоя наклонного участка с обратным уклоном при поверхностном режиме и $q_t=0$ увеличивает относительные актуальные скорости? Почему при том же режиме устройство в конце отводящего русла ковша приводит к снижению относительных актуальных скоростей на водобое? По графикам и формулам получается, что при приближении створа

¹ См. также П. К. Цветков, Н. В. Малюк, Влияние конфигурации dna отводящего русла за совмещенной ГЭС на распределение максимальных мгновенных придонных скоростей, «Гидравлика и гидротехника», вып. 7, изд-во «Техника», Киев, 1968.

к отверстию отсасывающей трубы актуальные скорости монотонно увеличиваются, а в действительности же актуальные скорости достигают максимума в створе выклинивания донного вальца.

Н. В. Шрагин проводил исследование на модели здания ГЭС с напорными водосбросами, состоящей из трех блоков, что дало возможность изменять пространственность нижнего бьефа ($\beta = 0,79, 0,4$ и $0,26$) [306]. Отношение удельных расходов турбины и водосбросов $q_t/q_b = 0, 0,5$ и $1,0$.

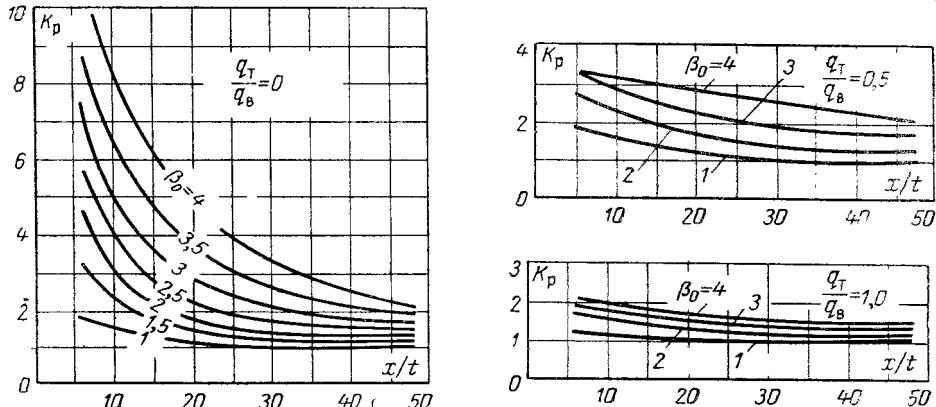


Рис. 5-29. Графики Н. В. Шрагина $K_p = f(x, t)$.

Графики $u^* = f\left(\frac{x}{t}\right)$ и $K_p = f\left(\frac{x}{t}\right)$ для поверхностного незатопленного прыжка даны на рис. 5-28 и 5-29*. На графиках обозначено $\beta_0 = 1/\beta$. Число Фруда вычислялось по удельному расходу в створе отверстия водосбросов и по их высоте в свету.

Вместо графиков может быть использована формула

$$u^* = u^*_{\infty} + \frac{v}{a + b + c}, \quad (5-32)$$

где u^*_{∞} — придонная актуальная скорость в равномерном потоке, которую Н. В. Шрагин принимает равной $1,25v$; a, b, c — коэффициенты, приведенные в табл. 5-5.

Формула применима при $\frac{x}{h_1} \geq 6$, $\beta = \frac{1}{\beta_0} = 1,25 \div 4,0$. Здесь h_1 — высота отверстий водосбросов, а для водосливного здания ГЭС — глубина на носке, в створе его сливной кромки. Расстояние x отсчитывается от уступа.

На основании изложенного можно сказать, что в настоящее время имеется возможность оценивать расчетом крупность камня на рисберме в следующих случаях.

1) При сопряжении бьефов донным затопленным прыжком за водосливными плотинами или иными водосбросными сооружениями с горизонтальным руслом в условиях плоскопараллельного потока расчет можно вести при незначительной пространственности нижнего бьефа. Расчет по средним скоростям производится по формулам Д. И. Кумина (5-24), (5-25) и (5-26) с использованием формулы

* В график $K_p = f(x/t)$ нами внесены некоторые корректизы, согласованные с Н. В. Шрагиным.

Таблица 5-5

Коэффициенты a , b , c в формуле (5-32) для расчета придонных актуальных скоростей в отводящем русле здания ГЭС при поверхности незатопленном прыжке

$\frac{q_t}{q_b}$	a	b	c
0,0	$\frac{0,275}{\beta_0^3} + 0,0235$	$\frac{0,27}{\beta_0^{0,08}} - 0,239$	$\frac{0,007}{\beta_0^{1,7}} - 0,0004$
0,5	0,16	$\frac{0,14}{\beta_0^4} - 0,0035$	$\frac{0,0057}{\beta_0^{0,15}} - 0,0019$
1,0	$\frac{0,38}{\beta_0^{1,773}} + 0,268$	0,017	$\frac{0,019}{\beta_0^{2,475}} - 0,00035$

(5-17). Используя формулы (5-17) и (5-24), окончательную расчетную формулу можно представить в виде

$$d = \frac{(K_p v)^3}{114 t^{1/2}} [м/сек, м]. \quad (5-33)$$

Расчет по придонным актуальным скоростям возможен по формулам В. А. Базилевича (5-19) или Д. И. Кумина (5-27) с использованием формулы (5-22). Применительно к совмещенным ГЭС расчет можно вести при отсутствии расхода турбин с определением положения сжатого сечения на водобое (от которого должен производиться отсчет расстояний x) и вычислении при расчете по Д. И. Кумину глубины в этом сечении.

2) При сопряжении бьефов поверхностью незатопленным прыжком в отводящем русле здания ГЭС при $\beta = 0,8 \div 0,25$ и отношении расхода турбины к водосбросному расходу $q_t/q_b = 1,0, 0,5$ или 0 — расчет можно вести по формуле (5-32) Н. В. Шрагина с использованием формулы (5-22).

Рекомендуемые к использованию формулы могут быть заменены соответствующими графиками.

Поскольку поток, поступающий под водосбросную струю из отсывающей трубы, снижает величину пульсации скоростей, расчетным случаем обычно будет являться сброс воды через здание ГЭС при не работающих турбинах. И лишь в случаях, когда возможность сброса воды при не работающих турбинах исключена, должны использоваться способы расчета неразмывающих скоростей, учитывающие влияние расхода турбин.

г) Изменение неразмывающей скорости по длине русла несовмещенной ГЭС

Размывающая способность потока в отводящих руслах зданий несовмещенных ГЭС может быть оценена по такой же методике. Но исследований по этому вопросу пока проведено недостаточно.

Н. В. Малюком [165] на модели турбинного блока Киевской ГЭС, выполненной в масштабе 1:32,2 с турбиной, имеющей рабочее колесо ПЛ 70-18,6, при превышении уровня нижнего бьефа над горизонтальным дном отводящего русла $T=80$ см, глубине отводящего русла

37,5 см были получены кривые изменения по длине отводящего русла пульсаций придонных скоростей. Опыты проводились при трех режимах работы турбины (рис. 5-30) ($n'_T=222, 137$ и 103 об/мин или на модели $n=680; 480$ и 360 об/мин). На рис. 5-31 даны кривые изменения по длине водобоя нормированных (по средней скорости) стандартов пульсации продольной составляющей придонной скорости $V(u'_{x_0})^2/v$ и относительной актуальной придонной скорости u^*/v для указанных выше трех режимов работы турбины (на рис. 5-30 точки 1, 2 и 3).

Ю. П. Правдивцем и Р. Пекусом под руководством автора на модели турбинного блока Рижской ГЭС в масштабе 1 : 37,2 с турбиной ПЛ 20/661-25 с изогнутой отсасывающей трубой высотой $2,3 D_1$ и длиной $4 D_1$ получены кривые изменения по длине русла продольной составляющей относительной актуальной придонной скорости u^*/v (рис. 5-32). Водобой имел в начале участок с уклоном 1 : 4 или 1 : 2 при превышении водобоя над порогом отсасывающей трубы, равным в натуре 9,46 м. Модельная турбина работала с числом оборотов 338 об/мин, чему в натуре соответствует $n=55,6$ об/мин.

Расходы (приведенные к натуре) были равны 606 и $510 \text{ м}^3/\text{сек}$. Кривая на рис. 5-32 построена по данным, полученным при изменении глубин в отводящем русле в пределах 7—11 м. Величина u^*/v при $\frac{x}{t} \geq 16$ примерно равна $1,25v$.

Из данных Н. В. Малюка, Ю. П. Правдивца и Р. Пекуса следует что относительная длина участка рассеивания избыточной кинетической энергии достигает $x/t=16 \div 20$, т. е. примерно имеет такую же величину,

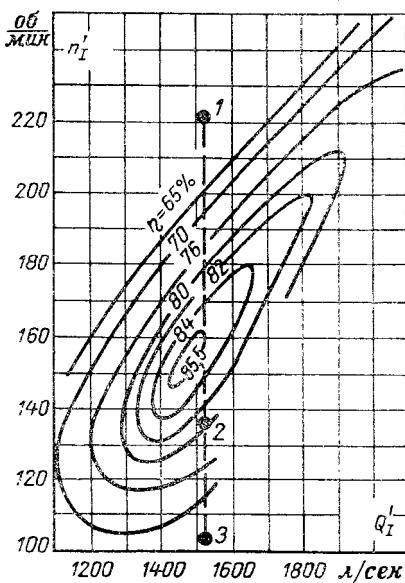


Рис. 5-30. Режимы работы модельной турбины, при которых изучалось изменение пульсаций скоростей по длине отводящего русла турбинного блока Киевской ГЭС.

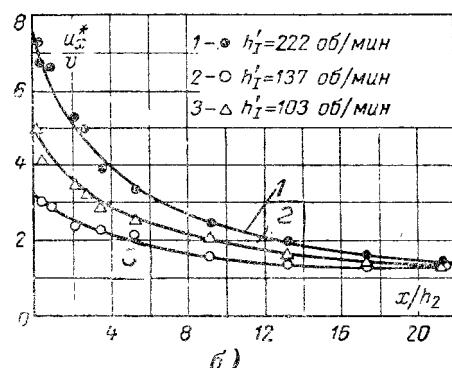
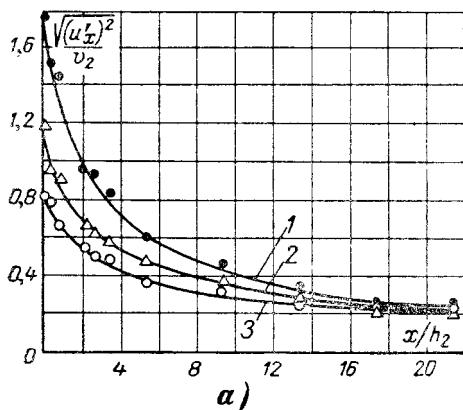


Рис. 5-31. Изменение пульсаций скоростей по длине отводящего русла модели турбинного блока Киевской ГЭС.

a — нормированный стандарт пульсации; *б* — относительная актуальная скорость.

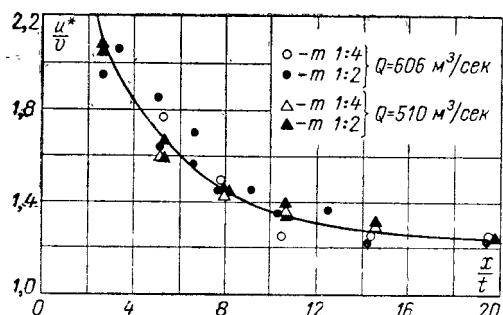


Рис. 5-32. Изменение относительных придонных актуальных скоростей по длине отводящего русла модели турбинного блока Рижской ГЭС (несовмещенная ГЭС).

шая пульсация скоростей; при разгоне турбины (режим 1) и при работе с минимальным числом оборотов (3) пульсация скоростей больше, чем при режиме (2), близком к оптимальному.

д) Влияние длины крепления на глубину ямы размыва

Избыточная кинетическая энергия потока в отводящем русле может быть полностью рассеяна в пределах крепления при достаточной его длине. Однако за сооружением, на выходе из отводящего русла, удельные расходы и скорости, как правило, превышают их бытовые значения. Поэтому концевое крепление в виде ковша или наброски, предотвращающей подмыв бетонного крепления, является обычным элементом отводящего русла. Вместо ковша может быть применен зуб, опущенный на глубину, исключающую его подмыв.

При устройстве ковша требуется определять его глубину и крупность камня в ковше, а при защите крепления от подмыва наброской или зубом необходимо производить расчет глубины ямы размыва.

Независимо от характера распределения скоростей на сходе с крепления (нормальная эпюра скоростей, поверхностный или донный режимы) валец, образующийся под струей над ямой размыва, заканчивается на участке наибольшего размыва. Осредненная придонная скорость на участке с наибольшей глубиной размыва может быть близка к нулю. Лежащие здесь частицы грунта находятся под воздействием переменных по знаку пульсационных скоростей, под влиянием которых частица теряет устойчивость и уносится при появлении здесь актуальной скорости такой величины, которая может сдвинуть и вынести частицу грунта.

Расчету глубины размыва за сооружениями посвящены работы многих авторов. В некоторых из них, особенно в докторских, можно найти обзоры методов расчета глубины ямы размыва. Например, К. И. Россинский [214] рассматривает решения М. С. Вызго, Н. Т. Смо-

как и участок рассеивания избыточной кинетической энергии за водосбросными сооружениями при донном режиме. При $x/t < 16$ режим работы турбины заметно сказывается на величины пульсации скоростей. При режиме 2 (рис. 5-31), отвечающем большему к. п. д. и, следовательно, меньшему возмущению потока, обтекающего рабочие органы турбины, и более равномерному распределению скоростей в выходном отверстии отсасывающей трубы, зафиксирована наименьшая пульсация скоростей; при разгоне турбины (режим 1) и при работе с минимальным числом оборотов (3) пульсация скоростей больше, чем при режиме (2), близком к оптимальному.

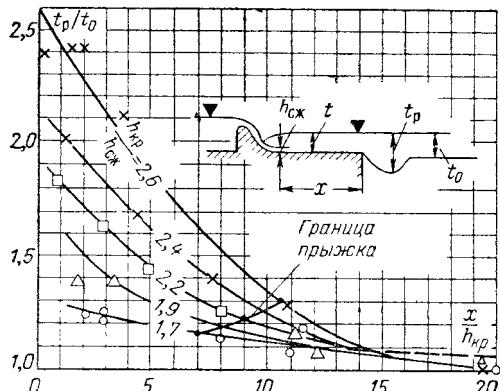


Рис. 5-33. График зависимости относительной глубины в яме размыва от относительной длины крепления (Б. И. Студеничников). $t=1,1 h''_{\text{сж}}$. При $x/h_{kp} > 15$ использовать при расчетах пунктирную кривую.

лянина, Е. А. Замарина и И. И. Леви, С. В. Избаша, И. А. Тер-Аркеляна. Некоторые решения нашли применение в проектной практике, часть из них не доведена до инженерного использования.

Глубина t_p в яме размыва часто выражается в долях от глубины t_0 потока, соответствующей размывающей скорости при равномерном движении. По К. И. Россинскому [206], при успокоенном потоке в пределах крепления, при сравнительно однородном песке, глубина потока в месте наибольшего размыва превышает глубины при неразмывающей скорости всего лишь на 5—10%, т. е. $t_p/t_0 = 1,05$. При поверхностном или донном режиме в конце крепления t_p/t_0 достигает 1,7.

По данным И. И. Леви [148], в зависимости от характера грунта и длины крепления относительная глубина в яме размыва может достигать $t_p/t_0 = 1,2 \div 1,3$.

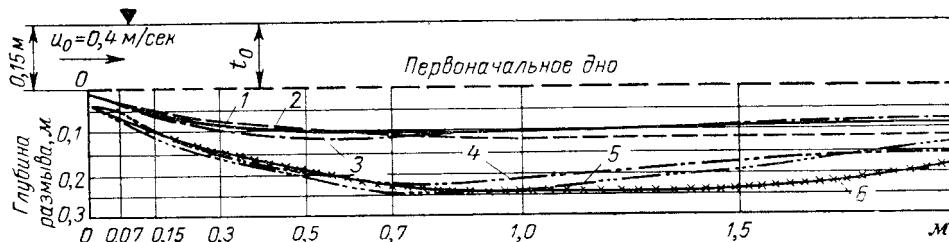


Рис. 5-34. Совмещенные профили местного размыва при различных гидравлических режимах в конце крепления (по К. И. Россинскому и И. А. Кузьмину).

1, 3 — нормальный режим скоростей в конце водобоя; 2 — нормальный режим при уменьшенных донных скоростях; 4, 6 — донный режим; 5 — поверхностный режим.

По Б. И. Студеничникову, относительная глубина в яме размыва зависит от длины крепления и отношения критической глубины к глубине в сжатом сечении на водобое (рис. 5-33) [260]. При длине крепления, большей длины прыжка¹, относительная глубина в яме размыва может достигать 1,3. При длине крепления, меньшей длины прыжка она может увеличиваться до 2—2,5.

Из графика на рис. 5-33, как и из аналогичного графика И. И. Леви [148], получается, что при достаточно длинном креплении глубина в яме размыва практически равна глубине t_0 равномерного потока за креплением. Этого не может быть, поскольку в потоке, сходящем с крепления, увеличивается пульсация скоростей и, следовательно, его размывающая способность становится больше, чем у равномерного потока. В связи с этим Ф. Г. Гунько исправляет график, задавая при длине крепления $x/t > 15$ величину относительной глубины в яме размыва $t_p/t_0 = 1,07 \div 1,05$ (пунктирная линия на рис. 5-33).

Основываясь на работах Б. И. Студеничникова, И. И. Леви и других авторов, Ф. Г. Гунько в рекомендациях ВНИИГ [162] предлагает для предварительных расчетов глубину размыва, равную 1,2—1,3 глубины за ямой размыва. Из графика на рис. 5-33 видно, что уменьшение глубины размыва достигается удлинением крепления.

К. И. Россинский и И. А. Кузьмин пытаются доказать, что размыв достигает со временем определенной величины, не зависящей от длины крепления² [215]. Согласиться с такой точкой зрения нельзя, поскольку ей противоречат имеющиеся опытные данные. Так, на рис. 5-34, заимствованном из работы [215], даны совмещенные профили размыва при пол-

¹ Линия границы прыжка нанесена нами, исходя из формулы М. Д. Чертоусова [297].

² По мнению авторов [215], длина крепления определяется тем, что «при возведении гидроэлектростанций на песчаных грунтах горизонтальная часть крепления должна перекрывать призму возможного выпора грунта».

ностью успокоенном течении воды в конце рисбермы и для различных режимов неуспокоенного потока. В последних случаях глубина размыва больше ($t_p/t_0 = 1,7$), чем в первых ($t_p/t_0 = 1,5$). Для успокоения потока требуется рисберма надлежащей длины; следовательно, длина крепления влияет на глубину размыва.

Утверждение о том, что при любой длине крепления со временем установится одинаковая глубина размыва, К. И. Россинский и И. А. Кузьмин обосновывают данными рис. 5-35. Верхний график показывает увеличение глубины размыва в зависимости от продолжительности опыта при различных длинах крепления. На нижнем графике путем экстраполяции глубины размывов во времени доказывается, что в конце концов глубины размывов будут одинаковы. Но правомерность выполненной экстраполяции сомнительна. Кроме того, следует иметь в виду, что опыты проводились с мелким песком ($d = 0,25 \text{ mm}$), а как известно, при мелком размываемом материале размыв на завершающей стадии происходит за счет процесса взвешивания частиц при проникновении до дна мощных вихрей, что «к сожалению упускается из виду проектировщиками и исследователями» [148].

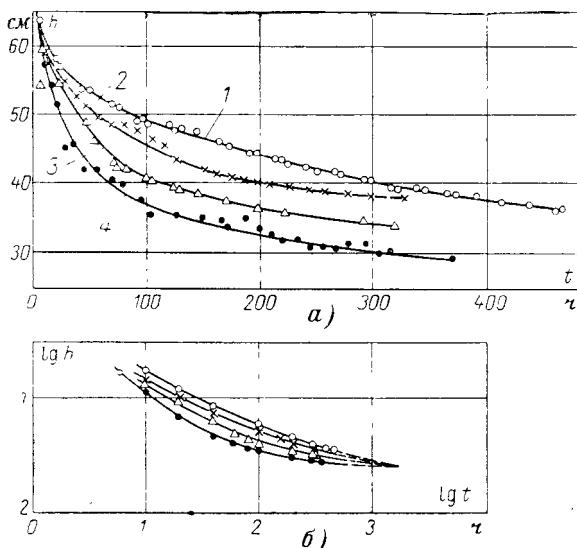


Рис. 5-35. Изменение средней глубины размыва во времени на модели Нижне-Камской ГЭС (в створе наибольшего размыва).

a — за время наблюдений; *b* — экстраполяция на длительное время; 1 — длина горизонтальной части крепления 1,6 м; 2 — длина 1,05 м; 3 — длина 0,5 м; 4 — длина 0,15 м.

Из данных опытов Л. В. Мошкова по определению глубины размыва с учетом длительности размыва (рис. 5-36), полученных на модели турбинного блока водосливной ГЭС [174], следует, что относительная глубина размыва с увеличением длины крепления падает, а размыв по времени быстро стабилизируется.

Из имеющихся опытных данных следует, что время стабилизации размыва, несомненно, зависит от длины крепления, крупности несвязного материала, а также от удельного расхода (от средней скорости).

К. И. Россинский и И. А. Кузьмин показали, что яма размыва является регулятором скоростного режима за креплением: успокоенный поток, расширяясь в пределах откоса, приобретает повышенную пульсацию скоростей, а поток, несущий избыточную кинетическую энергию, успокаивается.

Аналогичны выводы С. С. Павловского [190], по данным которого в ковше с откосом, имеющим крутизну, превышающую 1:5—1:6, происходит турбулизация потока, а при меньшей крутизне откоса поток с избыточной кинетической энергией успокаивается. Турбулизация потока при крутом откосе обусловлена отрывом потока от поверхности откоса. Если поток имеет избыточную кинетическую энергию, то, по данным С. С. Павловского, крутизна откоса практически на глубине размыва почти не оказывается. Учитывая эти данные, следует при длине крепления отводящего русла, достаточной для успокоения потока, причимать

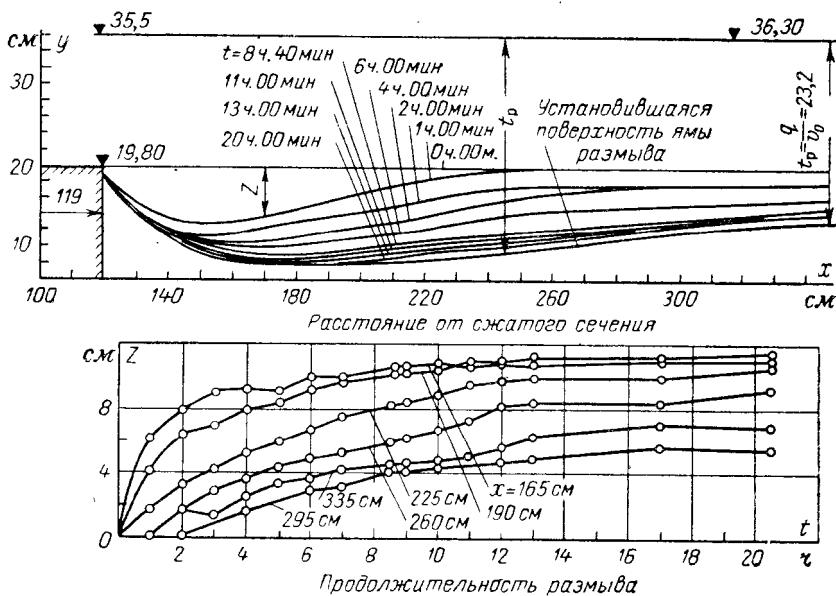


Рис. 5-36. Местный размыв русла за совмещенной ГЭС.

$Q_B = 16,0 \text{ л/сек}$; $Q_T = 16,0 \text{ л/сек}$; $Q_T/Q_B = 1,0$; $q = 800 \text{ см/сек}$; фракция $d = 1 \div 2 \text{ мм}$; $v_0 = 34,4 \text{ см/сек}$; $Fr = 32,75$; $\eta = 8,0$. Ширина лотка 40 см.

крутизну верхнего откоса ковша не более 1:5—1:6; при коротком креплении откос может быть круче.

Для того чтобы использовать для определения глубины в яме размыва график на рис. 5-33, требуется знать глубину t_0 равномерного потока за креплением.

Глубина равномерного потока, соответствующая неразмывающей скорости из (5-17), равна:

$$t_0 = \sqrt[1.17]{\frac{q}{4.85 d^{1/3}}} \quad [\text{м}^2/\text{сек}, \text{ м}]. \quad (5-34)$$

И. И. Леви предложил для расчета глубины ямы размыва следующую формулу, действительную в пределах $Fr = \frac{q^2}{gh_{\text{сж}}^3} = 8 \div 30$:

$$t_p = \frac{t_0}{0.14 \sqrt{Fr} \frac{x}{L} + \frac{2.5}{\sqrt{Fr^2}}}. \quad (5-35)$$

Здесь t_0 — глубина, соответствующая неразмывающей скорости при равномерном режиме; x — расстояние от сжатого сечения до ямы размыва (до конца крепления); L — длина участка затухания повышенной турбулентности;

$$L = \frac{22}{\sqrt{Fr}} h''_{\text{сж}}, \quad (5-36)$$

$h''_{\text{сж}}$ — вторая сопряженная глубина.

Но в проектной практике наибольшее распространение получила формула К. И. Россинского

$$t_p = 1.05 t_0 = 1.05 \frac{q}{v_0}. \quad (5-37)$$

Исходя из известного соотношения, согласно которому с увеличением глубины средняя скорость равномерного потока изменяется пропорционально отношению глубины в степени 0,2, он получает:

$$\frac{v_0}{v_{01}} = \left(\frac{t_p}{1,05} \right)^{0,2}, \quad (5-38)$$

где v_{01} — неразмывающая скорость равномерного потока при глубине 1 м; v_0 — то же при глубине t_p .

Из (5-37) и (5-38) глубина в яме размыва равна:

$$t_p = K_p \sqrt[1,2]{\frac{q}{v_{01}}}, \quad (5-39)$$

где $K_p = 1,05$. В последующем он указывает, что при неуспокоенном потоке (т. е. при короткой фрасберме) и отсутствии защиты откоса от подмыва следует принимать $K_p = 1,7$ [206].

Помимо рассмотренных способов расчета глубины размыва имеется ряд других предложений.

Хорошее совпадение расчетного и экспериментального значений глубины в яме размыва приводит в своей работе К. А. Сулейманов [262]. Его формула учитывает влияние на глубину размыва не только длины крепления, но и шероховатости. Решение проверено по данным опытов И. И. Леви, Н. Н. Суровой, А. А. Кадырова, Л. Л. Паалля, П. Г. Цветкова. Недостатком формулы, заставляющим воздержаться от ее применения, является использование размерного коэффициента (характеризующего размываемый грунт).

В литературе нет систематизированных данных о влиянии длины крепления на глубину размыва, полученных для исходных условий, заключенных в интересующих нас пределах. Казалось бы, заслуживающие внимание экспериментальные данные приведены Л. Д. Кварцхелия¹, изучавших размывы при изменении длины горизонтального крепления в пределах $4,5 \leq \frac{x}{t} \leq 5,51$ (модель плотины Варцихской ГЭС). Но поверочный расчет показывает, что в нижнем бьефе должен устанавливаться отогнанный прыжок, даже если вторую сопряженную глубину уменьшить за счет пространственности нижнего бьефа на $\frac{2}{3}$, как это принято делать для приближенного учета пространственности. Данных о ширине нижнего бьефа в работе не содержится.

Интересное сопоставление формул некоторых авторов для расчета глубины размыва за сооружениями с данными натурных наблюдений проведено Ф. Ш. Мухамеджановым². Использованы данные по гидрузлам Дам-Ходжа, Кара-Су, Кзыл-Орда и водосбросу Большого Ферганского канала. Оказалось, что, например, формулы М. С. Вызго³ для расчета глубины размыва за горизонтальным креплением преуменьшают глубину размыва в среднем на 20%. Несколько лучшие результаты получены при расчете по И. И. Леви. Неплохое совпадение с натурными данными дал расчет по Н. Т. Смолянинову [247], хорошее — по Д. И. Кумину.

Формулы для определения глубины ямы размыва (5-34), (5-39) и график на рис. 5-33 предназначены для расчета глубины ямы размыва

¹ Л. Д. Кварцхелия, Определение глубины местного размыва и оптимальной длины крепления нижнего бьефа, Известия ТНИСГЭИ т. 16, 1965.

² Доклады на Научно-техническом совещании, посвященном работе нижних бьефов построенных речных сооружений, Всесоюзная Академия сельскохозяйственных наук имени В. И. Ленина, М., 1966.

³ «Гидротехническое строительство», 1940, № 9; 1947, № 2; 1954, № 5; 1957, № 3.

Таблица 5-6

Исходные данные, принятые при сопоставлении формул размывающей способности потока при донном гидравлическом прыжке на горизонтальном водобое и рисберме (рис. 5-37)

$\frac{\#}{\text{н/п.}}$	q	T_0	$h_{\text{кр}}$	$h_{\text{сж}}$	$h''_{\text{сж}}$	t	Fr	$\frac{T_0}{h_{\text{кр}}}$	$\frac{h''_{\text{сж}}}{h_{\text{сж}}}$	$\frac{t}{h_{\text{сж}}}$	$\frac{t}{h''_{\text{сж}}}$	$v = \frac{q}{t}$
	$\text{м}^2/\text{см}$	м	м	м	м	м	—	—	—	—	—	м/сек
1	20	30,0	3,44	0,88	9,1	10,9	61,5	8,7	10,3	12,4	1,2	1,83
2	20					12,3				14,0	1,35	1,63
3	40	45,0	5,45	1,43	14,3	17,2	55,6	8,27	10,0	12,1	1,2	2,33
4	40					19,3				13,5	1,35	2,08
5	70	35,0	7,90	2,92	17,00	20,4	20,0	4,44	5,8	7,0	1,2	3,43
6	70					27,2				9,3	1,6	2,58

за водосливными плотинами при сопряжении бьефов донным затопленным прыжком. Следовательно, они могут быть использованы для расчета размыва за совмещенными ГЭС при неработающих турбинах, т. е. именно тогда, когда создаются условия для наибольшего размыва.

е) Сопоставление формул для расчета крупности материала на горизонтальной рисберме

Сопоставление результатов расчета по формулам различных авторов показывает, что, несмотря на сложность процесса размыва, наличие множества факторов, учесть которые в полной мере затруднительно, различие в методике исследований и несовершенство аппаратуры, количественная оценка размывающей способности потока расчетным путем вполне возможна, поскольку идентичные результаты расчета получены даже в случае принципиально различного подхода к изучению процесса размыва.

При проведении сопоставительных расчетов изменения размывающей способности потока по длине русла исходные данные частично взяты у Ф. Г. Гунько [84], сопоставившего расчетные зависимости Д. И. Кумина и А. Н. Рахманова. Параметры потока и русла, при которых произведены сопоставительные расчеты, даны в табл. 5-6.

На рис. 5-37 даны кривые изменения крупности устойчивого камня на рисберме при различных удельных расходах и степени затопления донного прыжка, рассчитанного по Д. И. Кумину, А. Н. Рахманову Л. Л. Паалю и В. А. Базилевичу. Расчет по А. Н. Рахманову при $t/h''_{\text{сж}}=1,2$ заимствован из [208], расчет по В. А. Базилевичу произведен при значениях актуальной скорости равномерного потока $u^*=1,25v$, как это принимает сам автор формулы, и при $u^*=1,15v$, как следует из данных Д. И. Кумина. При расчете по Д. И. Кумину диаметр камня вычислялся по формуле (5-33), при расчете по В. А. Базилевичу — по формуле (5-22).

Ближе всего друг к другу легли кривые, построенные по формулам Д. И. Кумина и В. А. Базилевича (кривые 1 и 5; расчет по Базилевичу при $u^*=1,15v$). Близка к ним кривая 3, построенная по Л. Л. Паалю. Наибольшую крупность камня дает кривая 2 А. Н. Рахманова, причем, чем больше степень затопления прыжка, тем получается большее значение диаметра камня по сравнению с найденными по формулам других авторов. Это отличие, очевидно, связано с методикой выполнения опытов: в опытах А. Н. Рахманова камень укладывался в обойму, вставляемую в гладкое дно. Поэтому кинематические характеристики потока на подходе к обойме могли не соответствовать имеющимся при формировании структуры потока над дном, сложенным исследуемым

материалом. Отметим, что графиками А. Н. Рахманова можно воспользоваться не при всех исходных параметрах прыжка. Ограничена возможность применения формул С. С. Павловского $(3,2 \leq \frac{t}{h_{\text{сж}}} \leq 5,4)$

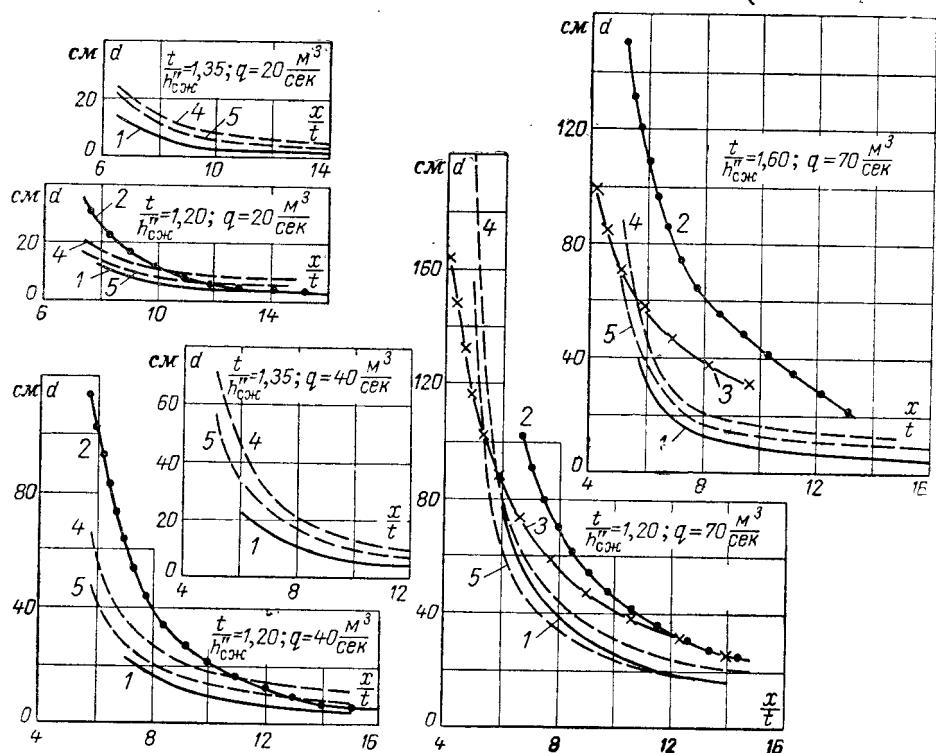


Рис. 5-37. Крупность устойчивого камня в различных сечениях отводящего русла, вычисленная по формулам.

1 — Д. И. Кумина; 2 — А. Н. Рахманова; 3 — Л. Л. Пааля; 4 — В. А. Базилевича при $u^* = 1.25 v$; 5 —

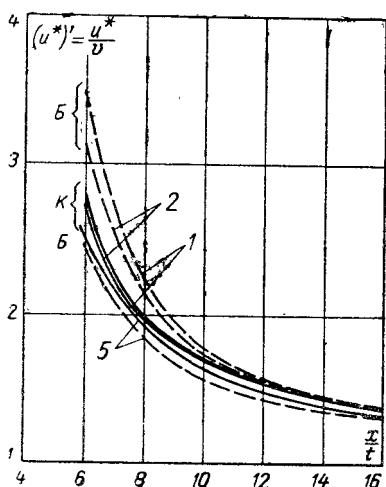


Рис. 5-38. Изменение придонных актуальных скоростей по длине горизонтального русла.

Б — по В. А. Базилевичу (5-22); К — по Д. И. Кумину (5-27); 1, 2, 3, 4, 5 — исходные условия по табл. 5-6.

и формул Л. Л. Пааля [$x \geq 8,6(t - h''_{\text{сж}})$]. Для использования в проектной практике при расчете крупности материала по средней скорости можно рекомендовать формулу (5-33), полученную из формулы неразмывающей скорости В. С. Кнороза, с использованием коэффициента K_p , определенного по Д. И. Кумину.

На рис. 5-38 даны кривые изменения актуальных скоростей, вычисленных по В. А. Базилевичу и Д. И. Кумину, указывающие на приемлемое совпадение результатов расчета. Таким образом при расчете крупности материала по природным актуальным скоростям по формуле (5-22) практически безразлично, определяется скорость u^* по формуле В. А. Базилевича (5-28) или (5-27) Д. И. Кумина.

Во всех случаях расчетный диаметр камня следует для запаса увеличивать в 1,3—1,5 раза.

ж) Учет образования отмостки при расчете глубины размыва в равномерном потоке и за креплением

Отмостка (образование на поверхности ямы размыва слоя материала из частиц крупностью, соответствующей скорости, при которой стабилизируется глубина ямы размыва) создается при неоднородном грунте при $\epsilon = \frac{d_{95}}{d_5} > 4 \div 5$. При $\frac{d_{kp}}{d_{mk}} \leq 6$ эффект отмостки становится незначительным, и ее не следует учитывать.

В практике проектирования нашли применение два способа учета отмостки — К. И. Россинского [206, 214] и В. С. Кнороза [123].

В соответствии с этими способами глубина равномерного потока при размыве с учетом отмостки равна:

$$(t_0)_{\text{отм}} = t_{\text{см}} + \delta t, \quad (5-40)$$

где $t_{\text{см}}$ — глубина над уровнем смыва; δt — мощность слоя накопления отмостки, в процессе которого происходит вынос мелких фракций из под крупного материала, образующего отмостку.

Глубиной над уровнем смыва называют такую глубину, при которой при заданном удельном расходе скорости таковы, что материал, образующий отмостку, становится устойчивым. Для того чтобы накопился слой материала Δ , достаточный для прикрытия грунта с естественным составом, должен (по В. С. Кнорозу) после смыва произойти дополнительный размыв на глубину

$$\delta t = \Delta \frac{1-n}{n}, \quad (5-41)$$

где $\Delta = m d_{kp}$ — толщина слоя отмостки. По В. С. Кнорозу параметр m , учитывающий число слоев и сплошность размещения частиц d_{kp} , образующих отмостку, равен 3—4; n — относительное содержание крупных включений по объему

$$n = \frac{100 - P_i}{100}. \quad (5-42)$$

Здесь P_i — содержание в процентах частиц более мелких, чем те, из которых образуется отмостка.

Вычисление среднего диаметра крупных и мелких фракций производится по формуле

$$d = \frac{\sum d_i \Delta P_i}{\sum \Delta P_i}, \quad (5-43)$$

где d_i — среднеарифметическое из крайних значений размеров частиц интервала ΔP_i по оси ординат той части графика механического состава материала русла, для которого вычисляется средний диаметр (рис. 5-39). Рекомендуется первоначально задаваться P_i в пределах 92—75%, чему отвечает $n = 0,08 \div 0,25$.

Поскольку заранее диаметр фракций, образующих отмостку, неизвестен, расчет ведется для крупных фракций грунта с отысканием минимальной глубины размыва.

Различие в способах К. И. Россинского и В. С. Кнороза заключает-

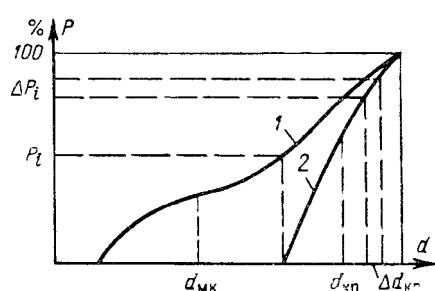


Рис. 5-39. Кривые гранулометрического состава.

1 — размываемого грунта; 2 — части грунта, образующего отмостку.

ся в способе определения скорости $v_{\text{кон}}$, соответствующей прекращению смыва мостяющих фракций и продолжению углубления размыва лишь за счет уноса потоком мелких фракций естественного грунта из-под слоя формирующейся отмостки. По К. И. Россинскому $v_{\text{кон}}$ равна средней неразмывающей скорости для однородного грунта с мостяющими частицами. По В. С. Кнорозу значение $v_{\text{кон}}$ меньше, чем «средняя неразмывающая» скорость для мостяющих фракций, так как из-за сохраняющейся макрошероховатой структуры русла значения актуальных донных скоростей в процессе размыва выше, чем в русле, покрытом однород-

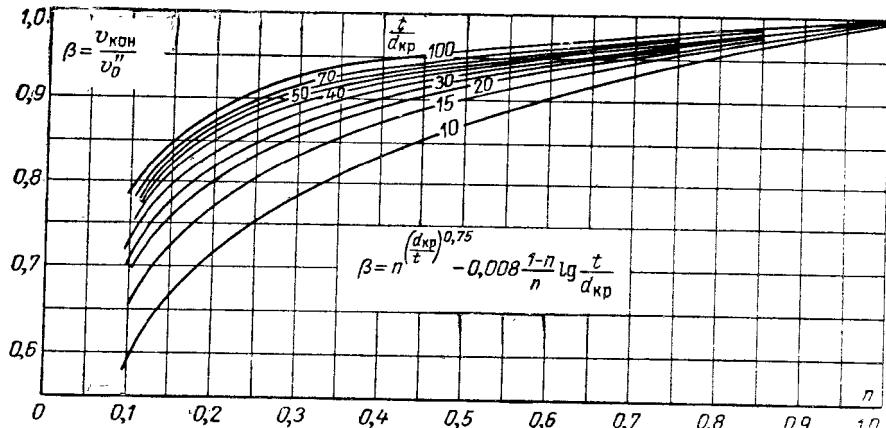


Рис. 5-40. График для определения коэффициента β .

ными фракциями, и крупные фракции неоднородных материалов находятся в более невыгодных условиях обтекания, чем однородных материалов. Скорость $v_{\text{кон}}$ по В. С. Кнорозу определяется по формуле

$$v_{\text{кон}} = \beta v''_0, \quad (5-44)$$

где v''_0 — неразмывающая средняя скорость в предположении, что грунт состоит из крупных однородных фракций (формула 5-17) $d_{\text{кр}}$;

β — коэффициент, определяющийся по графику на рис. 5-40.

К. И. Россинский толщину слоя отмостки, при котором прекращается вынос мелких фракций материала из-под фракций, образующих отмостку из песчаных мостяющих фракций, принимает равной 0,1 м.

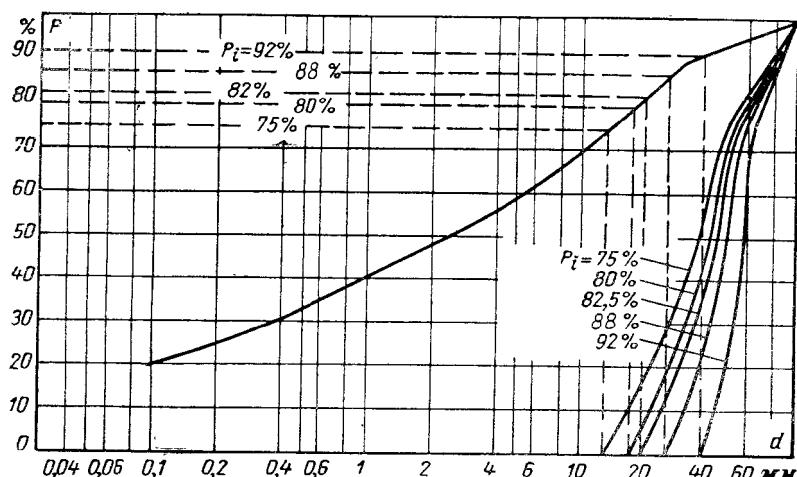


Рис. 5-41. Кривая гранулометрического состава грунта русла.

В. С. Кнороз считает, что толщина слоя отмостки составляет три-четыре диаметра мостящих частиц, т. е. $\Delta = 4d_{kp}$. При этом по К. И. Россинскому накапливание материала слоем $\Delta = md$ происходит при дополнительном смыве слоя $\delta t = \Delta/n$, а по В. С. Кнорозу — при смыве слоя $\delta t = \frac{1-n}{n}$ (т. е. К. И. Россинский слой Δ отмостки исключает из слоя накапливания материала отмостки, а В. С. Кнороз — слой Δ включает в слой накапливания материала).

Расчет глубины размыва с учетом отмостки по В. С. Кнорозу приводит к большим глубинам в яме размыва, чем по К. И. Россинскому, что заставляет отдать предпочтение способу расчета В. С. Кнороза.

Пример расчета глубины размыва за рисбермой с учетом образования естественной отмостки. Удельный расход на сходе с рисбермы $q = 68 \text{ м}^3/\text{сек}$, глубина в скатке сечений $h_{cjk} = 3,11 \text{ м}$, вторая сопряженная глубина $h''_{cjk} = 17,3 \text{ м}$, глубина на водобое, рисберме и за рисбермой до начала размыва $t = 19,0 \text{ м}$, критическая глубина $h_{kp} = 6,85 \text{ м}$.

Грунт, заданный кривой гранулометрического состава (рис. 5-41), неоднороден, поскольку коэффициент неоднородности

$$\varepsilon = \frac{d_{95}}{d_5} \gg 4.$$

Следовательно, в процессе размыва образуется отмостка.

Рассчитать глубину размыва при длине крепления $x = l - 68,5 \text{ м}$ и $x = l - 177 \text{ м}$.

Расчет (табл. 5-7) производим, задаваясь рядом значений P_i (т. е. процентом содержания частиц более мелких, чем частицы, принятые за крупную фракцию): 92, 88, 82,5, 80 и 75%, что определяет относительный объем крупной фракции [формула (5-42)] $n = 0,08; 0,12; 0,175; 0,20; 0,25$. Для каждого рассматриваемого случая вычисляем [по формуле (5-43)] средний диаметр крупных и мелких фракций (колонки 4 и 5).

В колонке 6 даны значения d_{kp}/d_{mk} , показывающие, следует ли учитывать явление отмостки (отмостка эффективна при $\frac{d_{kp}}{d_{mk}} \geq 6$). В колонке 7 вычислено для крупной фракции отношение d_{95}/d_5 , которое должно быть менее 4—5, т. е. для достоверности расчета грунт, принимаемый за крупный, должен быть однородным.

При расчете $(t_0)_{otm}$ в случае $P_i = 75\%$ условие $\frac{d_{95}}{d_5} < 4 \div 5$ не выдерживается.

Поэтому опускаем крупные фракции на кривой гранулометрического состава с тем, чтобы средний расчетный диаметр отвечал условию $\varepsilon \leq 5$ (на рис. 5-41 верхняя часть кривой гранулометрического состава; при $P_i = 75\%$ фракции $d > 80 \text{ мм}$ опущены). Средний диаметр крупной фракции становится равным $d_{kp} = 36 \text{ мм}$ (из условия $\varepsilon \leq 4 \div 5$) вместо $38,3 \text{ мм}$.

По формуле (5-17) вычисляем скорость v''_0 (колонка 10, табл. 5-7). При $n < 0,1$ значения β определяются интерполяцией их величин при $n = 0,1$ и $n = 0$. В нашем случае для первой строки табл. 5-7 при $n = 0,1$ и $\frac{t}{d_{kp}} = \frac{19,0}{0,057} \gg 100$ получаем $\beta = 0,79$. При $n = 0$, т. е. при отсутствии крупных включений, находим по формуле (5-34) при $d_{mk} = 6,4 \text{ мм}$ $t_0 = t_{kol}$, затем $v_{kon} = q/t_{kon}$ и по формуле (5-44) $\beta = \frac{v_{kon}}{v''_0} = 0,216$. Получается при $n = 0,008$ $\beta = 0,68$.

Минимальное значение $(t_0)_{otm}$, являющееся искомой глубиной равномерного потока в размываемом русле с учетом отмостки, составляет $28,2 \text{ м}$.

Глубина в яме размыва рассчитывается по графику на рис. 5-35. При $\frac{h_{kp}}{h_{cjk}} = \frac{6,85}{3,11} = 2,2$ и $x/h_{kp} = 68,5/6,85 = 10$ имеем $t_p/t_0 = 1,19$, откуда $t_{p,otm} = 1,19t_0_{otm} = 1,19 \times 28,2 = 33,6 \text{ м}$.

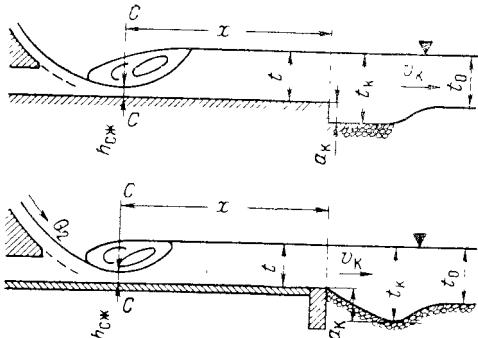


Рис. 5-42. К расчету крупности камня в ковше за горизонтальным креплением.

Расчет глубины размыва с учетом отмостки (равномерный поток)

Исходные данные						
№ п/п.	$P_d, \%$	n	$d_{kp}, \text{мм}$	$d_{mk}, \text{мм}$	$\frac{d_{kp}}{d_{mk}}$	$\frac{d_{95}}{d_5}$
1	92	0,080	57,1	6,4	8,9	2,25
2	88	0,120	51,2	5,1	10,0	3,15
3	82,5	0,175	46,8	4,1	11,4	4,00
4	80	0,200	41,2	3,6	12,3	4,58
5	75	0,250	38,3	2,8	13,7	5,93*
5'	75	0,250	36,0	2,8	12,9	5,00

* Так как в данном случае $\varepsilon = \frac{d_{95}}{d_5} > 5$, при определении n пренебрегаем некоторым количеством содержания $d > 80 \text{ мм}$.

Увеличив длину крепления вдвое до $l=177 \text{ м}$, $x/h_{kp}=20$, по графику на рис. 5-35 получаем $t_{p,otm}=1,02 \cdot 28,2=28,8 \text{ м}$, т. е. глубина ямы размыва уменьшается с 14,6 до 9,8 м.

3) Расчет крупности камня в ковше

Рассмотрим способы расчета крупности камня в ковше, предложенные Д. И. Куминым и С. С. Павловским.

Расчет крупности камня в ковше по Д. И. Кумину аналогичен предложеному им способу расчета крупности камня на рисберме. При

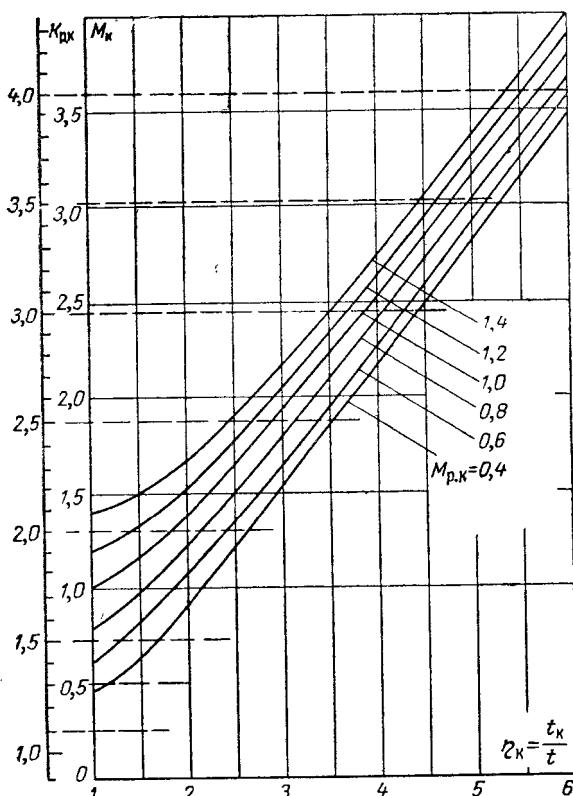


Рис. 5-43. График для определения $M_{p,k}$ и $K_{p,k}$ при известном параметре турбулентности M_k . Откос ковша $m=4$.

Таблица 5-7

$d_{kp}^{1/3}$	Учет отмостки					
	β	$v''_0, \text{ м/сек}$	$v_{\text{ков}} = \beta v''_0, \text{ м/сек}$	$\frac{q}{v_{\text{ков}}}$	$\delta t, \text{ м}$	$(t_0)_{\text{отм}} = \frac{q}{v_{\text{ков}}} + \delta t, \text{ м}$
0,384	0,68	3,04	2,07	32,9	2,62	35,5
0,371	0,31	2,92	2,36	28,9	1,51	30,4
0,361	0,87	2,85	2,48	27,4	0,88	28,3
0,352	0,89	2,78	2,47	27,6	0,65	28,2
0,330	0,91	2,61	2,38	28,6	0,43	29,0

жащихся в грунте наиболее крупных фракций; повторяя расчет в столбце 6 при $P_t = 75\%$ опускаем фрак-

средней скорости в ковше $v_k = q/t_k$ (рис. 5-42) эквивалентная ей по размывающей способности средняя скорость равномерного потока равна:

$$v_0 = K_{p,k} v_k, \quad (5-45)$$

где $K_{p,k}$ — коэффициент размывающей способности потока в ковше.

Как и при расчете размывающей скорости в горизонтальном русле, коэффициент $K_{p,k}$ определяется по формуле

$$K_{p,k} = 0,87(1 + M_k), \quad (5-46)$$

где параметр турбулентности M_k выражается формулой

$$M_k = \left(0,3 + \frac{0,7}{\eta_k} \right) M + \left(1 - \frac{1}{\eta_k} \right) 0,02m^{1.5}M + 0,7(\eta_k - 1) \left(\frac{1}{1 + 0,02m^2} \right).$$

В этой формуле M — параметр турбулентности для горизонтального русла, определяющийся по формуле (5-26) или графику на рис. 5-27, б; $\eta_k = t_k/t$ (t — глубина на рисберме); m — заложение откоса ковша. Для откоса с заложением $m=4$ параметр $M_{p,k}$ может быть найден по графику на рис. 5-43.

Для расчета крупности камня в ковше по актуальной скорости может быть использована формула

$$u^* = (1 + M_k) v_k. \quad (5-47)$$

С. С. Павловский предложил для расчета крупности камня в конце жесткого откоса ковша (рис. 5-44) формулу [190]

$$\frac{v}{Vgd} = a \frac{l_k}{t} + L - \Delta, \quad (5-48)$$

в которой v — средняя скорость на рисберме при глубине t ; t — глубина на рисберме; l_k — длина откоса ковша.

Значения коэффициентов a и Δ определяются в зависимости от параметров по табл. 5-8.

Величина L , учитывающая влияние относительной длины крепления горизонтального русла перед ковшом и удельную энергию в верхнем бьефе, определяется по формулам:

при длине крепления $l = (5 \div 10)t$

$$L = 0,14 \sqrt{\left(\frac{l}{t} + 5,4\right)^2 - 12,7 \left(\frac{T}{h_{kp}} - 3\right)^2} - 0,22; \quad (5-49)$$

при $l = (10 \div 15)t$

$$L = 0,1 \sqrt{\left(\frac{l}{t} + 11,5\right)^2 - 25,0 \left(\frac{T}{h_{kp}} - 3\right)^2} - 0,22. \quad (5-50)$$

По С. С. Павловскому степень затопления прыжка на размывающей способности потока не сказывается.

На рис. 5-45 показано изменение крупности камня в ковше в зависимости от длины крепления. Расчет произведен по Д. И. Кумину,

Таблица 5-8

Коэффициенты a и Δ формулы (5-48) для расчета крупности камня за откосом (длиной l_k) жесткого крепления ковша

Откос	$l_k \geq 1,5t$		$l_k < 1,5t$	
	a	Δ	a	Δ
1:3	0,38	0,36	0,15	0
1:4	0,23	0,20	0,10	0
1:5	0,27	0	0,27	0

С. С. Павловскому и И. И. Леви при $q = 70 \text{ м}^3/\text{сек}$, глубине на рисберме $t = 17 \text{ и } 20 \text{ м}$, $t/h''_c = 1,0 \text{ и } 1,17$, глубинах ковша 2,5, 6,5 и 14,2 м, чему при $t = 17 \text{ м}$ отвечают глубины в ковше $t_k = 19,5, 23,5 \text{ и } 37,2 \text{ м}$, а при $t = 20 \text{ м}$ $t_k = 22,5, 26,5 \text{ и } 34,2 \text{ м}$. Заложение откосов ковша $t = 4$. Наибольшая крупность камня в ковше получилась по С. С. Павловскому, наи-

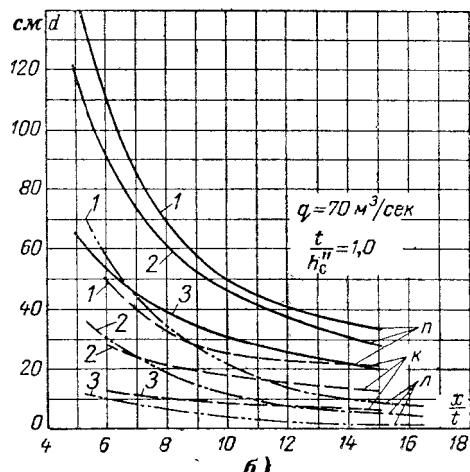
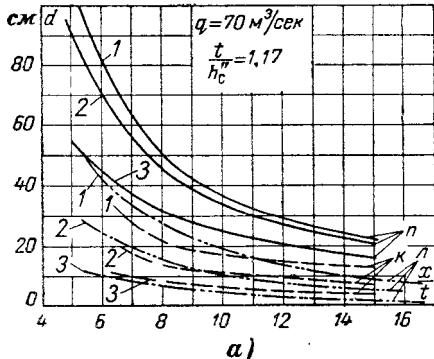


Рис. 5-45. Расчет крупности камня в ковше в зависимости от длины крепления.
К — по Д. И. Кумину; Л — И. И. Леви; П — С. С. Павловскому; а — при $t = 20 \text{ м}$; 1 — $t_k = 22,5 \text{ м}$; 2 — $t_k = 26,5 \text{ м}$; 3 — $t_k = 34,2 \text{ м}$; б — при $t = 17 \text{ м}$; 1 — $t_k = 19,5 \text{ м}$; 2 — $t_k = 23,5 \text{ м}$; 3 — $t_k = 37,2 \text{ м}$.

меньшая — по И. И. Леви. Отдать предпочтение какой-либо из формул для расчета крупности камня в ковше затруднительно. Отметим, что ВНИИГ (Ф. Г. Гунько) рекомендует рассчитывать крупность камня в ковше (и на рисберме) по Д. И. Кумину.

5-7. РАСЧЕТ ГЛУБИНЫ РАЗМЫВА ПРИ СОПРЯЖЕНИИ БЬЕФОВ СВОБОДНОЙ ИЛИ ПОДТОПЛЕННОЙ ОТБРОШЕННОЙ СТРУЕЙ

а) Размыв отброшенной струей несвязных грунтов

Расчету глубины размыва свободной отброшенной струей посвящено значительное число работ. Ниже рассмотрены в основном лишь последние работы, авторы которых учитывают наличие предыдущих решений и идут, как нам кажется, наиболее плодотворным путем.

М. А. Михалев [170], а затем Ц. Е. Мирцхулава [168, 169] подошли к определению глубины ямы размыва, рассматривая распространение в водяной подушке нижнего бьефа турбулентной струи. Такая же схема использовалась Г. М. Звягина, изучавшим сопряжение бьефов свободной падающей струей¹.

Ц. Е. Мирцхулава, связав скорость, толщину струи в сечении ее входа под уровень и угол входа струи со значением максимальных придонных скоростей восходящих струй в воронке размыва и с гидравлической крупностью грунта, получил формулу глубины в воронке размыва (рис. 5-46):

$$t_p = \left(\frac{3\eta u_{bx} h_{bx}}{w} - 7,5 h_{bx} \right) \frac{\sin \alpha_{bx}}{1 - 0,175 \operatorname{ctg} \alpha_{bx}} + 0,25 t_0. \quad (5-51)$$

Здесь u_{bx} — скорость струи при входе ее под уровень; h_{bx} — толщина струи в вертикальной плоскости при входе ее под уровень. По Ц. Е. Мирцхулаве $h_{bx} = 0,8q/u_{bx}$; η — коэффициент перехода от осредненных скоростей к актуальным, $\eta = 1,5 \div 2$; α_{bx} — угол наклона струи при встрече с водной поверхностью [формула (6-107)]; t_0 — глубина в нижнем бьефе; w — гидравлическая крупность,

$$w = \sqrt{\frac{2g(\gamma_{rp} - \gamma_0)d}{1,75\gamma_0}} \text{ или } w = 3,34 \sqrt{\left(\frac{\gamma_{rp}}{\gamma_0} - 1\right)d} [\text{м/сек}],$$

где d — вводимый в расчет диаметр крупных частиц, отвечающих фракциям, мельче которых в грунте содержится 90% материала; γ_{rp} — удельный (относительный) вес материала грунта; γ_0 — то же воды с учетом содержания воздуха в воде.

В натурных условиях и на крупных моделях вследствие распада струи ее толщина h_{bx} при входе под уровень становится величиной неопределенной, и поэтому в формуле (5-51) она условна. В связи с этим формулу (5-51) удобнее представить и использовать в следующем виде:

$$t_p = 2,4q \left(\frac{\eta}{w} - \frac{2,5}{u_{bx}} \right) \frac{\sin \alpha_{bx}}{1 - 0,175 \operatorname{ctg} \alpha_{bx}} + 0,25 t_0. \quad (5-51')$$

Ц. Е. Мирцхулава проверил свою формулу на обширном экспериментальном материале. В дальнейшем при использовании формулы принимается $\eta = 2$, удельный вес воды с учетом содержания воздуха в воде при аэрации и распаде струи $\gamma_0 = (1 - \bar{S})\gamma_{вод}$, где \bar{S} определяется по графикам на рис. 6-58 и 6-60.

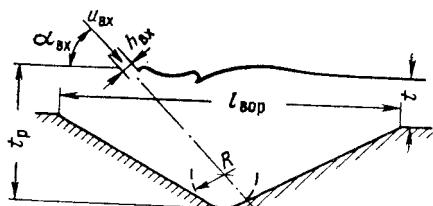


Рис. 5-46. К расчету глубины воронки размыва.

¹ Г. М. Звягин, Сопряжение бьефов свободно падающей струей, Изв. вузов, Строительство и архитектура, 1963, № 7.

Расчет глубины размыва несвязного грунта свободно отброшенной струей (данн)

Опытные данные А. Г. Соловьевой [255]

№ п/п.	Масштаб модели	$a, м$	$q, м^3/сек$	$d, м$	$t, м$	Ft	$h_1, м$
Бухтармин							
1	1:100	11	41,0	0,95	8,3	62,5	1,4
Краснояр							
2	1:100	19	58,0	1,5	16,3	77,8	1,7
3	1:130	19	62,5	1,23	16,0	81,2	2,21
4	1:170	19	59	1,35	15,5	79,0	2,12
5	1:300	19	58	1,14	15,5	93,3	1,92
6	1:300	19	58	2,40	15,5	93,3	1,92

a — высота уступа; t — глубина в отводящем русле; h_1 — глубина неаэрированной струи на сливной кромке (6-110); угла наклона струи — формула (6-107).

Формула для расчета глубины размыва отброшенной струей с учетом влияния аэрации и планового расширения струи (но без учета угла наклона струи при входе ее под уровень) дана Б. И. Студеничниковым [261]. Его формулу можно представить в следующем виде:

$$t_p = \left(1,5 + 0,1 \frac{nu_{bx}^2}{gh_{kp}} \right)^{1,25} \sqrt{\frac{\sigma q}{1,15 \sqrt{gVd}}}, \quad (5-52)$$

где σ и n — коэффициенты, учитывающие плановое расширение струи и ее аэрацию; h_{kp} — критическая глубина; d — средний диаметр грунта.

По данным автора формулы, она дает неплохое совпадение с экспериментальными значениями глубины t_p . Однако сопоставление значений t_p , найденных по формуле (5-52) (при $\sigma=1$, $n=1$), с опытными данными показывает, что формула (5-52) занижает глубину размыва (см. столбец 12 в табл. 5-9).

В табл. 5-9 сопоставлены расчетные значения t_p , найденные по формуле¹ Ц. Е. Мирцхулавы, с опытными значениями глубины в яме размыва [255] на модели в гравелистом грунте.

По расчетам А. Г. Соловьевой [255] несколько лучшее совпадение с опытными данными дали формулы Н. Т. Смолянинова [247], М. А. Михалева и А. Г. Соловьевой. Однако в расчете по Ц. Е. Мирцхулаве расходжение с опытными данными имеет место за счет переувеличения глубины размыва, что идет в запас расчета.

Разумеется, получить формулу, достаточно хорошо учитывающую множество факторов, влияющих на процесс размыва, весьма трудно. Преимущество формул М. А. Михалева и Ц. Е. Мирцхулавы, на наш взгляд, заключается в том, что они, во-первых, учитывают более полно факторы, влияющие на размыв, и, во-вторых, получены из логических построений. Формуле Ц. Е. Мирцхулавы отдается предпочтение перед формулой М. А. Михалева, как учитывающей расчетные положения последнего и некоторые дополнительные явления (процесс аэрации) и проверенной на обширном опытном материале.

При расчете в табл. 5-9 по Ц. Е. Мирцхулаве коэффициент η был принят равным двум вместо 1,5, рекомендуемых автором для модель-

¹ Расчет выполнен Э. И. Перцовой.

Таблица 5-9

ые по модели приведены к натуре)

$t_{\text{р.оп.}}, \text{м}$	$\alpha_{\text{вх}}, \text{град}$	$t_{\text{р}}, \text{м}$	Расчет				
			Модель, формула (5-51')	Модель, формула (5-52') при $n=1$, $\tau=1, \text{м}$	Натура, формула (5-51')	$\frac{L}{h_1}$	\bar{S} (рис. 6-60)
ская ГЭС							
25,6	34°18'	31,7	23,1	30,8	45,6	0,7	12,5
ская ГЭС							
33,9	37°20'	37,8	27,0	33,8	44,4	0,65	16,9
36,1	38°50'	45,6	29,3	34,2	22,6	0,64	20,1
41,0	39°10'	41,8	28,0	34,0	23,3	0,7	16,6
40,4	38°30'	45,0	30,8	36,1	27,0	0,7	18,6
33,0	38°30'	29,6	26,2	36,1	27,0	0,7	12,8

ке носка; $t_{\text{р.оп.}}$ — глубина в яме размыва по опыту. Расчет скорости при входе струи под уровень — форма-

ных данных, что несколько завысило расчетные значения $t_{\text{р}}$. Не учтено влияние аэрации струи на модели, что также завышает расчетные глубины размыва.

Условия размыва в натуре при сбросе струи с уступа высоких плотин и водосбросов отличаются от наблюдающихся на моделях и на небольших консольных перепадах. Однако накапливание данных о влиянии на размыв распада и аэрации струи приближает нас к достаточно достоверным результатам расчета для натурь. В настоящее время учет влияния распада и аэрации струи на глубину размыва должен производиться с некоторой осторожностью во избежание преуменьшения глубины размыва. Поэтому оценивая насыщение струи воздухом по данным, полученным в лабораторных условиях (например, по графикам на рис. 6-60), мы заведомо уменьшаем аэрацию отброшенной струи, что, надо полагать, идет в запас расчета.

В табл. 5-9 приведены расчетные значения глубины в яме размыва, ожидаемые в натуре при учете влияния аэрации и распада струи. Как видим, в натуре глубина в яме размыва за счет аэрации должна получаться меньше, чем по результатам пересчета экспериментальных данных в натуре без учета аэрации. Однако надежный способ расчета глубины размыва будет получен лишь после дальнейшего изучения этого вопроса с постановкой исследований в условиях, натурных или приближающихся к натурным.

При известной из расчета глубине размыва далее требуется определить размеры ямы размыва; формула для расчета длины $l_{\text{в}}$ воронки размыва предложена А. Г. Соловьевой (при $\alpha_{\text{н}}=30 \div 35^\circ$):

$$l_{\text{вср}} = \left(4,5 + 0,3 \sqrt{\frac{zt}{q r d}} \right) (t_{\text{р}} - t)^*, \quad (5-53)$$

где $(t_{\text{р}} - t)$ — глубина воронки, z — разность уровней бьефов.

По А. Г. Соловьевой вершина воронки размыва лежит в точке пересечения осевой струйки с линией дна до начала размыва.

* Обращаем внимание, что глубина в отводящем русле t не может быть меньше глубины t_0 , отвечающей средней неразмывающей скорости $t \geq t_0$.

М. А. Михалев предлагает для построения профиля воронки прием, приведенный на рис. 5-46. На прямолинейной оси струи, ниже уровня свободной поверхности воды [см. § 6-13, формулы (6-106) и (6-107)], радиусом

$$R = 0,125 t_p \operatorname{ctg} \alpha_{\text{вх}} \quad (5-54)$$

проводится дуга окружности, касательная к горизонтали, проходящей через точку максимальной глубины размыва. Касательные к этой дуге слева и справа, проведенные под углом естественного откоса, определяют контур воронки. Таким образом по М. А. Михалеву точка максимальной глубины размыва практически лежит на траектории осевой струйки, что имеет место также по данным Т. Х. Ахмедова [29].

При расчете глубины размыва подтопленной отброшенной струей, что может иметь место при поверхностно-донных режимах, определение параметров струи следует производить в соответствии с рис. 6-48 и формулами § 6-9 (угол входа струи под уровень, дальность отлета и пр.).

б) Размыв скальных грунтов

Расчет глубины размыва в скальных грунтах встречает затруднения в связи с недостаточной изученностью устойчивости скальных пород при размыве. Последние работы в данной области выполнены во ВНИИГ [69] Г. А. Юдицким и Г. Л. Рубинштейном, а также Ц. Е. Мирцхулавой. Для использования метода расчета ВНИИГ требуется помимо размеров отдельностей скалы в русле знать угол залегания отдельностей (угол между вертикалью и возможным направлением выхода отдельности из гнезда). При расчете по Ц. Е. Мирцхулаве необходимо знать: размеры отдельности, коэффициент, характеризующий условия работы отдельности на растяжение и изгиб, усталостную прочность связей между отдельностями, коэффициент перегрузки (равный отношению актуальных максимальных скоростей близ дна к осредненным скоростям в той же точке); угол наклона напластования отдельностей. Все эти данные на предварительных стадиях проектирования обычно отсутствуют, что делает невозможным применение указанных способов расчета или заставляет исходить из наиболее неблагоприятных возможных условий.

В работе ВНИИГ [69] процесс размыва струей скального основания представляется как последовательное расшатывание отдельностей, расширения трещин, вырывания отдельностей пульсирующими нагрузками из своих гнезд и выбрасывание их из ямы размыва. Иначе процесс размыва представляет Т. Х. Ахмедов [29], который считает, что выброс отдельностей происходит лишь до определенного момента (при глубине ямы размыва, меньшей 0,5 от ее окончательной глубины), после чего размыв происходит за счет абразивного процесса. Данные приводимых им натурных наблюдений показывают, что на дне ямы размыва скапливаются окатанные обломки скалы, а за ямой размыва откладываются окатанные отдельности размером не менее 5—10 см. Таким образом, получается, что глубина ямы размыва определяется не выносом отдельностей в первый период размыва, а истиранием отдельностей дна и стенок с выбросом из ямы на заключительной стадии размыва уже окатанного материала.

Г. Л. Рубинштейн [216] и Ц. Е. Мирцхулава также не исключают влияния абразивного разрушения на размыв скалы.

Процесс образования ямы размыва за счет выброса из нее окатанного материала близок к имеющему место при воспроизведении на мо-

дели скалы гравием. Если при расчете глубины размыва скального русла исходить из подобной схемы, что, правда, встречает возражения ряда авторов [28], то остается неясным вопрос о размерах окатанных отдельностей, выбрасываемых из ямы. Во всяком случае, при заданных размерах отдельностей, приняв их окатанными и ведя расчет глубины в яме размыва по формуле (5-51'), как в грунте несвязном, мы должны, очевидно, получать глубины большие, чем при наличии связей между отдельностями. Но и методы расчета, учитывающие связи между отдельностями скального грунта и другие его особенности, пока не всегда дают глубины размыва большие, чем расчет скалы как несвязного материала. Например, при $z=45\text{ м}$, $q=40,7\text{ м}^3/\text{сек}$, $h_{kp}=5,5\text{ м}$ из расчета по [69] следует, что при размерах отдельностей $4,2 \times 4,2 \times 4,2\text{ м}$ и напластовании их под углом 0° глубина в яме размыва достигает 21 м , в то время как из лабораторных данных размывов окатанного материала, отвечающего в натуре $d=4,2\text{ м}$ дает глубину размыва лишь 19 м [255]; примерно такая же глубина размыва или меньшая получается из расчета по формулам для несвязного материала.

То, что расчет размыва скальных грунтов может производиться по формулам, полученным для несвязных грунтов, частично подтверждается сопоставлением результатов расчета по формуле (5-51) с натурными опытными данными, полученными на Кондопожской ГЭС, где $z=11,4\text{ м}$, $q=14\text{ м}^3/\text{сек}$, угол входа струи под уровень $\alpha_{bx} \approx 30^\circ$, диаметр отдельностей скалы d от $0,15$ до $0,5\text{ м}$. Приняв $d=0,4\text{ м}$, Ц. Е. Мирцхулава [169] получил расчетом глубину в яме размыва $6,88\text{ м}$, а в натуре она равна $6,3\text{ м}$ *. На втором объекте при $z=16\text{ м}$, $q=50\text{ м}^3/\text{сек}$, угол наклона носка $\alpha_0=20^\circ$ и при размерах отдельностей $2 \times 2 \times 2\text{ м}$ по расчету получено $t_p=17\text{ м}$, а в натуре $t_p=16,3\text{ м}$. При правильном выборе размеров отдельностей расчет по формулам (5-51), (5-51') не может преуменьшить глубины ямы размыва по сравнению с действительностью, что идет в запас расчета.

Нельзя не отметить, что, применяя для расчета глубины размыва скального грунта формулы, полученные для несвязного грунта, мы игнорируем фактор времени: для достижения конечной глубины размыва скального грунта требуется при одинаковой крупности отдельностей скалы и материала несвязного грунта значительно больше времени, чем несвязного грунта. Вынесенные из ямы размыва отдельности откладываются ниже ямы размыва, образуя бар [69, 256, 312], который может создать подпор, что повысит уровень воды на участке выше бара и уменьшит глубину ямы размыва. Условия образования бара пока изучены недостаточно, поэтому, как указывает Г. А. Юдицкий, расчет глубины размыва следует вести в предположении отсутствия бара за ямой размыва.

Длину воронки размыва Г. А. Юдицкий рекомендует определять по формуле¹

$$l_{\text{вор}} = 4,5t_{\text{я}} + 2h_{kp}, \quad (5-55)$$

где $t_{\text{я}}$ — глубина ямы, h_{kp} — критическая глубина. Верховой откос ямы имеет уклон $1:3$, низовой — $1:1,5$.

* Б. И. Студеничников указывает [261], что средний диаметр отдельностей разрушенной скалы в яме размыва составлял $0,15$ — $0,2\text{ м}$ и до $0,5\text{ м}$. При $d=0,2\text{ м}$ он получил по формуле (5-52) $t_p=6,4\text{ м}$, приняв $\sigma=0,8$ $n=0,48$ и коэффициент скорости водослива $q=0,88$. По Ц. Е. Мирцхулаве в расчет вводится диаметр материала, больший среднего ($d_{\text{ср}}$).

¹ Г. А. Юдицкий, Моделирование размыва скальных пород за водосливными плотинами с носком-трамплином, Тематическое совещание по гидравлике высоконапорных водосбросных сооружений, Тезисы докладов, изд-во «Энергия», 1968.

Т. А. Ахмедов [28] приводит примеры, когда верховой откос воронки размыва имеет значительно большую крутизну, хотя при размыве скалы за одной из плотин в Узбекистане низовой откос имел уклон, примерно соответствующий углу встречи струи с водной поверхностью, что отвечает также лабораторным данным Г. Л. Рубинштейна.

5-8. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ РАСХОДОВ МЕЖДУ ОТВОДЯЩИМИ РУСЛАМИ ЗДАНИЯ ГЭС И ПЛОТИНЫ

На рис. 5-47 изображены графики $N=f(H)$ и $Q=f(H)$ при НПУ. При $H > H_{расч}$ мощность турбины ограничивается установленной мощностью генератора. Турбина работает при частично закрытом направляющем аппарате.

При $H < H_{расч}$ (напор турбины упал в результате повышения уровня нижнего бьефа в паводок) пропускная способность и мощность турбины снижаются. Возникает потребность восстановления мощности, что определяет начало пропуска расхода через водосбросы здания ГЭС из энергетических соображений.

Пропуск паводковых расходов через гидроузел обычно начинается при уровнях нижнего бьефа, меньших тех, которые отвечают расчетному напору турбины. Вопрос о том, следует ли начинать сброс паводка через здание ГЭС или через плотину, должен

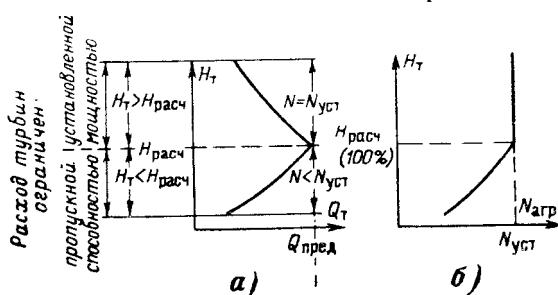


Рис. 5-47. Графики изменения расхода турбины (а) и мощности агрегата (б) в зависимости от напора турбины.

решаться путем соответствующих гидравлических расчетов. Возможны следующие схемы включения в работу водообъемного фронта гидроузла: 1) сначала открываются пролеты плотины, а затем водосбросы ГЭС (рис. 5-48,а); 2) первыми включаются водосбросы ГЭС, а затем плотина (рис. 5-48,б).

Последовательность пропуска паводка по схеме 1 может оказаться рациональной в тех случаях, когда стремятся облегчить гидравлические условия на водобое и рисберме за зданием ГЭС. Водосбросы ГЭС вступают в работу в некоторый момент A уже при повышенных уровнях нижнего бьефа, что создает благоприятные условия гашения энергии водобросного потока. Далее увеличение сбросного расхода осуществляется постепенным открытием водобросных отверстий. После поднятия затворов водобросов здания ГЭС на полную высоту переходят к дальнейшему увеличению расхода через плотину. С момента B пропускная способность напорных водобросов или водосливов здания ГЭС снижается, так как происходит затопление водобросных отверстий или подтопление водосливов.

Пропуск расхода по схеме 2 облегчает условия на водобое и рисберме плотины, поскольку в этом случае плотина вступает в работу при повышенных уровнях нижнего бьефа. При такой схеме пропуска расхода возможно пойменное расположение плотины с повышенными отметками водобоя и рисбермы. Подобное решение обычно возможно в тех случаях, когда не предусматривается пропуск строительных расходов через плотину. Падение пропускной способности водобросов зданий ГЭС происходит с момента B .

При отсутствии в составе сооружений гидроузла отдельной водобросной плотины (например, на Камской водосливной ГЭС) единствен-

но возможной схемой пропуска паводковых расходов может быть приведенная на рис. 5-48,а.

На всех отечественных совмещенных ГЭС, имеющих в составе гидроузла водосбросную плотину (Волжские ГЭС, Новосибирская, Кааховская, Уч-Курганская, Дубоссарская гидроэлектростанции), предусмотрен пропуск паводка по схеме 5-48,а, т. е. плотина вступает в работу раньше водосбросов здания ГЭС [график пропуска паводка на Волжской ГЭС имени В. И. Ленина (рис. 5-25)]. Такое решение принято в целях облегчения гидравлических условий в отводящем русле. Однако почти на всех этих ГЭС режим включения водосбросов в работу нарушался в строительный период, что привело к повреждению отводящего русла. Так, на Волжской ГЭС имени В. И. Ленина состояние строительных работ заставило пропуск паводка 1957 г. сосредоточить в правой части здания ГЭС. Глубина в отводящем русле при этом была на 2 м ниже допускаемого по расчету, что привело к размыву дна на 17—19 м ниже ковша. По этим же причинам на Кааховской ГЭС размыв за рисбермой отводящего русла достиг глубины 9 м. На Уч-Курганской и Дубоссарской ГЭС из-за нарушения установленного порядка пропуска паводка произошел размыв и обрушение левого берега отводящего русла. Кроме того, на Дубоссарской ГЭС обнаружен подмыв на глубину 2,5 м гибкой части рисбермы. Незначительный размыв грунта под бетонными плитами крепления откосов отводящего русла имел место на Новосибирской ГЭС.

Как видно, наличие в составе гидроузла водосливной плотины не гарантирует облегчения гидравлических условий пропуска через здание ГЭС паводка в период строительства. По-видимому, следует предусматривать возможность работы части водосбросов здания ГЭС при малых наполнениях отводящего русла, что должно обеспечить безаварийную работу сооружения в строительный период, дать большую свободу маневрирования затворами и облегчить гидравлические условия в нижнем бьефе водосливной плотины.

Казалось бы, что так как при отсутствии водосбросной плотины предусматривается пропуск через отводящее русло здания ГЭС и строительного и максимального расчетного паводка, оно, будучи рассчитано исходя из этих условий, должно быть надежно для всех возможных режимов. В действительности же и на ГЭС без водосливной плотины могут образоваться режимы, не предусмотренные проектными проработками, ведущие к тяжелым повреждениям отводящего русла, как это имело место на Иркутской и Саратовской ГЭС. Несоблюдение на Иркутской ГЭС установленного режима включения водосбросов при пропуске строительных расходов привело к разрушению ряжевой рисбермы, стоимость работ по восстановлению которой превысила ее пер-

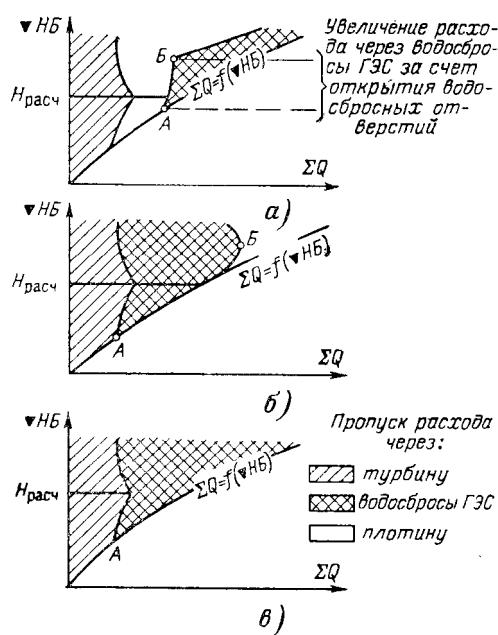


Рис. 5-48. Возможные схемы пропуска паводка через гидроузел.

а — плотина — водосбросы здания ГЭС; б — водосбросы здания ГЭС — плотина; в — совмещенная ГЭС без водосбросной плотины.

воначальную стоимость. На Саратовской ГЭС в первый период эксплуатации вследствие пропуска расхода через полностью открытые водосбросы повреждено концевое крепление.

Как уже отмечалось выше, наиболее тяжелые гидравлические условия в отводящем русле создаются не при максимальных, а при некоторых меньших уровнях воды в русле. На совмещенных ГЭС наиболее тяжелый режим может создаться при открытии, полном или частичном, первого затвора водосбросов (возможность появления донного отогнанного прыжка, сбоянности, увеличение удельного расхода, высокие скорости на рисберме и за рисбермой, проникновение сбросной струи до дна отводящего русла и пр.), что требует обязательного проведения расчета режимов нижнего бьефа, создающихся при работе водосбросов (рис. 5-25).

Отметим, что на несовмещенных ГЭС максимальные скорости в отводящем русле обычно следует ожидать при расчетных расходе и напоре турбин.

Глава шестая

РЕЖИМЫ НИЖНЕГО БЬЕФА ЗДАНИЙ ГЭС

Оценка режима нижнего бьефа необходима для расчета отводящего крепления русла, назначения размеров других его элементов, а также для расчета напора турбин и водосбросов, эффекта эжекции и пр. При этом задача может свестись либо к установлению режима при заданных гидравлических и геометрических характеристиках здания ГЭС, либо к определению гидравлических и геометрических величин, обеспечивающих заданный режим.

6-1. РЕЖИМЫ НИЖНЕГО БЬЕФА НЕСОВМЕЩЕННОГО ЗДАНИЯ ГЭС

В отводящее русло несовмещенного здания ГЭС поступает из отсасывающей трубы спокойный поток (число Фруда, вычисленное по скорости в выходном отверстии отсасывающей трубы и по высоте отверстия, близко к 0,1 или меньше этой величины).

Если дно отводящего русла горизонтально, то каких-либо особых явлений в нижнем бьефе здания ГЭС не наблюдается; непосредственно за отсасывающей трубой образуется поверхностный валец, уровень воды в створе отверстия отсасывающей трубы при надлежащем выбранном высотном положении водобоя устанавливается ниже, чем в удалении от здания ГЭС. Такая же картина наблюдается и при наличии на водобое наклонного участка и при достаточно большой глубине t в отводящем русле (рис. 6-1, а).

Если глубина в отводящем русле за наклонным участком близка к критической, то в нижнем бьефе образуется волнобразное течение с установленными волнами (рис. 6-1, б). Понижение уровня свободной поверхности на участках впадин следует учитывать при определении нагрузок на струенаправляющие и раздельную стенки отводящего русла. Определить, будет ли образовываться волнобразное течение и каковы параметры волн, можно приближенно расчетом, рассматривая наклонный и горизонтальный участки как водослив с широким порогом с наклонной входной гранью.

По В. В. Смыслову [249] волнобразное течение на водосливе с широким порогом образуется при числах Фруда $Fr = q^2/gh_B^3$, заключенных в пределах 0,8—0,1, где h_B — глубина воды в точке перегиба свободной поверхности, расположенной за первой впадиной. При решении вопроса, будет ли образовываться волнобразная свободная поверхность, можно принять $h_B = t$. При $Fr < 0,1$ амплитуда волн становятся меньше 10% глубины t , так что практически волна незаметна.

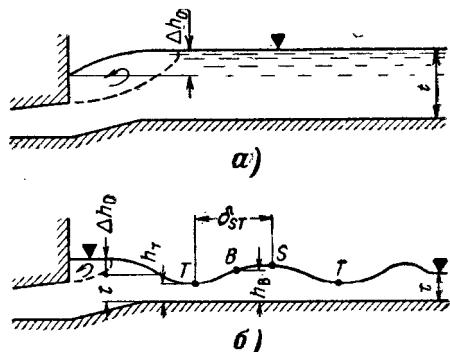


Рис. 6-1. Режимы нижнего бьефа несовмещенных зданий ГЭС.

а — русло с наклонным участком при значительных глубинах; б — русло при незначительных глубинах (волнобразное течение).

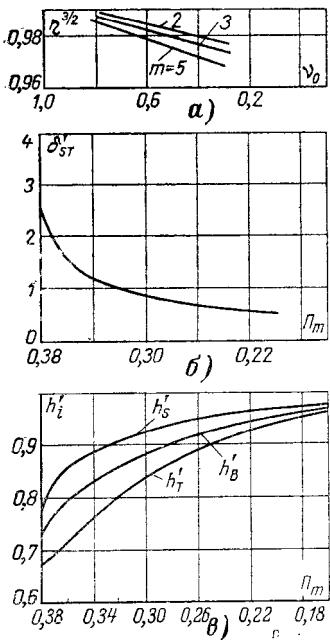


Рис. 6-2. Графики для расчета волнистой свободной поверхности в отводящем русле.

a — коэффициент $t^{3/2}$ для определения $\mathcal{E} = \eta H_0$; *б* — график для определения относительной длины $\delta_{ST} = \delta_{ST}/\mathcal{E}$ и глубины волны; *в* — график для определения относительной глубины волны $h'_i = h/\mathcal{E}$.

ного отверстия отсасывающей трубы.

Длина полуволны по данным [249] при $Fr = 0,6 - 0,3$ изменяется в пределах от двух до одного напора на водосливе с широким порогом, т. е. в нашем случае $\delta_{ST} = (1 \div 2)(t + \Delta h_0)$.

Расчетом определяются параметры первой волны. Далее волны за счет трения постепенно затухают на длине участка рассеивания энергии.

Для устранения волны или снижения величины амплитуды угол, образующийся при переходе от наклонного участка к горизонтальному, рекомендуется скруглять.

Пример. Расчет волнистой свободной поверхности в отводящем русле несовмещенного здания ГЭС. На рис. 6-3 изображена волнистая свободная поверхность в отводящем русле Рижской ГЭС при $m=2$, полученная при исследовании модели турбинного блока в МИСИ, выполненного в масштабе 1 : 37,2. Расход турбины $510 \text{ м}^3/\text{сек}$, глубина в отводящем русле в удалении от наклонного участка $t = 4,26 \text{ м}$, подпор $\Delta h_0 = 0,94 \text{ м}$. При ширине турбинного блока $B = 25,0 \text{ м}$ удельный расход $q = 20,4 \text{ м}^2/\text{сек}$.

1) Установим, будет ли образовываться волнобразное течение:

$$Fr = \frac{q^2}{gt^3} = \frac{20,4^2}{9,81 \cdot 4,26^3} = 0,55;$$

$0,1 < Fr < 0,8$, следовательно, свободная поверхность будет волнистой.

Расчет параметров волнобразной свободной поверхности можно производить по графикам на рис. 6-2. По оси абсцисс на графике рис. 6-2, *а* отложен коэффициент v_0 , характеризующий стеснение потока при входе на горизонтальный участок, на графиках рис. 6-2, *б* и *в* — параметр

$$\Pi_m = \frac{q}{V^2 g \mathcal{E}^{3/2}}, \quad (6-1)$$

где $\mathcal{E} = h + \frac{v_0^2}{2g} = \eta H_0$ — удельная энергия на горизонтальном участке.

Значение η определяется по графику на рис. 6-2, *а* в функции от $v_0 = \frac{1}{1 + \frac{d}{t + \Delta h_0}}$

и заложения m наклонного участка.

По графику на рис. 6-2, *б* определяется относительная длина полуволны (расстояние δ_{ST} между точками S и T); остальные обозначения на рис. 6-2 ясны из рис. 6-1. Амплитуда волны выражается разностью $h'_s - h'_t$. Величины со значком штрих отнесены к энергии \mathcal{E} . При вычислении полного напора H_0 требуется знать скоростной напор $v_0^2/2g$. В нашем случае скорость подхода к горизонтальному участку русла следует вычислять по площади транзитной струи потока, поступающего из отсасывающей трубы; $v_0 = Q/h_t B$, где h_t — высота выходящей трубы; B — ширина турбинного блока.

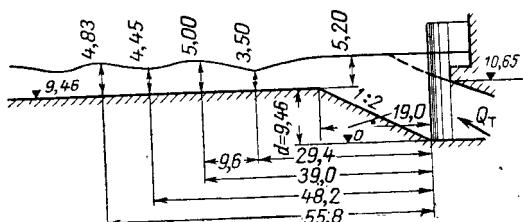


Рис. 6-3. Волнистая свободная поверхность в отводящем русле модели Рижской ГЭС.

2) Удельная энергия для вычисления Π_m . Скорость подхода

$$v = \frac{Q}{h_t B} = \frac{510}{10,65 \cdot 25,0} = 1,91 \text{ м/сек},$$

$$H_0 = t + \Delta h_0 + \frac{v_0^2}{2g} = 4,26 + 0,94 + \frac{1,91^2}{19,62} = 5,39 \text{ м.}$$

$$\text{При } v_0 = \frac{1}{1 + \frac{d}{t + \Delta h_0}} = \frac{1}{1 + \frac{9,46}{4,26 + 0,94}} = 0,354$$

и $m = 2$ по графику на рис. 6-2, а определяем $\eta^{3/2} = 0,979$, $\eta = 0,996$. Следовательно, $\mathcal{E} = \eta H_0 = 0,996 \cdot 5,39 = 5,36 \text{ м.}$

3) Глубина потока в характерных точках свободной поверхности. По формуле (6-1)

$$\Pi_m = \frac{q}{V \sqrt{2g} \mathcal{E}^{3/2}} = \frac{20,4}{4,43 \cdot 5,36^{3/2}} = 0,37.$$

По графикам на рис. 6-2, б, в определяем: $h'_T = 0,69$; $h'_B = 0,77$; $h'_S = 0,825$; $\delta'_{ST} = 1,8$. Умножая эти относительные параметры на $\mathcal{E} = 5,36 \text{ м}$, получаем:

$$h_T = 3,70 \text{ м}; \quad h_B = 1,13 \text{ м}; \quad h_S = 4,43 \text{ м}; \quad \delta_{ST} = 9,65 \text{ м.}$$

Из опытов имеем соответственно $h_T = 3,35 \text{ м}$, $h_S = 5,00 \text{ м}$, $\delta_{ST} = 9,6 \text{ м}$.

6-2. РЕЖИМЫ НИЖНЕГО БЬЕФА СОВМЕЩЕННОГО ЗДАНИЯ ГЭС

При пропуске сбросного расхода через отсасывающую трубу в нижний бьеф, поступает, как и в случае несовмещенного здания ГЭС, спокойный поток. (Число Фруда обычно не превышает 0,3).

При пропуске через совмещенное здание ГЭС воды помимо отсасывающих труб поступление в нижний бьеф бурного потока приводит к образованию режимов, рассматриваемых ниже.

Водосбросы здания ГЭС совмещенного типа, расположенные над отсасывающей трубой (рис. 1-4, схемы 2-7), сопрягаются с дном нижнего бьефа уступом, а расположенные между турбинными блоками — уступом или плавной кривой.

В зависимости от высоты уступа и соответствующих расходе и глубине нижнего бьефа может образоваться любой из существующих режимов нижнего бьефа. При отсутствии уступа может устанавливаться лишь режим с отогнанным или затопленным донным прыжком. Поэтому водосброс без уступа можно рассматривать как частный случай водосброса с уступом.

Особенностью сопряжения бьефов за совмещенными зданиями ГЭС является поступление в нижний бьеф кроме сбросного расхода также турбинного расхода, причем поток в нижний бьеф может поступать в один, два или три яруса.

Рассматриваем далее режимы нижнего бьефа за совмещенной ГЭС со сбросом воды над отсасывающими трубами с уступом ограниченной высоты. Проследим смену режимов [238] по мере *повышения* уровня свободной поверхности в отводящем русле, начиная от отогнанного прыжка (рис. 6-4, а). Донный режим с отогнанным прыжком¹ сменяется донным режимом с затопленным прыж-

¹ Неудачные термины: «затопленный режим», «незатопленный режим». Следует говорить «затопленная струя», «затопленный или незатопленный прыжок», так как затапливается струя (прыжок), а не режим.

ком (б). Сопряжение бьефов при этом может происходить (при достаточной высоте уступа) свободной отброшенной струей. Далее следуют поверхностный режим с незатопленной струей (в) (с отогнанным поверхностным прыжком), поверхностный режим с затопленной струей (г), поверхностно-донные режимы с незатопленной (д) или затопленной (е) струей, восстановленные донный (ж) или поверхностный режимы (з).

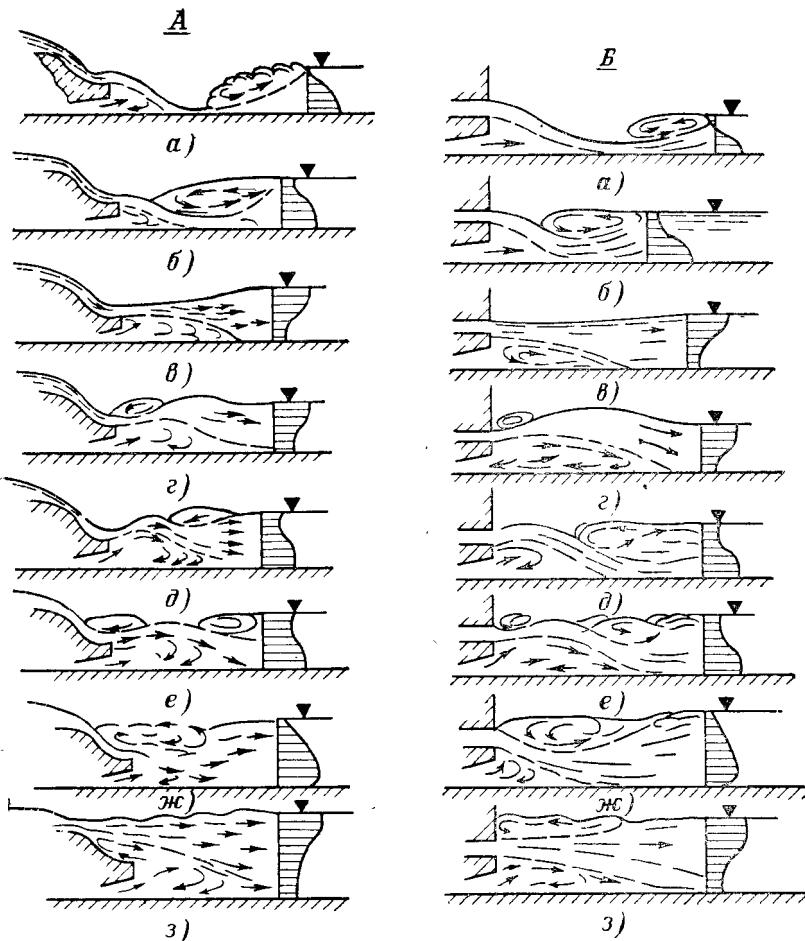


Рис. 6-4. Режимы нижнего бьефа совмещенной ГЭС (или плотины с уступом).

Смена режимов от а к з происходит при повышении уровня воды в нижнем бьефе: А — при водосливе; Б — при напорном водосбросе.

Иной может быть последовательность смены режимов при понижении уровня свободной поверхности нижнего бьефа. Указанная последовательность может также не соблюдаться в пространственных условиях. Последовательность смены критических режимов иллюстрируется рис. 6-5.

При уступе соответствующей высоты или при наличии носка с обратным уклоном может образоваться режим свободной отброшенной струи. В зависимости от высоты уступа, с которого сбрасывается струя, ее наклона и скорости в створе сливной кромки меняется угол встречи струи со свободной поверхностью нижнего бьефа, что определяет донный или поверхностный режим при сопряжении бьефов отброшенной струей.

Смена режимов происходит через так называемые критические режимы. Важнейшие критические режимы приводятся ниже:

а) Режим затопления отогнанного прыжка, при котором глубина нижнего бьефа за сжатым сечением на водобое равна со-пряженной глубине.

б) Первый критический режим (I), разграничивает донный затопленный и поверхностный незатопленный прыжки.

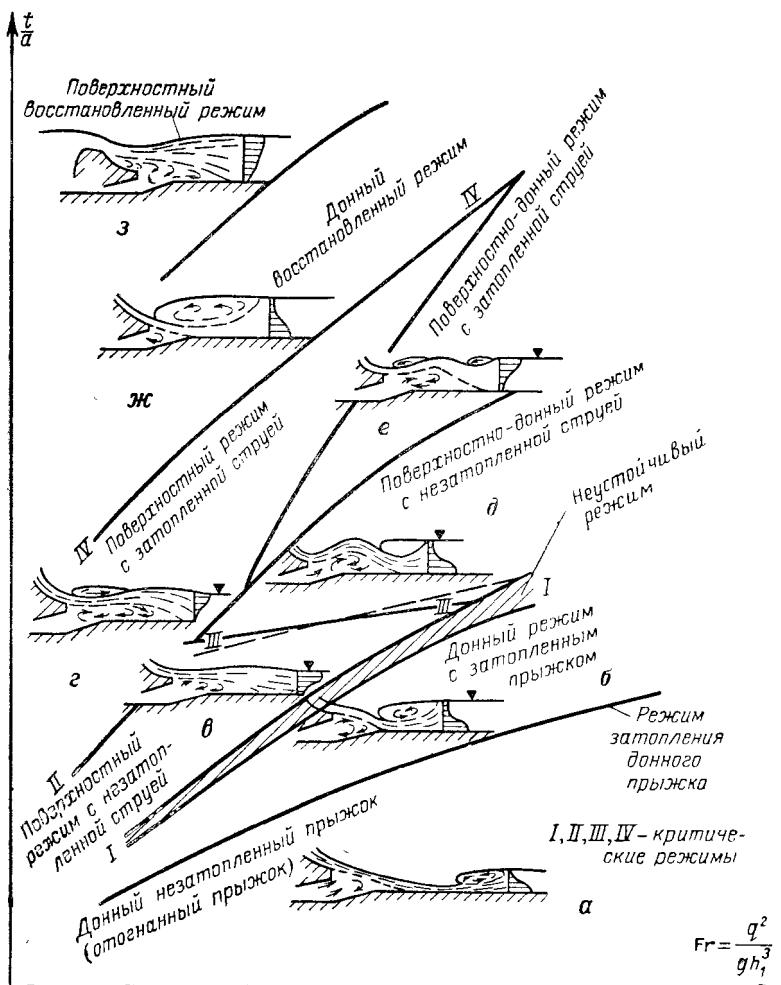


Рис. 6-5. Характер изменения режимов нижнего бьефа в зависимости от отношения глубины в отводящем русле к высоте уступа и числа Фруда, вычисленного по глубине на сливной кромке якоря [638].

Различают верхнюю и нижнюю границы критических режимов, отвечающие смене (рис. 6-5) режимов при понижении или повышении уровня нижнего бьефа. В пределах этих границ может быть любой из критических режимов или устанавливается неустойчивый режим, при котором наблюдается непрерывная смена режимов. Практически особенно заметное различие между глубинами нижнего бьефа, отвечающими верхней и нижней границам, имеется при первом критическом режиме. Нижняя граница первого критического режима отвечает уровню, при котором начинается процесс смены донного прыжка поверхностным, верхняя граница — процесс смены поверхностного прыжка донным.

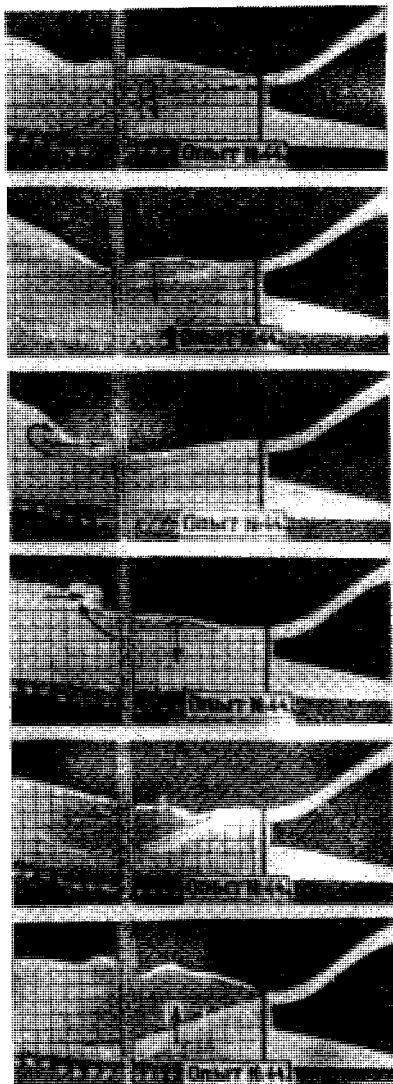


Рис. 6-6. Периодическая смена донного и поверхностного режимов при первом критическом режиме (модель Камской водосливной ГЭС, опыты автора, МЭИ, 1949 г.). Период смены режимов в ватюре 60—70 сек.

Расчету поверхностных режимов посвящены работы более чем тридцати авторов (табл. 6-1), в том числе лишь нескольких зарубежных.

Способы расчета критических режимов могут быть разделены на:
1) теоретические с использованием экспериментов лишь для создания

Первый критический режим является неустойчивым режимом; неустойчивость выражается периодической сменой поверхностного и донного режимов (рис. 6-6).

в) Второй критический режим (*II*); разграничивает поверхностные режимы с незатопленной и с затопленной струей. Режим определяется практически однозначно. При истечении из напорных водосбросов с водосбросными отверстиями, расположенными на уступе, второй критический режим практически отвечает моменту затопления водосбросных отверстий (их верхней кромки).

г) Третий критический режим (*III*); разграничивает поверхностно-донные режимы с незатопленной и затопленной струей. Нижняя и верхняя границы режима обычно совпадают.

д) Четвертый критический режим (*IV*)¹; образуется при уровне и глубине нижнего бьефа, при которых появляется или исчезает донный восстановленный режим, характерной особенностью которого является затопление донной водосбросной струи на всей ее длине (и на уступе).

Характер режимов сопряжения бьефов при пропуске воды через водосбросы совмещенной ГЭС при работающих и не работающих турбинах отличается не существенно. Влияние расхода турбин оказывается на изменении глубин нижнего бьефа, отвечающих критическим режимам. С уменьшением дополнительного расхода его влияние на характеристики, соответствующие критическим режимам, уменьшается. При дополнительном расходе, приближающемся к нулю, от более сложной и общей задачи сопряжения бьефов за совмещенными ГЭС переходим к частному случаю — сопряжению бьефов за водосливными плотинами и другими водосбросными сооружениями с уступом.

¹ П. М. Слисским четвертым критическим режимом назван режим возникновения или исчезновения восстановленного донного прыжка; М. Д. Чертоусовым четвертым критическим режимом назван режим перехода поверхностно-донного режима в восстановленный поверхностный. В работе П. М. Слисского [238] нет упоминания про режим восстановленный поверхностный, а в работе М. Д. Чертоусова [297] — про восстановленный донный режим.

расчетной модели; 2) полуэмпирические с использованием экспериментальных коэффициентов; 3) эмпирические в виде эмпирических графиков или соответствующих им формул.

К работам, в которых расчетные зависимости получены без использования экспериментальных коэффициентов, относятся работы А. А. Сабанеева, И. И. Леви, В. В. Смыслова, Б. Ф. Левицкого, Н. Н. Беляшевского, П. М. Слисского, С. М. Слисского. Имеется также работа Эйнвахтера [320]¹ (первый критический режим), не доведенная до стадии практического использования (число неизвестных превышает число уравнений). Вывод расчетных формул, предлагаемых нами для первого, второго и третьего критических режимов, приведен в настоящей работе.

Остальными авторами, из числа перечисленных в табл. 6-1, предложены полуэмпирические или эмпирические способы расчета критических режимов, упрощены формулы, улучшена техника и методика расчетов, некоторые из них поверхностные режимы рассматривают без изучения критических режимов.

Вопросами сопряжения бьефов за сооружениями с уступом при поступлении под струю из отверстия в уступе дополнительного расхода (двухъярусные водосбросы или совмещенные ГЭС) занимались непосредственно или косвенно И. И. Вейц [64], С. А. Егоров [96], Д. И. Кумин [133], Х. Ш. Мустафин [175], И. И. Леви [147], С. М. Слисский [242], П. Е. Ткаченко², Л. В. Мошков [174], Ван Жуй-пен (МЭИ), Лю Да-мин [158], Г. П. Скребков [231, 232], П. К. Цветков и Н. В. Малюк [288], Н. В. Шрагин [304] и др. Способы расчета поверхностных критических режимов предлагают лишь некоторые из этих авторов; большинство из них критических режимов вообще не рассматривали. Некоторые же уделяют внимание лишь донным режимам или другим вопросам сопряжения бьефов при сбросе воды через двухъярусный водосброс.

Наиболее полные обзоры работ по сопряжению бьефов поверхностными режимами дает М. Ф. Складнев [227] и затем С. М. Слисский [242]. Остановимся здесь лишь на некоторых работах, посвященных получению теоретических зависимостей, которые в конечном счете позволяют учесть при расчете поверхностных режимов поступление в нижний бьеф дополнительного расхода (из отверстия отсасывающей трубы).

Не исключая возможности расчета критических режимов по наиболее проверенным полуэмпирическим и эмпирическим зависимостям и графикам, следует, разумеется, отдать предпочтение зависимостям, полученным теоретически, исходя из расчетных схем, в максимальной степени приближающихся к действительности. Нельзя не отметить имеющиеся высказывания о невозможности получения зависимостей для расчета критических режимов, не содержащих экспериментальных коэффициентов. Так, американские гидравлики В. Муур и С. Морган утверждали, что получить зависимости для расчета критических режимов из уравнений количества движения и перерывности невозможно, что заставляет определять критические режимы экспериментальным путем [334].

Дело в том, что при выводе зависимостей для расчета критических поверхностных режимов обычно пользуются уравнениями количества движения Бернуlli и неразрывности. Но, для того чтобы получить расчетные зависимости, не содержащие эмпирических коэффициентов, ука-

¹ Одна и та же работа Эйнвахтера выпущена под двумя различными титульными листами. В одном случае значится, что работа защищена как докторская диссертация 28 июля 1928 г., без даты выпуска ее из печати, в другом случае указание о ее защите отсутствует, но работа датирована 1930 г. Поскольку Эйнвахтер коротко останавливается на работе А. А. Сабанеева (без ссылки на соответствующий литературный источник), вышедшей в 1929 г., рассматриваемую работу следует относить к 1930 г., а приоритет в открытии и расчете поверхностных режимов принадлежит А. А. Сабанееву.

² Научные записки, МИИВХ, т. XX, Сельхозгиз, 1958.

Таблица 6-1

Работы по расчету поверхностных режимов

Автор	Год	Критические режимы			Поверхностные режимы	Литература ¹
		I	II	III		
А. А. Сабанеев	1929	□	△			
J. Einwachter	1930	△				[320]
И. И. Леви	1932		□			[147]
М. Д. Чертусов	1937		○○			
	1947	○○	○○			
	1957	○○	○○			[297]
М. А. Городской	1938	□	□			
L. Escande	1939	○○○	○○○			
П. П. Орлов	1939	○	○			
Ф. Г. Гунько	1948				□	[80]
	1957				○○○	[83]
И. И. Вахрамеев	1943	○	○			
А. Б. Андреевская	1945	○○				
С. А. Егоров	1948	○				[96]
Д. И. Кумин	1948	○○○	○○○			[133]
E. J. Hsu	1949				□	
И. М. Чекунаев	1950		○○			
С. М. Слисский	1950	○○	○○			
С. М. Слисский	1954		○○○			
	1957		○○○			
	1961	□	□		□	
Б. И. Студеничников	1951	○				
И. Л. Розовский	1952	○	○			
Т. Н. Астафичева	1952	○○○	○○○			
Н. Н. Беляшевский	1953	○○	○○	○○		
	1959		□			[40]
Е. Н. Чаплыгина	1953	△	△			
Б. Ф. Левицкий	1953		□			
	1955	○○				
Б. Т. Емцев и П. М. Слисский	1953	○	○			
М. Ф. Складнев	1953	○○○	○○○	○○○		
П. М. Слисский	1954		○○○	□		
С. В. Соколовский	1954		△			[238]
Н. Г. Пивовар	1955	○	○			
В. В. Смыслов	1956	□				
J. Rybníkář	1957		○○○			
W. L. Moore, C. W. Morgan	1957	○○	○○		○○	[249]
Г. П. Скребков	1958		○○○			
	1960	○○	○○	○○		
Г. Г. Брановер	1958		○○○			
И. А. Снегирев	1958	○○	○○			
П. И. Гордиенко	1958				○○	

Продолжение табл. 6-1

Автор	Год	Критические режимы			Поверхностные режимы	Литература ¹
		I	II	III		
Сасаки Дейсаку Огихаро Йосио, Накамура Томамицу	1960				○○	[344]
O. Haszrga	1965				○○	[325]
K. Heindl	1965	○○○	○○○	○○○		[324]
Н. В. Малюк и П. К. Цветков	1965	○○	○○	○○		[289]
Н. В. Шрагин	1965	○○	○○			[304]
М. А. Михалев ²	1969	□				

Решения: □ — без использования экспериментальных коэффициентов; ○○○ — полуэмпирические; ○○ — эмпирические; ○ — решения, повторяющие известные расчетные положения, улучшающие методику и технику расчета; Δ — решения, не доведенные до конца или основанные на ошибочных исходных положениях.

¹ Перечень неуказанных работ приведен в [242].

² «Гидротехническое строительство», 1969, № 11.

занных уравнений недостаточно. Для каждого критического режима требуется знать некоторое дополнительное условие.

Как полагал М. Д. Чертусов, «получить эти дополнительные условия теоретическим путем пока не представляется возможным и поэтому при установлении их приходится прибегать либо к тем или иным гипотезам, либо, что несомненно лучше, к данным опыта» [297].

Но в действительности некоторым авторам удалось отыскать недостающие дополнительные условия, которые даже при их гипотетическом характере позволяют получить приемлемые расчетные зависимости, не содержащие экспериментальных коэффициентов.

Для расчета первого критического режима А. А. Сабанеев в качестве дополнительного условия принял, что в момент перехода от донной струи к поверхности или обратно давление в струе в створе уступа распределяется по гидростатическому закону. Расчет первого критического режима по Сабанееву подкупает ясностью расчетной схемы. Формула А. А. Сабанеева для расчета второго критического режима основана на ошибочном отождествлении кривизны струи и носка уступа.¹ И. И. Леви при расчете второго критического режима предполагает, что «начало затопления, очевидно, соответствует такому значению h_0 , при котором в точке перегиба горизонтальная составляющая скорости u_x становится равной нулю», что приводит в частных случаях (малая глубина струи на водосливе) к удовлетворительной расчетной зависимости (h_0 — пьезометрический напор, отсчитываемый от сливной кромки уступа, отвечающей давлению под струей).

Приближенное дополнительное условие для вывода формулы первого критического режима удается найти В. В. Смыслову, для вывода формулы третьего критического режима — П. М. Слисскуму [238].

Как это следует из дальнейшего изложения, дополнительные условия, приводящие к вполне приемлемым расчетным формулам, даже для пространственных условий, получены автором.

Таким образом, утверждения о невозможности получить расчетные зависимости для критических режимов без использования экспериментальных коэффициентов ошибочны.

¹ Кривизну струи и носка отождествляет также С. В. Соколовский [253]. Используя эту неприемлемую расчетную схему, С. В. Соколовский приходит, не замечая этого, к формуле А. А. Сабанеева (в несколько ином виде). Исходя из тех же предпосылок, к формуле А. С. Сабанеева приходит М. А. Городской.

6-3. ГЛУБИНА СБРОСНОГО ПОТОКА В СЖАТОМ СЕЧЕНИИ НА ВОДОБОЕ И НА УСТУПЕ

Для расчета глубины нижнего бьефа, обеспечивающей затопление донного прыжка, необходимо знать глубину водосбросной струи в сжатом сечении на водобое и на уступе (рис. 6-7). Для расчета критических режимов нижнего бьефа и дальности отлета подтопленной или свободной струи требуется знать глубину потока на носке в створе уступа.

Глубина в сжатом сечении на водобое зависит не только от скорости в сжатом сечении и от сбрасываемого расхода, но и от расхода, поступающего под водосбросную струю из отверстия отсасывающей трубы.

Глубина на уступе при неподтопленной струе не зависит от глубины и режимов нижнего бьефа. При подтопленной струе она зависит от давления на нижнюю границу струи за уступом и, следовательно, зависит от глубины и режима нижнего бьефа, а также от расхода турбины.

Глубина на уступе при неподтопленной струе не зависит от глубины и режимов нижнего бьефа. При подтопленной струе она зависит от давления на нижнюю границу струи за уступом и, следовательно, зависит от глубины и режима нижнего бьефа, а также от расхода турбины.

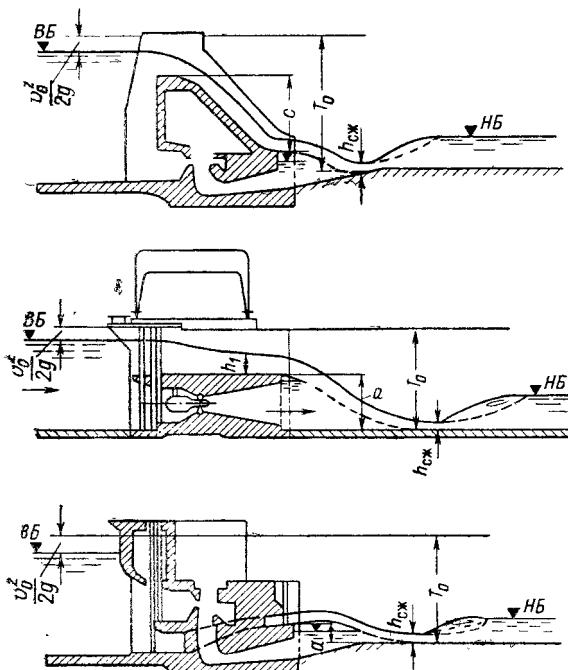


Рис. 6-7. Отогнанный прыжок в нижнем бьефе здания совмещенной ГЭС при завышенном положении водобоя.

а) Коэффициент скорости при расчете глубины в сжатом сечении на носке и на водобое

Заметное влияние на расчетное значение глубины струи в сжатом сечении оказывает величина коэффициента скорости. Коэффициент скорости может быть найден или путем расчета сопротивлений участков водослива и построения свободной поверхности потока на водосливе или по графикам и эмпирическим формулам, объединяющим экспериментальные значения φ .

График ВНИИГ для определения коэффициента скорости в сжатом сечении приведен на рис. 6-8 [68]. При расчете φ кривые свободной поверхности строились методом В. И. Черномского, коэффициенты гидравлического трения вычислялись по А. П. Зегже при величине выступов эквивалентной шероховатости $\Delta=4,5 \text{ мм}$ (штукатуренная и затертая бетонная поверхность $n=0,015$):

$$\lambda = \left(\frac{1}{4 \lg \frac{R}{\Delta} + 4,25} \right)^2.$$

Расчет произведен для водослива с углом наклона сливной грани $51-55^\circ$.

Формулы или графики, обобщающие экспериментальные значения φ , даны рядом авторов, например Син Тхэ Гоном (работа выполнена

в (МИСИ), Н. Н. Беляшевским [40], Т. Х. Ахмедовым [27], Г. П. Скребковым [232].

Г. П. Скребков определяет φ в функции относительного превышения гребня водослива над сливной кромкой уступа (при отсутствии уступа следует вводить в расчет превышение гребня над дном нижнего бьефа) (рис. 6-9, а):

$$\varphi = 1 - 0,0155 \frac{c}{H}. \quad (6-2)$$

Формула применима при $c/H = 20 \div 30$ и угле наклона слива $\varphi_{\text{сл}} = 50 \div 55^\circ$ ($\frac{L}{c} = 0,84 \div 0,70$).

Т. Х. Ахмедовым значение φ поставлено в зависимость от H/c и L/c (рис. 6-9, б). Но предложенная им формула дает значения φ , в некоторых случаях значительно отличающиеся от экспериментальных данных. Например, при $H/c \approx 0,2$ и $L/c = 0,81$ по этой формуле φ больше единицы. Поэтому лучше использовать непосредственно собранные Т. Х. Ахмедовым экспериментальные данные, представленные в виде кривых зависимости $\varphi = f\left(\frac{H}{c}, \frac{L}{c}\right)$ на рис. 6-9, б.

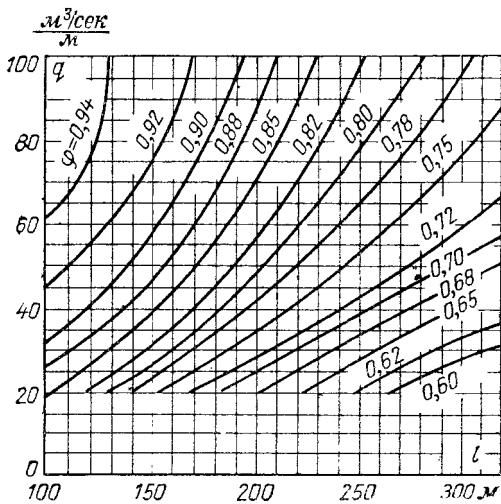


Рис. 6-8. Зависимость коэффициента скорости на сходе с плотины от удельного расхода и длины водосливной грани.

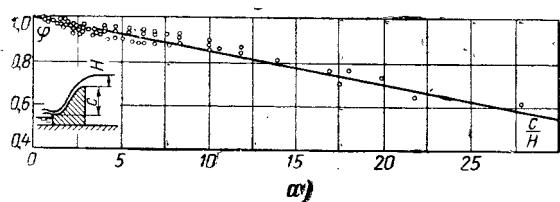
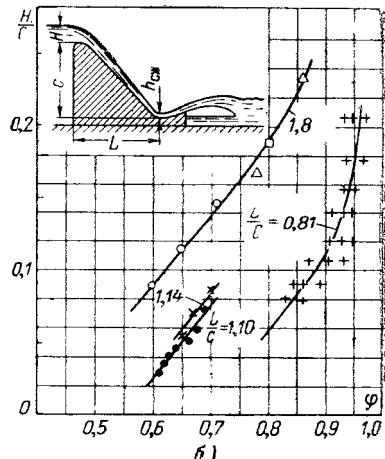


Рис. 6-9. Графики для определения коэффициента скорости в сжатом сечении на уступе или водобое.

а — Г. П. Скребкова; б — Т. Х. Ахмедова (при $L/c=1,8$ — данные для плотин Сен-Этьен-Канталь, Шастан, Эгль; $L/c=0,81$ — опыты Сан Тхе Гона: 1, 1,10 и 1,14 — опыты Т. Х. Ахмедова).



На рис. 6-10 сопоставлены найденные рассмотренными выше способами¹ значения φ для водослива с углом наклона сливной поверхности 51° ($L/c=0,81$) и превышением гребня над сливной кромкой уступа (или дном нижнего бьефа) $c=100$ м. Расчетный график ВНИИГ завышает φ по сравнению с экспериментальными данными, использованными Т. Х. Ахмедовым, а формула Г. П. Скребкова — занижает. Разность в значении φ отвечает примерно точности экспериментальных

¹ При расчете по графику ВНИИГ (рис. 6-8) принято, что длина водосливной грани равна 150 м (длина слива 131 м, криволинейного концевого участка — 19 м), коэффициент расхода водослива $m=0,48$.

данных. Если принять кривую 3 на рис. 6-10 за достоверную (экспериментальная кривая), то значения φ , отвечающие кривым 1 и 2, определяются с погрешностью до $\pm 6\%$, что практически не сказывается на последующих расчетах, в которых используется φ (дальность отлета струи, режимы в нижнем бьефе). С уменьшением угла наклона слива, что равносильно увеличению L/c , коэффициент φ заметно уменьшается. Это обстоятельство учитывается графиками Т. Х. Ахмедова.

Для водослива с широким порогом коэффициент скорости может быть найден по табл. 7-2.

При расчете глубины в сжатом сечении на водобое за водосбросами с уступом сооружений типа Камской водосливной и Плявиньской ГЭС можно исходить из того, что потери энергии неаэрированной или слабоаэрированной струи при

свободном ее падении малы и ими можно пренебречь. В этом случае расчет можно производить по обычной формуле при $\varphi=1$, исходя из удельной энергии потока, равной

$$T_0 \approx \delta + \frac{h_1}{2} \cos \alpha_n + \frac{v_1^2}{2g}, \quad (6-3)$$

где δ — превышение сливной кромки уступа над местом падения струи; h_1 , v_1 — глубина струи и средняя скорость в створе уступа с носком, имеющим угол наклона α_n .

Выражение (6-3) получено в предположении, что в струе в створе уступа избыточное давление равно нулю.

При поступлении под подтопленную струю расхода турбины задача определения скорости в сжатом сечении на водобое осложняется, поскольку систематические данные о коэффициенте скорости для сжатого сечения, образующегося при слиянии сбросного и турбинного расходов, отсутствуют. М. Э. Факторович [280] получил для совмещенной ГЭС с водосливом в виде широкого порога коэффициент скорости $\varphi=0,75 \div 0,95$ и рекомендует для этого случая принимать $\varphi=0,85$.

При свободной отброшенной струе имеет место значительная аэрация и распад струи. За счет сопротивления воздуха уменьшаются скорости в сечениях струи и дальность ее отлета. Однако при вычислении скорости струи, например, при встрече ее со свободной поверхностью нижнего бьефа коэффициент скорости принимают таким же, как и при вычислении скорости в створе уступа. При вычислении дальности отлета струи поправка на уменьшение скорости иногда вводится путем уменьшения дальности отлета струи в K раз (рис. 6-5б), что равносильно принятию коэффициента скорости равным $\varphi \sqrt{K}$.

б) Аэрация струи на водосливе и ее влияние на глубину потока

Иногда требуется знать глубину потока на водосливе с учетом его аэрации (например, для назначения высоты бортов консольного водослива, определения необходимых габаритов отверстия под служебным мостом в конце водослива для пропуска под мостом струи и пр.). Вопросы влияния аэрации струи на водосливе на сопряжение бьефов, гашение энергии, скорость потока, кавитационную эрозию сливной поверхности пока не решены.

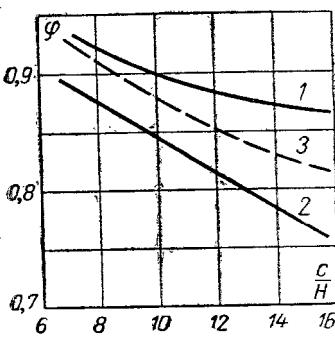


Рис. 6-10. Сопоставление значений φ при $c=100$ м, $L/c=0,81$ (угол наклона слива 51°), найденных по:

1 — графикам ВНИИГ; 2 — формуле Г. П. Скребкова (6-2); 3 — графикам Т. Х. Ахмедова.

того сечения, образующегося при слиянии сбросного и турбинного расходов, отсутствуют. М. Э. Факторович [280] получил для совмещенной ГЭС с водосливом в виде широкого порога коэффициент скорости $\varphi=0,75 \div 0,95$ и рекомендует для этого случая принимать $\varphi=0,85$.

При свободной отброшенной струе имеет место значительная аэрация и распад струи. За счет сопротивления воздуха уменьшаются скорости в сечениях струи и дальность ее отлета. Однако при вычислении скорости струи, например, при встрече ее со свободной поверхностью нижнего бьефа коэффициент скорости принимают таким же, как и при вычислении скорости в створе уступа. При вычислении дальности отлета струи поправка на уменьшение скорости иногда вводится путем уменьшения дальности отлета струи в K раз (рис. 6-5б), что равносильно принятию коэффициента скорости равным $\varphi \sqrt{K}$.

б) Аэрация струи на водосливе и ее влияние на глубину потока

Иногда требуется знать глубину потока на водосливе с учетом его аэрации (например, для назначения высоты бортов консольного водослива, определения необходимых габаритов отверстия под служебным мостом в конце водослива для пропуска под мостом струи и пр.). Вопросы влияния аэрации струи на водосливе на сопряжение бьефов, гашение энергии, скорость потока, кавитационную эрозию сливной поверхности пока не решены.

При решении вопроса о влиянии аэрации на глубину потока в сжатом сечении требуется прежде всего решить, какой из существующих критериев, определяющих начало аэрации, следует использовать. Стого общепризнанного критерия пока не получено. В построениях авторов, предлагающих указанный критерий, имеются спорные или даже ошибочные положения. Однако вследствие того, что эти полуэмпирические критерии содержат опытные экспериментальные коэффициенты, недостаток расчетных схем компенсируется соответственно подобранными коэффициентами.

Т. Г. Войнич-Сяноженцкий получил критерий, определяющий начало аэрации в плавно изменяющемся потоке, исходя из условия предельной устойчивости волновой формы движения поверхностного слоя бурного плавно изменяющегося потока. Полученное им критериальное условие начала аэрации [66] содержит лишь одну экспериментальную величину — константу турбулентности Кармана¹ и может быть представлено в следующем виде:

$$Fr = \frac{44 \cos \varphi_c}{\left(1 - \frac{8,7n^2}{R^{1/6}}\right)}, \quad (6-4)$$

где $Fr = v^2/gR$; φ_c — угол наклона слива; n — коэффициент групповой шероховатости; R — гидравлический радиус, м.

Г. П. Скребков и В. С. Синельщиков [235] получили критерий начала аэрации, исходя из того, что для проникновения воздуха в поток нормальная к дну водотока пульсационная скорость у свободной поверхности должна быть больше нормальной составляющей скорости всплытия пузырьков воздуха.

Поскольку поперечная пульсационная скорость может быть выражена через среднюю скорость потока, критическая средняя скорость при которой начинается аэрация, равна:

$$v_{kp} = \frac{Cw \cos \varphi_c}{V \beta g}, \quad (6-5)$$

где C — коэффициент Шези; β — коэффициент, равный 0,8—0,9; w — групповая гидравлическая крупность пузырьков воздуха, равная примерно 0,25 м/сек.

Необходимым условием возникновения аэрации является достижение свободной поверхности турбулентным пограничным слоем, возникающим в пределах водослива (рис. 6-11).

Для определения начала аэрации Н. Б. Исаченко [111] предложена эмпирическая формула, полученная путем обобщения имеющихся экспериментальных натуральных и лабораторных данных:

$$Fr_{kp} = 45 \left(1 - \frac{\Delta}{R}\right)^{1/4}, \quad (6-6)$$

где Δ/R — относительная шероховатость. Если водосливная поверхность достаточно гладкая, можно принимать $\Delta/R=0$, что дает $Fr_{kp}=45$.

На рис. 6-12 сопоставлены значения $v_{kp}=f(h)$ при $h=R$, вычисленные по формулам (6-4)–(6-6) при $\cos \varphi_c=1$ и $\cos \varphi_c=0,629$ ($\varphi_c=51^\circ$), $\Delta=1,5$ мм и изменении $R=h$ в пределах 0,75—1,22. Коэффициент Шези, входящий в формулу (6-5), вычислен по Маннингу.

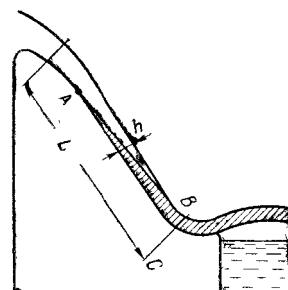


Рис. 6-11. Развитие пограничного слоя по длине слива.

¹ Коэффициент пропорциональности, связывающий длину пути перемешивания с местным изменением формы кривой распределения скоростей.

Из рис. 6-12 следует, что при расчете критической скорости по формуле (6-6) влияние относительной шероховатости (изменяющейся в данном случае в пределах 0—0,02) столь мало, что она может приниматься равной нулю (кривые 2 и 2'). Критическая скорость по этой формуле не зависит от угла наклона слива, в то время как по формулам (6-4) и (6-5) с увеличением угла наклона слива φ_c происходит существенное уменьшение критической скорости (кривые 3—3' и 1—1'). Величина критической скорости из рассмотренных формул получается весьма различной.

Т. Г. Войнич-Сяноженцкий констатирует, что расчет по предложенной им формуле дал более полное и лучшее соответствие с большим натурным материалом, чем расчеты по существующим многочисленным эмпирическим формулам. В частности, средняя квадратическая ошибка в значении скорости, найденная по формуле (6-4), находится в пределах 20%, в то время как лучшая эмпирическая формула (Н. Б. Исаченко) дает 24,6%. Вводя в формулу (6-4) поправку, ее автор снижает среднюю квадратическую ошибку до 16%. При этом формула, рекомендуемая для использования, принимает вид:

$$Fr_{kp} = \frac{36 \cos \varphi_c}{\left(1 - \frac{8,7n}{R^{1/6}}\right)^2}. \quad (6-7)$$

В сильно аэрированном потоке имеет место непрерывное изменение насыщения воды воздухом по глубине, вследствие чего установить верхнюю границу аэрированного потока и, следовательно,

Рис. 6-12. Сопоставление значений скорости v_{kp} , отвечающих началу аэрации, вычисленных по формулам, рекомендуемым:
 1 — Г. П. Скребковым и В. С. Синельщиковым при $\cos \varphi_c = 1$; 1' — то же при $\cos \varphi_c = 0,629$ ($\varphi = 51^\circ$); 2 — Н. Б. Исаченко при $\Delta = 1,5$ мм; 2' — то же при $\Delta/R = 0$; 3 — Т. Г. Войнич-Сяноженцким, формула (6-7), при $\cos \varphi_c = 1$; 3' — то же при $\cos \varphi_c = 0,629$.

его глубину можно лишь условно. называемая «двуслойная модель» аэрированного потока, согласно которой поток делится на нижнюю часть, состоящую из воды с пузырьками воздуха (водовоздушная смесь), и верхнюю часть, состоящую из капель и брызг, движущихся в воздухе (воздушнокапельная смесь).

Отмечая, что в водовоздушном слое в среднем проходит до 90% воды, Т. Г. Войнич-Сяноженцкий считает возможным [66] принимать за свободную поверхность аэрированного потока слой с концентрацией воздуха, равной 0,5.

Многие авторы, в том числе Н. Б. Исаченко [111], за глубину аэрированного потока принимают такую ее величину, в пределах которой практически фиксируется содержание капель воды в воздухе.

Н. Б. Исаченко для расчета воздухонасыщения потока (отношение объема воздуха к объему воды) предложена для бетонных сравнительно гладких поверхностей следующая приближенная зависимость [68].

$$\frac{W_a}{W_v} = 0,075 \sqrt{Fr - Fr_{kp}}, \quad (6-8)$$

$Fr = v^2/gR$ — число Фруда в рассматриваемом сечении; $Fr_{kp} = 45$ — критическое число Фруда, при котором возникает аэрация.

Средняя концентрация воздуха в потоке равна:

$$\bar{W}_a = \bar{S} = \frac{1}{1 + \frac{W_a}{W_b}}. \quad (6-9)$$

В. С. Синельщиков для расчета глубины аэрированного равномерного потока [229, 230] оценку насыщения потока воздухом производят, используя коэффициент вихревой диффузии (масса вещества, диффундирующая через единичную площадь за единицу времени), который при мелких (по величине гидравлической крупности) пузырьках воздуха равен коэффициенту вихревой вязкости, а при увеличении крупности пузырьков равен $\frac{\omega'^2}{g}$, где ω' и v' — гидравлическая крупность пузырьков воздуха и поперечная пульсация скорости.

При рассмотрении воздушнокапельной смеси В. С. Синельщиков исходит из нормального закона распределения поперечных пульсаций скоростей, принимая гипотезу, что капли, выброшенные из водного потока, сохраняют скорости поперечных пульсаций.

Глубина аэрированного потока определяется как сумма глубин h_* — водовоздушной и h^* — воздушнокапельной его частей: $h_a = h_* + h^*$.

При известных Q , b , n , φ глубина h_* водовоздушного слоя может быть определена из уравнения баланса расходов $Q = Q_* + Q^*$:

$$Q = b h_* C \sqrt{R \sin \varphi_c} [\alpha_1 (1 - S) + \alpha_2 \beta (0,55 - 0,53S) \operatorname{tg} \varphi_c]. \quad (6-10)$$

Расход воды в водовоздушном слое

$$Q_* = b h_* C \sqrt{R \sin \varphi_c} \alpha_1 (1 - S). \quad (6-10')$$

Расход воды в воздушнокапельном слое

$$Q^* = b h_* C \sqrt{R \sin \varphi_c} \alpha_2 (0,55 - 0,53S) \operatorname{tg} \varphi_c, \quad (6-10'')$$

где α_1 и α_2 — поправочные коэффициенты, близкие к единице; C — коэффициент Шези; S — средняя концентрация воздуха в водовоздушном слое; β — коэффициент, равный 0,7—0,8.

Величину S можно определить по графику (рис. 6-13), полученному В. С. Синельщиком по имеющимся экспериментальным данным [229], в функции параметра:

$$A = (1 + 0,17 \sqrt{h_*/\sin \varphi_c}) \operatorname{tg} \varphi_c, \quad (6-11)$$

где h_* дано в сантиметрах.

Искомая глубина h_* определяется последовательными приближениями: первоначально h_* вычисляется как для неаэрированного потока, затем по формуле (6-11) определяется A и по графику рис. 6-11 находятся S . Далее расчет ведется по (6-10) с последующим уточнением A и h_* .

Если задать некоторую местную концентрацию капель S^* , то глубина h^* воздушнокапельной смеси может быть вычислена по формуле

$$h^* = -\beta h_* \operatorname{tg} \varphi_c \ln \frac{S^*}{0,55 - 0,53S}. \quad (6-12)$$

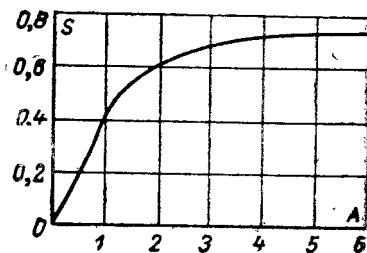


Рис. 6-13. Вспомогательный график для расчета средней концентрации воздуха в водовоздушном слое аэрированного потока.

Изложенный способ расчета дан для равномерного аэрированного потока. Поэтому применить его непосредственно для расчета глубины в створе уступа можно лишь при отсутствии носка. Если же слив переходит в носок с обратным уклоном, то на криволинейном участке будет происходить деаэрация потока. В первом приближении оценить влияние аэрации на глубину в створе уступа все же можно по концентрации воздуха в сечении струи на сливе, ближайшем к сечению в створе уступа.

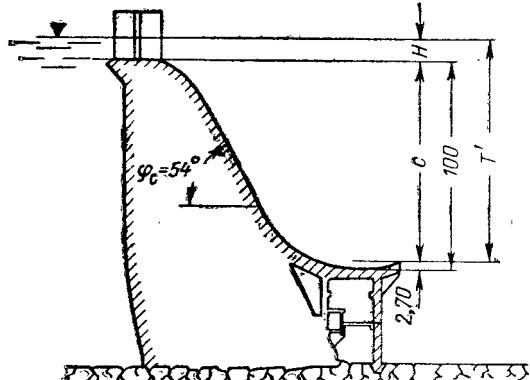


Рис. 6-14. К примеру расчета глубины струи на уступе с учетом аэрации.

$T' = 103 \text{ м}$, $H = 5,77 \text{ м}$, угол наклона слива $\varphi_c = 54^\circ$, превышение гребня над сливной кромкой уступа $\Delta = 1,5 \text{ мм}$, $q = 30 \text{ м}^3/\text{сек}$.

1) Коэффициент скорости по формуле (6-2)

$$\psi = 1 - 0,0155 \frac{c}{H} = 1 - 0,0155 \frac{97,3}{5,77} = 0,74^*$$

2) Глубина на уступе в створе сливной кромки без учета аэрации подбором по формуле для определения глубины в сжатом сечении (см. П. Г. Киселев «Справочник по гидравлическим расчетам» и др.)

$$h_0 = \frac{30}{0,74 \sqrt{2g(103,0 - 0,90)}} = 0,905 \approx 0,90 \text{ м.}$$

3) Глубина нижней водовоздушной части потока определяется из уравнения (6-10) при $b=1 \text{ м}$, $R=h_*$; $\beta=0,75$, $a_1=a_2=1$:

$$30 = h_* C \sqrt{h_* \sin 54^\circ} [1 - S + 0,75 (0,55 - 0,53S) \operatorname{tg} 54^\circ],$$

Подбором определяем из этого уравнения h_* . Так, при $h_* = 1,02 \text{ м}$ имеем

$$\lambda = \left(\frac{1}{4 \lg \frac{R}{\Delta} + 4,25} \right)^2 = \left(\frac{1}{4 \lg \frac{1,02}{0,0015} + 4,25} \right)^2 = 0,00414$$

$$C = \sqrt{\frac{2g}{\lambda}} = \frac{4,43}{\sqrt{0,00414}} = 69,0.$$

По формуле (6-11)

$$A = (1 + 0,17 \sqrt{h_* \sin \varphi}) \operatorname{tg} \varphi_c = (1 + 0,17 \sqrt{102 / \sin 54^\circ}) \operatorname{tg} 54^\circ = 4,0;$$

по графику на рис. 6-13 определяем $S=0,71$. При этих значениях C и S получаем правую часть уравнения равной $29,95 \sim 30 \text{ м}^3/\text{сек}$.

4) Глубина h^* верхней воздушнокапельной части потока при концентрации капель на «поверхности» $S^*=0,1$ определяется по формуле (6-12):

$$h^* = -\beta h^* \operatorname{tg} \varphi_c \ln \frac{S^*}{0,55 - 0,53S} = -0,75 \cdot 1,02 \operatorname{tg} 54^\circ \ln \frac{0,1}{0,55 - 0,53 \cdot 0,71} = 0,58 \text{ м.}$$

5) Суммарная глубина потока при концентрации капель на поверхности, равной 10%, $h=1,02+0,58=1,60 \text{ м}$.

* По графику на рис. 6-8 при $l=160 \text{ м}$ и $q=30 \text{ м}^3/\text{сек}$ имеем $\varphi=0,8$.

Предполагаем, что аналогичную структуру струя имеет в створе сливной кромки уступа.

Сопоставим результаты расчета с данными, получающимися при расчете по формуле (6-8):

$$\text{Fr} = \frac{q^2}{gh_1^3} = \frac{30^2}{9,81 \cdot 0,90^3} = 126; \quad \frac{W_a}{W_b} = 0,075 \sqrt{\text{Fr} - \text{Fr}_0} = \\ = 0,075 \sqrt{126 - 45} = 0,675.$$

На квадратный метр площади приходится объем воды $W_b = 0,90 \text{ м}^3$, объем смеси воздуха и воды $W_{\text{см}} = W_a + W_b = 0,675W_b + W_b = 1,675W_b = 1,675 \cdot 0,90 = 1,51 \text{ м}^3$, т. е. $h = 1,51 \text{ м}$. Из предыдущего расчета получено $h = 1,60 \text{ м}$. Расчеты по Н. Б. Исаченко и В. С. Синельщикову (при заданной концентрации капель на поверхности $S^* = 10\%$) дали в данном случае удовлетворительное совпадение.

в) Расчет глубины струи на носке и в сжатом сечении на водобое

Для расчета дальности отлета струи, оценки режимов нижнего бьефа и определения эффекта эжекции требуется знать глубину струи h_1 на носке уступа.

Глубина на носке уступа в случае $h_0 < h_1$ меньше, чем при гидростатическом распределении давления ($h_1 = h_0$), а в случае $h_0 > h_1$ — больше. В работах многих авторов это обстоятельство не учитывается, и глубина h_1 определяется по обычной формуле сжатой глубины. Д. И. Кумин, например, безосновательно говоря о «неизбежном произволе в оценке распределения скоростей и давлений по сечению струи в плоскости уступа» [133], сдвигает расчетное сечение в сторону верхнего бьефа на 1,5—2 глубины струи, предполагая, что профиль плотины заканчивается достаточно длинной горизонтальной прямой. По данным Б. Ф. Левицкого, сечение с гидростатическим распределением давления в струе при $h_0 > h_1$ и наличии горизонтального носка отстоит от его сливной кромки на расстоянии до 2,5—3 глубин струи¹.

Если например, учесть что на Камской водосливной ГЭС глубина струи на носке достигает 4 м, то для достижения гидростатического распределения давления в струе на носке длина его прямолинейного участка, по данным Д. И. Кумина, должна быть порядка 6—8 м, а по данным Б. Ф. Левицкого — 10—12 м (!), а в действительности она равна нулю. Таким образом, предположение о наличии достаточно длинного прямолинейного участка носка зачастую не отвечает действительности. В этих случаях совпадение расчетных данных о сопряжении бьефов с опытными при использовании формул, полученных из предположения о гидростатическом распределении давления на носке, объясняется лишь тем, что формулы эти являются полуэмпирическими, подобранными применительно к принятому авторами способу определения глубины потока на носке.

Для обеспечения возможно большей точности расчета критических режимов и эжекции требуется глубину струи на уступе определять с учетом влияния на нее давления под струей. Проведенный анализ показал [242], что при малых значениях $T'_0/h_{\text{кр}}$ (3—4 и менее) неучт вления давления под струей на h_1 приводят к ошибке в расчете h_1 до 20%. При $\frac{T'_0}{h_{\text{кр}}} > 4$ расчет глубины h_1 можно производить по обычной формуле глубины в сжатом сечении, имеющейся в курсах гидравлики и справочниках. Через T'_0 обозначена удельная энергия в верхнем бьефе, отсчитываемая от сливной кромки уступа.

¹ Б. Ф. Левицкий, К вопросу об изучении сопряжения бьефов по типу незатопленного поверхностного прыжка, Научные записки, Львовский политехнический институт, вып. XLIII, № 8, изд. Львовского университета.

В своих предыдущих работах [240] мы использовали с некоторым дополнением вывод И. И. Леви [147], применившего при определении глубины струи на носке в створе уступа h_1 уравнение Бернулли отдельно для поверхностной и донной струек. Не вдаваясь здесь в подробные рассуждения, повторим, что при скоростях поверхностной и донной струек, равных

$$u_{\text{пов}} = \varphi_{\text{пов}} \sqrt{2g(T'_0 - h_1)}; \quad u_{\text{дон}} = \varphi_{\text{дон}} \sqrt{2g(T'_0 - h_0)},$$

имеем:

$$v_{\text{ср}} = \frac{u_{\text{пов}} + u_{\text{дон}}}{2} \quad \text{или} \quad \frac{q}{h_1} = \frac{u_{\text{пов}} + u_{\text{дон}}}{2},$$

где q — удельный расход на водосливе.

Величина коэффициента скорости $\varphi_{\text{пов}}$ больше $\varphi_{\text{дон}}$, причем в тех случаях, когда турбулентный пограничный слой, начинающийся от гребня водослива, не развелся на всю толщину струи, скорости в ядре невозмущенного потока, а следовательно, и поверхностных струек, практически равны скорости свободного падения, т. е. $\varphi_{\text{пов}} = 1$.

Отношение глубины струи в сечении выхода пограничного слоя на свободную поверхность (рис. 6-11) к длине водосливной поверхности по данным различных авторов составляет от $\frac{h}{L} = \frac{1}{40}$ до $1/100$. Именно в тех случаях, когда расчет h_1 приходится вести с учетом влияния h_0 ($\frac{T'_0}{h_{\text{кп}}} < 4$; водослив типа Камской водосливной ГЭС — малая длина сливной поверхности, значительная глубина струи) $\varphi_{\text{пов}} = 1$. При $\varphi_{\text{пов}} = 1$, обозначая $\varphi_{\text{дон}}$ через φ , получаем:

$$\frac{h_1}{h_{\text{кп}}} = \frac{q \sqrt{2}}{\sqrt{V_g}} \frac{1}{\sqrt{T'_0 - h_1} + \varphi \sqrt{T'_0 - h_0}}. \quad (6-13)$$

Упрощаем формулу, разложив радикал $\sqrt{T'_0 - h_1}$ в биномиальный ряд и используя два первых члена ряда:

$$\sqrt{T'_0 - h_1} = \sqrt{T'_0} - \frac{h_1}{2 \sqrt{T'_0}} + \dots \approx \sqrt{T'_0} - \frac{h_1}{2 \sqrt{T'_0}}.$$

После соответствующей подстановки получаем:

$$h_1^2 - 2 [T'_0 + \varphi \sqrt{T'_0 (T'_0 - h_0)}] h_1 + 2 \sqrt{2} V_g T'_0 \sqrt{h_{\text{кп}}} = 0.$$

Решив уравнение, получим:

$$\frac{h_1}{h_{\text{кп}}} = \theta_0 - \sqrt{\theta_0^2 - 2,83 \sqrt{\frac{T'_0}{h_{\text{кп}}}}}, \quad (6-14)$$

где

$$\theta_0 = \sqrt{\frac{T'_0}{h_{\text{кп}}}} + \varphi \sqrt{\frac{T'_0}{h_{\text{кп}}}} \sqrt{\frac{T'_0}{h_{\text{кп}}} - \frac{h_0}{h_{\text{кп}}}}. \quad (6-15)$$

Проверка формул по опытным данным, полученным при лабораторных исследованиях турбинного блока Камской водосливной ГЭС, дала удовлетворительные результаты.

Расчет глубины h_1 на носке с учетом влияния h_0 может быть произведен по nomogramme приложения 7 [формула (6-13)].

Расчет глубины h_1 в створе уступа при $\frac{T'_0}{h_{\text{кп}}} > 4$ производится по известной формуле глубины в сжатом сечении. При $\frac{T'_0}{h_{\text{кп}}} < 4$ расчет может

производиться также по известной формуле глубины в сжатом сечении, но большую точность дает расчет по формулам (6-13), (6-14), т. е. с учетом влияния на глубину струи давления под струей в створе уступа $h_0 \leq h_1$. После расчета глубины струи без учета влияния аэрации следует при ее наличии произвести уточнение глубины, которое выполняется согласно изложенному выше.

Расчет $h_{cж}$ на водобое производится также по обычной формуле глубины в сжатом сечении. Но при падении струи с уступа (рис. 6-7) в случае водослива с широким порогом или напорных водосбросов запас удельной энергии над местом падения струи следует определять согласно изложенному в § 6-3, б и принимать $\phi=1$. Если струя в створе уступа аэрирована, то при падении ее с уступа насыщение струи воздухом увеличится еще больше.

Если под подтопленную струю, сбрасываемую с уступа, поступает турбинный расход, то задача определения расчетом глубины в сжатом сечении на водобое осложняется. Уравнений количества движения и энергии, из которых получается обычная формула глубины в сжатом сечении, становится недостаточно, так как, хотя каждое из них содержит обе искомые неизвестные, неизвестной также является величина потери энергии при слиянии струй.

Решая данную задачу, И. И. Вейц использует эти уравнения, преиберегая потерями энергии при слиянии струй [64]. М. Э. Факторович [280] определяет потери энергии (коэффициент скорости ϕ) опытным путем. Для совмещением ГЭС с широкими порогом он рекомендует принимать $\phi=0,85$.

Нами предложен способ расчета глубины в сжатом сечении на водобое при поступлении одновременно расходов через водосбросы и отверстия в уступе, полученный из совместного рассмотрения уравнений количества движения и свободной поверхности водосбросной струи¹. Однако этот способ расчета требует дополнительной проверки и, по-видимому, уточнения. Поэтому расчет глубины в сжатом сечении за зданием ГЭС совмещенного типа при одновременной работе водосбросов и турбины пока приходится производить по обычным формулам и графикам.

6-4. УРАВНЕНИЕ СВОБОДНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПОДТОПЛЕННОЙ СТРУИ

Уравнение свободной поверхности подтопленной водосбросной струи используется для вывода формул критических режимов, дает возможность в некоторых случаях определить длину вальца под струей, место падения струи на водобой при поверхностно-донном и донном режимах, а также решить ряд других задач, например получить зависимости¹ для расчета сжатой глубины на водобое при поступлении в нижний бьеф потока из отверстий, расположенных в два яруса.

Можно указать на следующие четыре способа расчета свободной поверхности подтопленной струи: аналитический И. И. Леви [147], графо-аналитический — Д. И. Кумина [133], графический — А. Коха [127] и эмпирический, опубликованный Х. Раузом.

По Д. И. Кумину строится нижний контур струи, который вследствие его турбулентного размыва может быть намечен лишь условно. Кроме того, решение Д. И. Кумина сложно, трудоемко, и как полуэмпирическое представляет ограниченный интерес. А. Кох, рассматривая движение материальной точки (центр тяжести отсека струи), использует весьма произвольные предположения и получает решение, явно грубо приближенное. Х. Рауз опубликовал безразмерные координаты сво-

¹ С. М. Слисский, Расчет форм сопряжения бьефов двухъярусных плотин при донном режиме, Сб. трудов МИСИ, № 46, 1964.

бодной поверхности струи за водосливом с широким порогом, полученные экспериментально при различных числах Fr . Аналитическое решение И. И. Леви дано для случая развитого носка и тонкой струи, т. е. когда углы наклона свободной поверхности струи в створе уступа и носка одинаковы. На ближайшем к уступу участке (примерно до первых гребня или впадины струи) решение И. И. Леви дает в указанном выше случае удовлетворительное совпадение с опытными данными. В то же время вывод И. И. Леви основан на весьма грубых допущениях. Принято, что отсек струи, для которого составляются дифференциальные уравнения движения, имеет постоянную толщину h_1 (равную глубине на носке) и постоянную по величине скорость. Скорость движения отсека принята равной скорости струйки на глубине h_1 в створе водобросного уступа. Распределение давления по глубине струи принято линейным, что наблюдается лишь на вогнутых участках струи. Силой турбулентного трения по нижней границе струи И. И. Леви пренебрегает, в то время как ее тормозящее воздействие весьма ощутимо.

Рассматривая струю значительной глубины, получим уравнение свободной поверхности струи, у которой угол наклона свободной поверхности α_H в общем случае не совпадает с углом наклона носка α_n .

а) Вывод уравнения свободной поверхности подтопленной струи

Уравнение свободной поверхности подтопленной водобросной струи получено автором двумя способами: из уравнения Лагранжа и из дифференциального уравнения движения элементарного объема поверхности струйки. Излагаем здесь более короткий вывод — из уравнения Лагранжа¹.

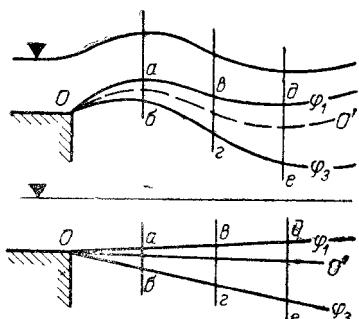


Рис. 6-15. Общность искривленной и прямолинейной свободной турбулентной струи.

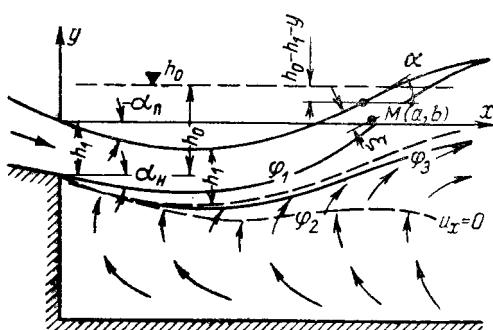


Рис. 6-16. К выводу уравнения свободной поверхности подтопленной струи.

Отождествляем струю, сходящую с уступа под некоторым углом, со свободной турбулентной струей. Струю с горизонтальной свободной поверхностью, сходящую с уступа, ранее рассмотрел как свободную турбулентную Ф. Г. Гунько [81].

Общность механизма водобросной подтопленной струи с криволинейной свободной поверхностью и свободной турбулентной струи (затопленной) подтверждается исследованиями О. М. Айвазьяна [10].

Приняв за ось пограничного слоя линию $O—O'$, эквидистантную свободной поверхности, проведенную от сливной кромки уступа (как от полюса), О. М. Айвазян, выпрямив ось и развернув пограничный слой (рис. 6-15), установил, что: 1) лучи, проведенные из полюса O , являются

¹ Вывод уравнения свободной поверхности струи из дифференциального уравнения движения — см. в [242].

ся линиями равных скоростей; 2) верхняя и нижняя границы пограничного слоя и граница транзитного потока наклонены к оси пограничного слоя под таким же углом, как и в свободной турбулентной струе.

Рассмотрим плоскопараллельную струю. На вертикальной плоскости след свободной поверхности развернутой струи полагаем осью турбулентной свободной струи. В струе различаем (рис. 6-16) начальный участок с ядром невозмущенного потока, основной участок, пограничный слой с границами — внутренней φ_1 и внешней φ_2 , транзитную часть струи (нижняя граница φ_3) с постоянной массой. В пределах начального участка у осевой поверхности градиент скорости $du/dn=0$.

Используем дифференциальные уравнения Лагранжа, представленные в виде

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial^2 x}{\partial t^2} \frac{\partial x}{\partial a} + \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} \frac{\partial y}{\partial a} &= \frac{\partial w}{\partial a} - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial a}; \\ \frac{\partial^2 x}{\partial t^2} \frac{\partial x}{\partial b} + \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} \frac{\partial y}{\partial b} &= \frac{\partial w}{\partial b} - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial b}. \end{aligned} \right\} \quad (6-16)$$

Для струи с криволинейной свободной поверхностью x и y — координаты свободной поверхности, a и b — координаты некоторой точки M вблизи свободной поверхности на постоянной глубине ξ по нормали, w — потенциал силы тяжести. В общем случае, как известно, $x=(a, b, t)$, $y=(a, b, t)$. В начальный момент времени при $t=0$ имеем $x=\hat{x}(a, b)$, $y=\hat{y}(a, b)$.

В соответствии с принятым направлением осей координат $x=a+\xi \sin \alpha$, $y=b+\xi \cos \alpha$, $w=-gb+C$, где α — угол наклона к оси x свободной поверхности струи. Следовательно,

$$\frac{\partial x}{\partial a}=1, \frac{\partial x}{\partial b}=0, \frac{\partial y}{\partial a}=0, \frac{\partial y}{\partial b}=1, \frac{\partial w}{\partial a}=0, \frac{\partial w}{\partial b}=-g.$$

Для определения производных $\partial p/\partial a$, $\partial p/\partial b$ необходимо знать изменение давления в струе по глубине ξ до точки $M(a, b)$.

Из экспериментов известно, что пьезометрический напор в вальце под струей, на некоторой ее длине (на которую распространяется настоящий вывод), может рассматриваться как величина постоянная. В области постоянного пьезометрического напора

$$y_i + \frac{p}{\gamma} = \text{const},$$

где y_i — ордината точки i в рассматриваемой области.

Верхняя граница этой области с постоянным пьезометрическим напором находится примерно на глубине h_1 , отсчитываемой от свободной поверхности, где h_1 — глубина струи в створе уступа. Принятая граница близка к границе φ_3 (в свободной прямолинейной плоскопараллельной струе угол наклона границы φ_3 к оси струи составляет -1°).

Из предыдущего равенства, записанного для нижней границы струи (на глубине h_1), для которой $y_i=y-h_1$, где y — ордината свободной поверхности, имеем:

$$y - h_1 + \frac{p}{\gamma} = h_0 - h_1,$$

откуда давление на нижней границе струи

$$P = \gamma(h_0 - y).$$

У свободной поверхности давление в любой точке на глубине ξ определяем, исходя из квазилинейного распределения избыточного давления по всей струе [действительный характер распределения давления ниже точки $M(a, b)$ нам для вывода знать не требуется] от нуля на

свободной поверхности до $y(h_0 - y)$ на глубине по нормали h_1 (т. е. примерно на границе вальца):

$$p = \gamma \frac{h_0 - y}{h_1} \xi.$$

Заметим, что уравнение эпюры давлений в струе, дающее в пределах ее поверхностной части удовлетворительное совпадение с опытными данными, может быть получено, исходя из закона площадей $ur = \text{const}$ или постоянства радиуса кривизны струй. Использование более строгой и, естественно, более сложной зависимости сопровождается математическими трудностями, возникающими при интегрировании дифференциальных уравнений Лагранжа. В то же время использование линейного закона изменения давления в струе при изгибе струи выпуклостью вниз ($h_0 > h_1 + y$) полностью оправдывается как опытными данными ряда авторов, так и результатами расчета эпюр давлений по формулам, полученным с учетом кривизны струи.

Отклонения от принятого линейного закона изменения давления у свободной поверхности имеют место при изгибе струи выпуклостью вверх ($h_0 < h_1 + y$). В этом случае эпюра давления имеет параболический характер, что, однако, сказывается на конечных результатах расчета незначительно. Несмотря на схематизацию явления и введенные ниже при решении дифференциальных уравнений упрощения, уловить какое либо систематическое расхождение расчетных и экспериментальных кривых не удалось, поскольку оно не превышает точности определения координат свободной поверхности в использованных нами опытах.

В предыдущем выражении

$$\xi = \sqrt{(x-a)^2 + (y-b)^2}.$$

Следовательно,

$$\frac{\partial p}{\partial a} = \gamma \frac{h_0 - y}{h_1} \sin \alpha; \quad \frac{\partial p}{\partial b} = -\gamma \frac{h_0 - y}{h_1} \cos \alpha.$$

Замена параболической эпюры давления линейной при вычислении градиента давления эквивалентна замене действительных значений градиентов давлений в точке $M(a, b)$ средними градиентами по глубине h_1 .

Рассматриваемое движение частицы жидкости на поверхности струи является одномерным. Поэтому, подставив найденные выражения производных в уравнения (6-16), переходим от частных производных к обычным. Получаем искомые дифференциальные уравнения свободной поверхности подтопленной струи:

$$\frac{d^2x}{dt^2} + \frac{g}{h_1} (h_0 - y) \sin \alpha = 0; \quad (6-17)$$

$$\frac{d^2y}{dt^2} + \frac{g}{h_1} y \cos \alpha - \frac{g}{h_1} (h_0 \cos \alpha - h_1) = 0. \quad (6-18)$$

Осложнения в интегрировании уравнения (6-18) вызываются наличием в нем $\cos \alpha$. Принимаем $\cos \alpha = 1$, т. е. приравниваем градиент давления по вертикали градиенту давления по нормали к свободной поверхности. Это допустимо в связи с тем, что на большей части длины струи угол α мал, так что ошибка при замене истинного значения $\cos \alpha$ единицей¹ оказывается на конечных результатах незначительна. Отме-

¹ Угол α в точке перегиба струи может достичь в момент затопления струи 35–50°, но даже в этом крайнем случае (наибольший изгиб струи) такой наклон свободная поверхность имеет на незначительной длине.

Принимая $\cos \alpha = 1$, получаем следующие значения погрешностей в значении косинуса:

Угол α°	2,6	8,1	11,5	14,1	16,3	18,2	25,7
Погрешности %	0,1	1	2	3	4	5	10

тим здесь, что Д. И. Кумин подчеркивает, что допущение $\cos \alpha = 1$ является «совершенно произвольным» [133], и усматривает в этом один из основных недостатков решения И. И. Леви, также использовавшего это допущение. Но в то же время выражения ординат характерных точек свободной поверхности (перегиб, гребень и впадина) по Д. И. Кумину, И. И. Леви и нашему уравнению получаются при $\alpha_0 = 0$ для тонкой струи одинаковыми, хотя Д. И. Кумин в своих выкладках избежал допущения $\cos \alpha = 1$.

Заменив в уравнении (6-17) $\sin \alpha$ на $\frac{dy}{dS} = \frac{dy}{udt}$, где

$$u = \varphi \sqrt{2g(T'_0 - h_1 - y)}$$

— поверхностная скорость, имея в виду, что $\frac{d^2x}{dt^2} = \frac{du_x}{dt}$, и, опустив в уравнении (6-18) $\cos \alpha$, приходим к следующим дифференциальным уравнениям (при $\varphi = 1$):

$$\left. \begin{aligned} du_x &= \frac{g}{h_1} \frac{(y - h_0)}{\sqrt{2g(T'_0 - h_1 - y)}} dy; \\ \frac{d^2y}{dt^2} + \frac{g}{h_1} y - \frac{g}{h_1} (h_0 - h_1) &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (6-18')$$

В выражении скорости u величина T'_0 есть удельная энергия потока в верхнем бьефе, отсчитываемая от сливной кромки уступа.

Принимая в первом выражении $h_1 \sqrt{2g(T'_0 - h_1 - y)} = h_1 u = q$ и интегрируя, получаем приближенное значение горизонтальной составляющей скорости:

$$u_x = \frac{g}{q} \int (y - h_0) dy = \frac{g}{q} \left(\frac{y^2}{2} - h_0 y \right) + C.$$

При $y = 0$ имеем $u_x = u_0 \cos \alpha_{\pi}$, откуда $C = u_0 \cos \alpha_{\pi}$. Следовательно, горизонтальная составляющая скорости

$$u_x = u_0 \cos \alpha_{\pi} + \frac{g}{q} \left(\frac{y^2}{2} - h_0 y \right). \quad (6-19)$$

Имея в виду, что $\frac{d^2y}{dt^2} = \frac{du_y}{dt} = \frac{du_y}{dy} \frac{dy}{dt} = u_y \frac{du_y}{dy}$, вместо второго уравнения (6-18') при $\cos \alpha = 1$ получаем:

$$u_y du_y = \frac{g}{h_1} (h_0 - h_1 - y) dy.$$

Интегрируя левую часть в пределах от $u_0 \sin \alpha_{\pi}$ до u_y и правую часть от нуля до y , получаем выражение вертикальной составляющей скорости на свободной поверхности

$$u_y = \pm \sqrt{u_0^2 \sin^2 \alpha_{\pi} + 2g \left(\frac{h_0}{h_1} - 1 \right) y + \frac{g}{h_1} y^2}. \quad (6-20)$$

Формула ординаты свободной поверхности в функции времени получается из второго уравнения (6-18):

$$y = \sqrt{\frac{h_1}{g}} u_0 \sin \alpha_{\pi} \sin \sqrt{\frac{g}{h_1}} t + (h_0 - h_1) \left(1 - \cos \sqrt{\frac{g}{h_1}} t \right). \quad (6-21)$$

Постоянные интегрирования найдены из условия: при $t = 0$ имеем $y = 0$, $dy/dt = u_0 \sin \alpha_{\pi}$.

После интегрирования и совместного решения уравнений (6-18') получаем искомое уравнение свободной поверхности подтопленной струи:

$$\begin{aligned}
 x = & \sqrt{\frac{g}{h_1}} \left\{ u_0 \frac{h_1}{g} \left(\frac{c}{h_1} + \cos \alpha_{\Pi} \right) \operatorname{Arcsin} \theta - \right. \\
 & - \frac{1}{u_0} \left\{ 2(T'_0 - h_1) c \operatorname{Arcsin} \theta + h_0(h_0 - h_1)(\operatorname{Arcsin} \theta - \theta) - \right. \\
 & - (h_0 - h_1)^2 \left(\frac{1}{2} \operatorname{Arcsin} \theta - \frac{2}{3} \theta \right) - \\
 & - \frac{1}{6} [\Delta^2 \operatorname{Arcsin} \theta - (\Delta^2 - (h_0 - h_1)^2)(-1)^m \theta \sqrt{1 - \theta^2}] + \\
 & + \Delta \left[\frac{2}{3}(h_0 - h_1) \left((-1)^m \sqrt{1 - \theta^2} + \frac{\theta^2}{2} \right) - (-1)^m h_0 \sqrt{1 - \theta^2} \right] \left. \right\} - \\
 & - \frac{1}{3} \sin \alpha_{\Pi} (h_0 + 2h_1), \quad (6-22)
 \end{aligned}$$

где

$$\begin{aligned}
 \operatorname{Arcsin} \theta &= m\pi + (-1)^m \operatorname{Arcsin} \theta \text{ при } \theta = \sin \sqrt{\frac{g}{h_1}} t; \\
 c &= \frac{2}{3}(T'_0 - h_1) - h_0; \quad \Delta = u_0 \sin \alpha_{\Pi} \sqrt{\frac{h_1}{g}}; \\
 \theta &= \frac{[y - (h_0 - h_1)] \Delta \pm (h_0 - h_1) \sqrt{y [2(h_0 - h_1) - y] + \Delta^2}}{(h_0 - h_1)^2 + \Delta^2}. \quad (6-23)
 \end{aligned}$$

Постоянные интегрирования найдены из следующих начальных условий:

1) при $t = 0$ имеем $x = 0, y = 0$;

2) при $y = 0$ $u_x = u_0 \cos \alpha_{\Pi}$ и $u_y = u_0 \sin \alpha_{\Pi}$, где u_0 — поверхностная скорость в створе уступа; α_{Π} — угол наклона свободной поверхности струи в створе уступа (в начале координат).

Значение показателя m зависит от квадранта, отвечающего углу θ . Знак перед θ определяется зависимостью (6-23) $\theta = f(y)$, в которой для первого и второго квадрантов перед радикалом принимается плюс, для третьего и четвертого — минус.

Длина участка струи, на котором применимо уравнение свободной поверхности, ограничивается тем расстоянием от уступа, в пределах которого можно принять пьезометрический напор под струей h_0 за постоянную величину. Практически h_0 может быть принят постоянным на участке: при $\alpha_{\Pi} \geq 0$ — до второй точки перегиба свободной поверхности, при $\alpha_{\Pi} < 0$ — до первой впадины или даже до гребня (рис. 6-17).

Увеличение пьезометрического напора по длине струи вызывает заметное смещение струи вверх.

Силы турбулентного трения вызывают за начальным участком затухание ординат свободной поверхности. Строго говоря, $du/d\xi$ не равно нулю и на начальном участке. Однако погрешность за счет неучета сил трения не успевает накопиться по длине расчетного участка до практически ощутимой величины.

Для практического использования представляют интерес характеристические ординаты свободной поверхности (табл. 6-2). Экстремальные ординаты при $\alpha_{\Pi} \neq 0$ равны:

$$y = h_0 - h_1 \pm \sqrt{(h_0 - h_1)^2 + \Delta^2}. \quad (6-24)$$

В этой формуле знак плюс перед радикалом отвечает гребню струи, знак минус — впадине. При $\alpha_{\Pi} > 0$ (струя наклонена вверх) независимо

от разности $(h_0 - h_1)$ первоначально (по течению) образуется гребень, затем впадина, при $\alpha_n < 0$ — первоначально впадина, далее — гребень (рис. 6-17).

При горизонтальной свободной поверхности струи в створе уступа ($\alpha_n = 0$) получаем:

$$y = h_0 - h_1 \pm |h_0 - h_1|, \quad (6-25)$$

с тем же чередованием знаков перед прямой скобкой, что и в формуле (6-23) перед радикалом.

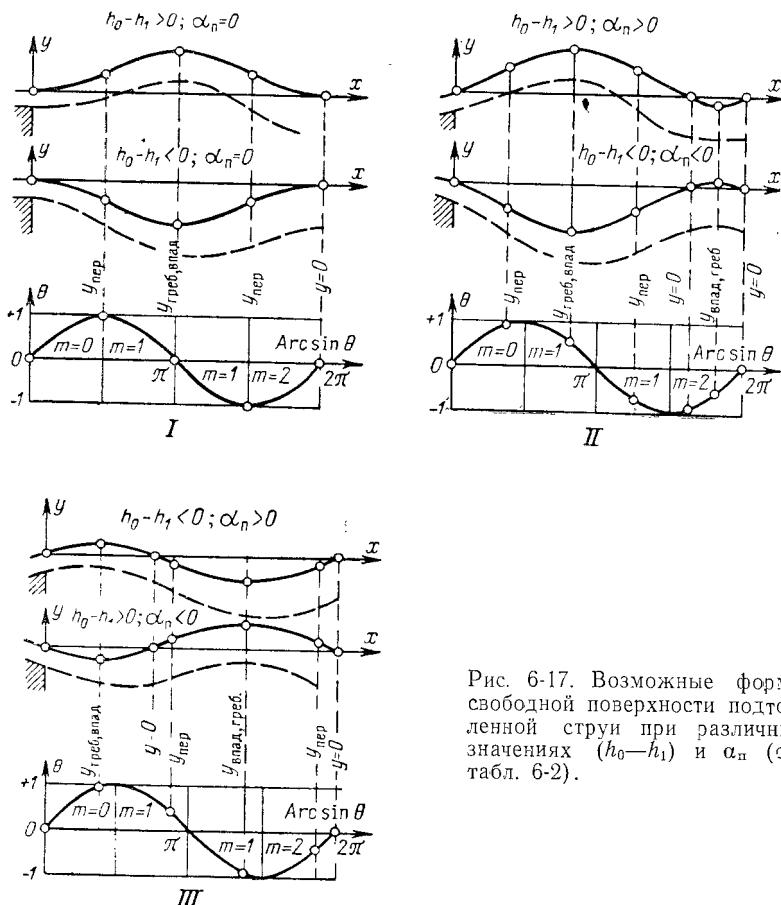


Рис. 6-17. Возможные формы свободной поверхности подтопленной струи при различных значениях $(h_0 - h_1)$ и α_n (см. табл. 6-2).

Ординаты первого гребня ($h_0 > h_1$) или первой впадины ($h_0 < h_1$) получаются равными:

$$y = 2(h_0 - h_1); \quad (6-26)$$

соответственно ординаты второго гребня или впадины равны нулю.

Ординаты точек перегиба как при $\alpha_n = 0$, так и при $\alpha_n \neq 0$ получаются равными:

$$y = h_0 - h_1. \quad (6-27)$$

При вычислении абсцисс для промежуточных значений ординат значения m в формуле (6-21) и знак перед радикалом в формуле (6-22) определяем, найдя предварительно по формуле (6-23) $y_{\pi/2}$, для чего принимаем $\theta = \sin \sqrt{\frac{g}{h_1}} t = 1$. Если $y < y_{\pi/2}$, то $m = 0$, а перед радикалом в формуле

Таблица 6-2

Значения характерных ординат свободной поверхности подтопленной струи и отвечающие им значения θ и m

I. $\alpha_{\text{п}} = 0$. II. $\alpha_{\text{п}} = 0$. и $(h_0 - h_1)$ одного знака

		Характерные ординаты				
Показатели		Началь-ное се-чение	Первая точка перегиба	Ордината при $\text{Arcsin } \theta = \frac{\pi}{2}$	Первые гребень или впадина	Вторые гребень или впадина
m	0	0	0	0	1	2
$\alpha_{\text{п}} = 0$	y	0	$h_0 - h_1$		$2(h_0 - h_1)$	0
	θ	0	1		0	0
$\alpha_{\text{п}} \neq 0$	y	0	$h_0 - h_1$	$h_0 - h_1 + \Delta$	$h_0 - h_1 \pm \sqrt{(h_0 - h_1)^2 + \Delta^2}$	$h_0 - h_1 \mp \sqrt{(h_0 - h_1)^2 + \Delta^2}$
	θ	0	$\frac{ h_0 - h_1 }{\sqrt{(h_0 - h_1)^2 + \Delta^2}}$	1	$\frac{ \Delta }{\sqrt{(h_0 - h_1)^2 + \Delta^2}}$	$\frac{- \Delta }{\sqrt{(h_0 - h_1)^2 + \Delta^2}}$

III. $\alpha_{\text{п}}$ и $(h_0 - h_1)$ разных знаков

		Характерные ординаты				
Показатели		Началь-ные се-чения	Первые гребень или впадина	Ордината при $\text{Arcsin } \theta = \frac{\pi}{2}$	Первая точка перегиба	Вторые гребень или впадина
m	0	0	0	0	1	1
$\alpha_{\text{п}} \neq 0$	y	0	$h_0 - h_1 \pm \sqrt{(h_0 + h_1)^2 + \Delta^2}$	$h_0 - h_1 + \Delta$	$h_0 - h_1$	$h_0 - h_1 \mp \sqrt{(h_0 - h_1)^2 + \Delta^2}$
	θ	0	$\frac{ \Delta }{\sqrt{(h_0 - h_1)^2 + \Delta^2}}$	1	$\frac{ h_0 - h_1 }{\sqrt{(h_0 - h_1)^2 + \Delta^2}}$	$\frac{- \Delta }{\sqrt{(h_0 - h_1)^2 + \Delta^2}}$

$$\Delta = u_0 \sin \alpha_{\text{п}} \sqrt{\frac{h_1}{g}}$$

(6-23) имеем „плюс“. Когда $y > y_{\pi/2}$, то $m=1$, а перед радикалом имеем минус. При $\alpha_{\text{п}}=0$ абсциссы первых гребня или впадины равны ($\text{Arcsin } \theta = \pi$, $\theta=0$, $m=1$):

$$x_{\text{гр}} = \pi \sqrt{\frac{g}{h_1}} \left\{ u_0 \frac{h_1}{g} \left(\frac{c}{h_1} + 1 \right) - \frac{1}{u_0} [2(T'_0 - h_1)c + h_0(h_0 - h_1) + 0,5(h_0 - h_1)^2] \right\}. \quad (6-28)$$

Абсцисса первой точки перегиба $\left(\text{Arcsin } \theta = \frac{\pi}{2}, \theta = 1, m = 0 \right)$

$$x_{\text{пер1}} = \pi \sqrt{\frac{g}{h_1}} \left\{ u_0 \frac{h_1}{g} \left(\frac{c}{h_1} + 1 \right) - \frac{1}{u_0} [2(T'_0 - h_1)c + 0,363h_0(h_0 - h_1) - 0,075(h_0 - h_1)^2] \right\}. \quad (6-29)$$

Здесь

$$c = \frac{2}{3} (T_0 - h_1) - h_0.$$

Вследствие симметричности расчетной кривой абсцисса симметрично расположенной точки может быть найдена графически или по формуле

$$x_2 = 2x_{\text{экстр}} - x_1. \quad (6-30)$$

Сопоставление расчетных и опытных кривых свободной поверхности показывает, что при наличии носка с прямолинейной вставкой начало координат в случае $h_0 - h_1 > 0$ следует принимать в начале горизонтальной вставки, но на расстоянии от сливной кромки не более двух глубин струи.

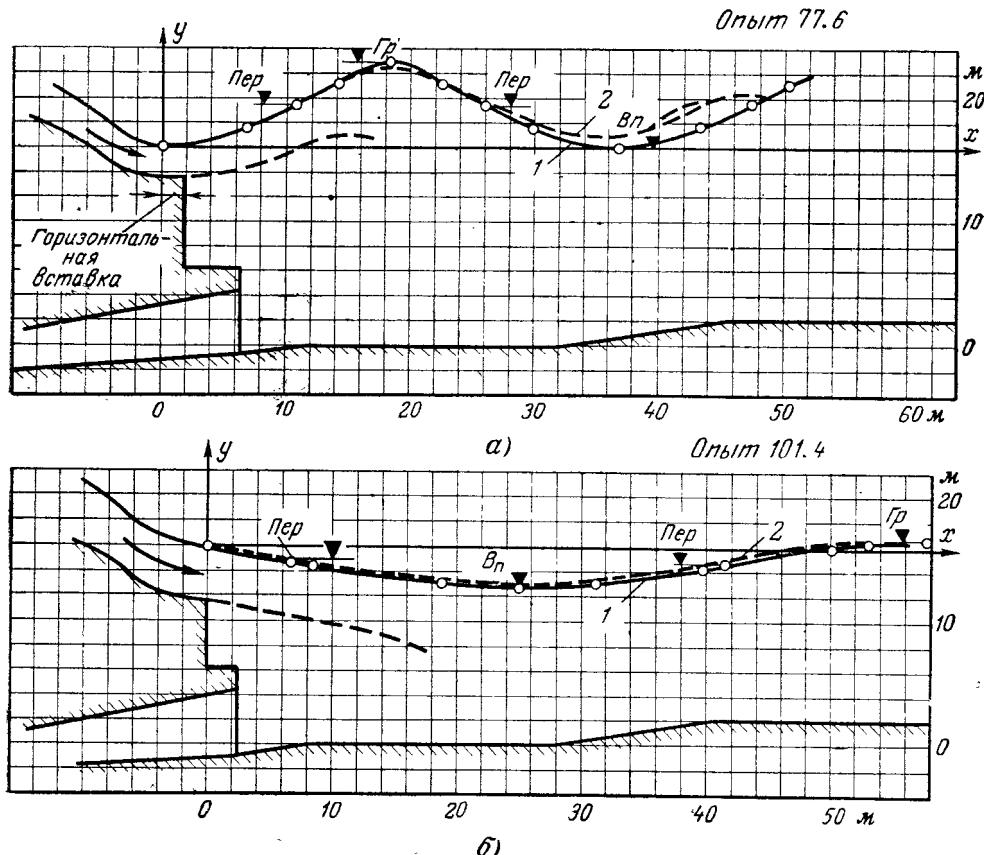


Рис. 6-18. Сопоставление расчетных и экспериментальных кривых свободной поверхности водосливной струи.

$a - h_0 > h_1, \alpha_n = 0; b - h_0 < h_1, \alpha_n \neq \alpha_h, \alpha_n < 0.$

При длинном развитом носке и тонкой струе угол наклона α_n свободной поверхности струи в створе уступа, значение которого входит в формулы (6-21), (6-22) и (6-23), следует принимать равным углу наклона носка (см. пример). При поверхностном режиме, близком к первому критическому ($h_0 \approx h_{\text{окр1}}$ — см. ниже), угол α_n может быть вычислен по формуле (6-31). При коротком носке и толстой струе в случае $h_0 - h_1 > 0$ угол α_n близок к нулю при любом значении h_1 .

В практических расчетах уравнение свободной поверхности струи может быть распространено за вторую точку перегиба. Построение кри-

вой свободной поверхности при этом можно произвести по характерным точкам [формулы (6-24)–(6-30)].

Предлагаемые формулы для расчета свободной поверхности подтопленной водосбросной струи были проверены по материалам исследований модели турбинного блока Камской водосливной ГЭС. Во всех случаях на начальном участке струи получено вполне удовлетворительное совпадение расчетных кривых с опытными. На рис. 6-18 представлены два таких сопоставления. Исходные данные — см. в табл. 6-4. Расчет кривой свободной поверхности возможен также и при поступлении воды из отсасывающей трубы.

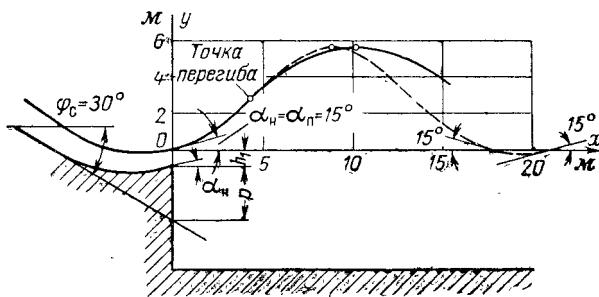


Рис. 6-19. Результаты расчета формы свободной поверхности.

— расчет по предлагаемым формулам; — расчет по И. И. Леви.

Пример расчета свободной поверхности подтопленной водосбросной струи. Задано: $T'_0=16,90 \text{ м}$, $\alpha_n=15^\circ$, $h_1=0,70 \text{ м}$, $h_0=3,40 \text{ м}$, $p=2,3 \text{ м}$, $h_0-h_1=3,40-0,70=2,70 \text{ м}$, $p/h_1=3,3$ (рис. 6-19).

Поверхностная скорость в створе уступа

$$u_0 = \varphi \sqrt{2g(T'_0 - h_1)} = 1,0 \cdot \sqrt{2 \cdot 9,81 \cdot (16,90 - 0,70)} = 17,85 \text{ м/сек}$$

(коэффициент скорости для поверхности струйки принят равным единице).

В данном случае имеем развитый носок при тонкой струе¹, следовательно, $\alpha_n=\alpha_h=15^\circ$. Величины α_n и h_0-h_1 одного знака.

По формулам (6-24) и (6-25) определяем ординаты точек перегиба и гребня:

$$y_{\text{пер}} = h_0 - h_1 = 2,70 \text{ м};$$

$$y_{\text{гр}} = h_0 - h_1 + \sqrt{(h_0 - h_1)^2 + \Delta^2} = 2,70 + \sqrt{2,70^2 + 1,42} = 5,65 \text{ м},$$

где

$$\Delta = u_0 \sin \alpha_n \sqrt{\frac{h_1}{g}} = 17,85 \sin 15^\circ \sqrt{\frac{0,70}{9,81}} = 1,19; \quad \Delta^2 = 1,42.$$

По формулам табл. 6-2 для ординат точки перегиба и гребня определяем:

$$\theta_{\text{пер}} = \frac{|h_0 - h_1|}{\sqrt{(h_0 - h_1)^2 + \Delta^2}} = \frac{2,70}{\sqrt{2,70^2 + 1,42}} = 0,915;$$

$$\theta_{\text{гр}} = \frac{|\Delta|}{\sqrt{(h_0 - h_1)^2 + \Delta^2}} = \frac{1,19}{\sqrt{2,70^2 + 1,42}} = 0,403.$$

¹ Можно считать, что глубина струи по сравнению с размерами носка значительна при $\frac{p}{h_1} < 1,58$ (см. § 6-4, б). В данном примере $\frac{p}{h_1} = 3,3$.

При $m = 0$ выражение (6-22) в нашем случае принимает вид:

$$x = \sqrt{\frac{9,81}{0,70}} \left\{ 17,85 \frac{0,70}{9,81} \left(\frac{c}{0,70} + \cos 15^\circ \right) \operatorname{Arcsin} \theta - \frac{1}{17,85} \left\{ 2(16,90 - 0,70)c \operatorname{Arcsin} \theta + \right. \right. \\ \left. + 3,40(3,40 - 0,70)(\operatorname{Arcsin} \theta - \theta) - (3,40 - 0,70)^2 \left(\frac{1}{2} \operatorname{Arcsin} \theta - \frac{2}{3} \theta \right) - \right. \\ \left. - \frac{1}{6} [1,42 \operatorname{Arcsin} \theta - 1,42 + (3,40 - 0,70)^2 \theta \sqrt{1 - \theta^2}] + \right. \\ \left. + 1,19 \left[\frac{2}{3}(3,40 - 0,70) \sqrt{1 - \theta^2} + \frac{\theta^2}{2} - 3,40 \sqrt{1 - \theta^2} \right] \right\} - \\ \left. - \frac{1}{3} \sin 15^\circ (3,40 + 2 \cdot 0,70), \right.$$

где

$$c = \frac{2}{3} (16,90 - 0,70) - 3,40 = 8,4 \text{ м.}$$

Аналогично получаем выражение абсциссы при $m = 1$.

Расчет сводим в табл. 6-3.

Таблица 6-3

Расчет абсцисс свободной поверхности струи

$y, \text{ м}$	m	θ [формула (6-23)]	$\sqrt{1 - \theta^2}$	$\operatorname{arcsin} \theta$	$\operatorname{Arcsin} \theta$	x_1 [формула (6-21)], м	x_2 [формула (6-30)], м
(гребень)	1	0,403	0,915	0,415	2,726	9,433	—
	1	0,739	0,674	0,831	2,310	8,223	10,643
	1	0,973	0,230	1,338	1,803	6,506	12,360
	1	0,994	0,109	1,460	1,681	5,466	13,400
	0	0,915	0,404	1,155	1,155	4,769	14,097
	0	0,516	0,857	0,542	0,542	2,439	16,427

Помимо абсцисс первой точки перегиба и гребня, вычисляем абсциссы точек, имеющих ординаты $y=5,40 \text{ м}$, $4,50 \text{ м}$, $3,60 \text{ м}$ и $1,00 \text{ м}$, расположенных между гребнем волны и створом уступа.

Для определения показателя m и знака перед радикалом по формуле (6-22) вычисляем ординату свободной поверхности, отвечающую $\theta=1$, $\left(\sin \sqrt{\frac{g}{h_1}} t = \theta = 1 \right)$:

$$y_{\pi/2} = \sqrt{\frac{h_1}{g}} u_0 \sin \alpha_{\pi} + h_0 - h_1 = \sqrt{\frac{0,70}{9,81}} 17,85 \cdot \sin 15^\circ + 3,40 - 0,70 = 2,38 \text{ м.}$$

Если $y < 2,38 \text{ м}$, то в формуле (6-21) имеем $m=0$, в формуле (6-22) перед радикалом — знак плюс. При $y > 2,38 \text{ м}$ соответственно $m=1$, перед радикалом — знак минус.

Расчетная кривая дана на рис. 6-19, где также нанесена кривая свободной поверхности, рассчитанная для этих же исходных данных по И. И. Леви [147].

В данном случае результаты расчета по предлагаемым формулам и по И. И. Леви близки между собой и хорошо совпадают с опытными данными. Однако следует иметь в виду, что расчет по И. И. Леви возможен при равенстве углов наклона носка и свободной поверхности струи, что может быть или при тонкой струе, или при очень развитом носке.

В заключение на рис. 6-20 приведены кривые свободной поверхности и пьезометрического напора, полученные экспериментально на модели турбинного блока Камской водосливной ГЭС (МЭИ, опыты авто-

Данные о кривой свободной поверхности подтопленной струи в нижнем бьефе
понижение рисбермы $e=1,07$ м)

Номер рисунка	a , м	α_n , град	l_H , м	T'_0 , м	q_B' , м ³ /сек	q_T' , м ³ /сек	Опытные	
							h_0 , м	
6-20, а	10,77	0	0	19,52	16,1	14,5	2,30	
б	10,77	0	1,77	19,43	21,9	13,5	4,23	
в	13,74	0	4,95	16,14	30,8	0	5,94	
г	10,77	0	0	19,52	63,9	13,6	4,28	
д	11,45	15	0	18,64	9,5	13,8	3,50	
е	13,74	0	4,95	17,45	30,8	0	-0,06	
ж	11,45	15	0	18,91	64,0	14,0	1,78	
з	12,90	0	0	17,41	50,8	13,7	0,42	
6-18, а	14,67	0	1,40	15,47	31,2	0	5,63	
б	12,90	0	0	17,18	62,6	0	2,82	

Примечание. Кривые свободной поверхности на рис. 6-20 и опытные значения ординат характерных точек l_H — длина горизонтального участка носка; T'_0 — удельная энергия верхнего бьефа над сливной кромкой носка;

ра). Зафиксировано довольно быстрое затухание волны, что еще раз говорит о возможности рассчитывать по полученным формулам свободную поверхность лишь на начальном участке струи. Можно отметить также постоянство пьезометрического напора в пределах первой

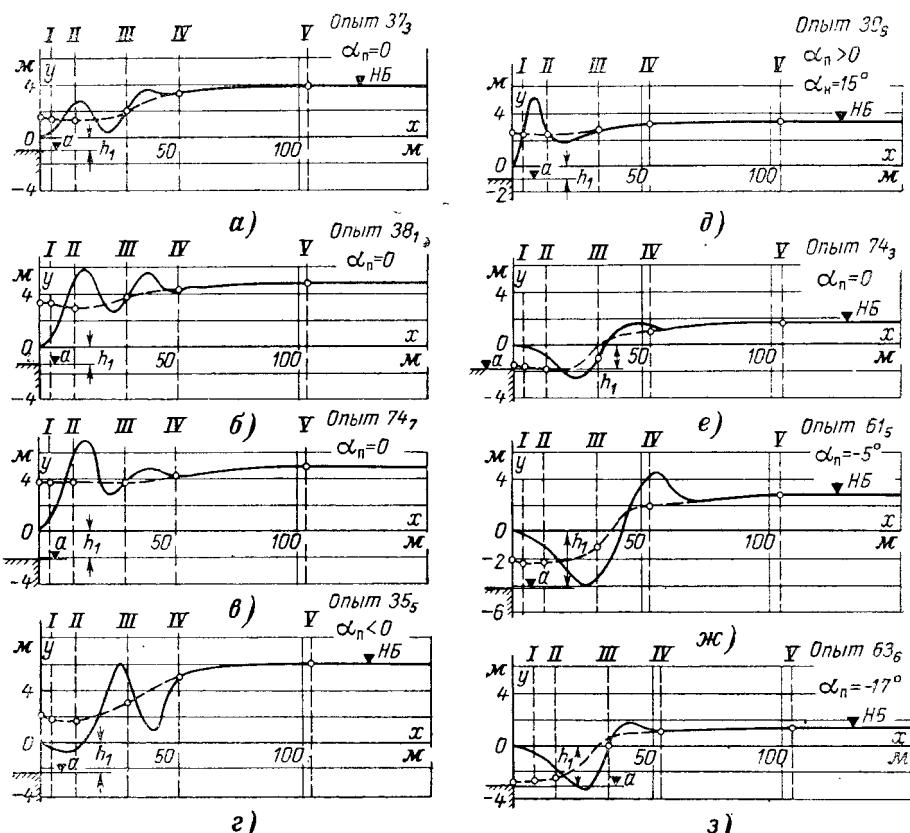


Рис. 6-20. Свободная поверхность водоосбросной подтопленной струи и изменение пьезометрического напора под струей.

Режимы, близкие ко второму критическому ($h_0 > h_c$): а, б, в — $\alpha_n = 0$; е, ж — $\alpha_n \neq 0$. Режимы, близкие к первому критическому ($h_0 < h_c$): е — $\alpha_n = 0$; ж, з — $\alpha_n < 0$; —— о — — пьезометрическая линия; —— — свободная поверхность q_B' — уровень сливной кромки носка.

Таблица 6-4
модели Камской водосливной ГЭС (высота наклонного участка водобоя $d=3,2$ м,

данные					расчет		
$t, \text{м}$	$\alpha_{\text{п}}^{\circ}, \text{град}$	$y_{\text{гр. вп.}}, \text{м}$	$y_{\text{пер.}}, \text{м}$	$y_{\text{вп. гр.}}, \text{м}$	$h_1, \text{м}$	$y_{\text{гр. вп.}}, \text{м}$	$y_{\text{пер.}}, \text{м}$
12,54	0	2,8	1,4	0,4	0,91	2,77	1,38
14,49	0	5,9	3,0	2,8	1,24	5,98	2,99
18,67	0	7,7	3,7	2,0	2,08	7,72	3,86
17,11	<0	-0,8	2,0	5,8	—	—	—
13,63	15	5,2	2,7	1,7	0,65	5,80	2,76
14,72	0	-2,6	-1,2	1,6	—	—	—
16,07	-5	-4,0	-1,5	4,5	—	—	—
15,09	-17	-3,4	-1,0	1,7	—	—	—
19,51	0	6,1	3,15	1,2	2,18	6,90	3,45
18,76	-9	-3,0	-1,5	0	4,00	-3,17	-1,18

точек найдены по фотографиям; a — превышение сливной кромки носка над порогом отсасывающей трубы; h_1 — глубина струи в створе сливной кромки уступа; t — глубина нижнего бьефа в конце рисбермы.

волны или впадины, что положено в основу исходной расчетной схемы. Экспериментальные данные, соответствующие кривым, помещены в табл. 6-4.

б) Угол наклона поверхности водосливной струи в створе уступа при первом критическом режиме

Для расчетов траектории струи, критических поверхностных режимов и определения параметров носка водосливного уступа, обеспечивающих образование поверхностного режима, необходимо знать наклон свободной поверхности струи в створе уступа, который может или совладать с наклоном носка или отличаться от него даже по знаку.

На рис. 6-21 можно проследить изменение угла наклона струи в створе уступа в зависимости от пьезометрического напора под струей. Чем меньше h_0 , т. е. чем ниже уровень нижнего бьефа, тем больше угол наклона свободной поверхности. При изменении относительной величины пьезометрического напора h_0/h_1 от 1,67 до -1,35 угол наклона $\alpha_{\text{п}}$ свободной поверхности изменяется в пределах от -14° до -23°, т. е. на 9°.

В данном случае размеры носка по сравнению с глубиной на уступе незначительны: $p/h_1 \approx 0,7$, где p — превышение точки в начале кривой, образующей носок, над плоскостью сливной поверхности (ее продолжением) в створе уступа (рис. 6-22), h_1 — глубина струи. Угол наклона носка $\alpha_{\text{п}} = -5^\circ$.

На угол наклона струи в створе уступа влияют: наклон струи на участке до начала криволинейной поверхности носка, длина носка и радиус его закругления, глубина струи, а также пьезометрический напор под струей.

На участке до начала носка угол наклона струи принимается равным углу наклона слива φ_s .

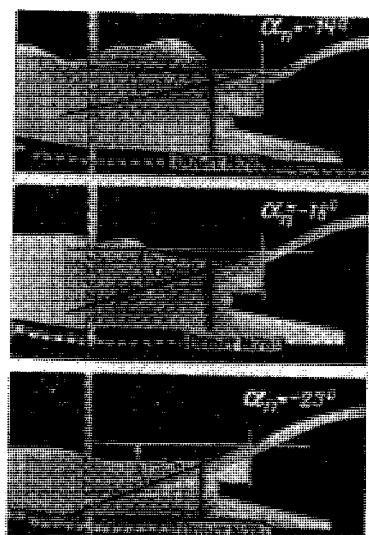


Рис. 6-21. Увеличение угла наклона свободной поверхности струи в створе уступа с понижением уровня нижнего бьефа (с уменьшением пьезометрического напора h_0).

Кривизна носка назначается при проектировании в определенных пределах. Поэтому при заданных φ_c , α_n и расстоянии от сливной кромки до вершины угла при пересечении плоскости водосливной поверхности

вертикальной плоскостью, проведенной через сливную кромку, носки можно считать геометрически схожими. Величина p прямо пропорциональна длине L и обратно пропорциональна φ_c и α_n . Знаки углов принимаются: при прямом уклоне — минус при обратном уклоне — плюс.

Ограничим задачу определением угла наклона свободной поверхности α_n лишь при первом критическом режиме (но еще при незатопленной струе), влияние пьезометрического напора h_0 на угол α_n не учитываем.

Подставив угол наклона свободной поверхности в створе уступа при первом критическом режиме в зависимости от перечисленных выше параметров, удалось получить при $\varphi_c \leq 36^\circ$ следующую эмпирическую формулу [241]:

$$\alpha_n = \alpha_n \frac{kp}{h_1} + \varphi_c \left(1 - \frac{kp}{h_1} \right). \quad (6-31)$$

Рис 6-22. Схема к определению угла наклона свободной поверхности α_n .

При $\alpha_n = 0$

$$\alpha_n = \varphi_c \left(1 - \frac{kp}{h_1} \right), \quad (6-31')$$

де

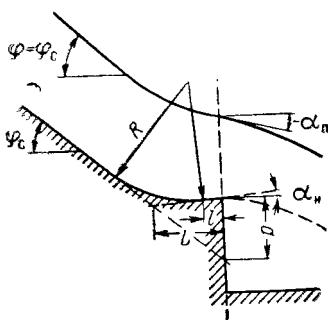
$$\frac{kp}{h_1} = 0,2 \left(\frac{p}{h_1} \right)^2 - 0,5. \quad (6-32)$$

С удлинением носка, т. е. с увеличением p/h_1 , угол α_n приближается к α_n и при достаточно длинном носке $\alpha_n \approx \alpha_n$. При $p/h_1 = 1,58$ получаем $kp/h_1 = 1$, чему по формуле (6-31) соответствует $\alpha_n = \alpha_n$. Следовательно, предел применения полученных формул определяется длиной носка $p/h_1 = 1,58$. При $p/h_1 > 1,58$ следует принимать $\alpha_n = \alpha_n$. В этих формулах углы наклона выражаются в градусах.

С укорочением носка угол α_n приближается к углу φ_c ; с уменьшением p/h_1 до некоторого предела (т. е. с укорочением носка) происходит затопление струи.

Использование для определения k данных, полученных с фотографий и зарисовок, обусловливает разброс экспериментальных точек на графике $\frac{kp}{h_1} = f\left(\frac{p}{h_1}\right)$. Поэтому погрешность в расчете α_n выражается величиной, не меньшей 2° .

Некоторые авторы утверждают, что подъем носка на $10—15^\circ$ и даже 20° (!) несущественно влияет на положение границ сопряжения бьефов [133, 152]. В действительности же влияние угла наклона носка на характер сопряжения бьефов зависит от относительных размеров носка. Чем больше p/h_1 , тем заметнее влияние носка на направление струи, сходящей с уступа, и на сопряжение бьефов. Но при приближении поверхностного режима ко второму критическому режиму влиянием наклона носка на режим сопряжения бьефов можно вообще пренебречь, чем и объясняется утверждение Б. Ф. Левицкого о несущественном влиянии угла наклона носка до 20° на сопряжение бьефов. При приближении к первому критическому режиму изменение наклона струи,



сходящей с уступа, на $5-10^\circ$ изменяет характер сопряжения бьефов и качественно и количественно.

Пределы применимости формул: $0,37 \leq p/h_1 \leq 1,48$; $R/h_1 = 1,80 \div 5,90$; $R/p = 0,76 \div 6,96$; угол наклона слива φ_c (-34) \div (-40°).

6-5. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ДАВЛЕНИЯ В СТРУЕ В СТВОРЕ УСТУПА

Для расчета критических поверхностных режимов и эжекции в нижний бьеф требуется знать распределение и величину давления в струе, в ее начальном (в створе уступа) сечении.

Изучением распределения давления в струе занимаются со временем Базена (1890 г). Опыты показывают, что характер распределения давления в струе зависит от степени ее подтопления, определяющей знак кривизны струи.

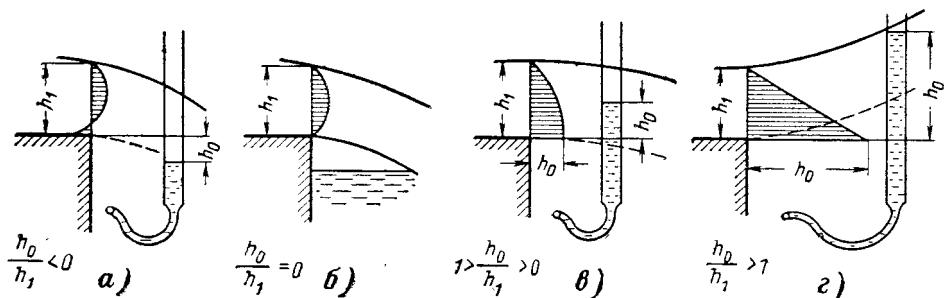


Рис. 6-23. Изменение эпюры давления в струе в зависимости от h_0/h_1 .

Давление в сечениях вогнутой струи всегда больше гидростатического. Распределение давления близко к линейному, от атмосферного — на свободной поверхности, до величины, отвечающей пьезометрическому напору в вальце под струей (рис. 6-23, *г*). Если под струей давление атмосферное (рис. 6-23, *б*), меньше атмосферного (при подтопленной струе) или меньше гидростатического (рис. 6-23, *а*, *в*), то струя становится выпуклой, а эпюра давления принимает параболическое очертание [242].

Скорости по сечению выпуклой струи убывают к поверхности, по сечению вогнутой струи — увеличиваются.

Отклонение давления в струе от гидростатического представляет собой кинетическое¹ давление, с учетом которого давление в любой точке криволинейной струи

$$\frac{p}{\gamma} = \xi \cos \alpha \pm \frac{p^*}{\gamma} = \xi \cos \alpha \pm \frac{1}{g} \int_0^r \frac{u^2}{r} dr, \quad (6-33)$$

где $\frac{p^*}{\gamma}$ — кинетическое давление; ξ — глубина погружения данной точки по нормали под уровень; r — радиус кривизны отдельной струйки.

В общем случае неизвестна даже средняя кривизна струи и тем более закон изменения кривизны по сечению. Пытаясь учесть влияние кривизны струи, некоторые авторы заменяют криволинейную эпюру ли-

¹ По Л. Прандтлю [202, стр. 62] кинетическим давлением называется разность давлений в движении и покое.

неиной, треугольной или полигональной. Ряд авторов ошибочно отождествляют кривизну струи в створе уступа с кривизной носка.

Большинство авторов занимается изучением свободно падающей струи. В случае подтопленной струи обычно рассматривается сечение струи в створе уступа и лишь в трех известных нам работах (И. Эйнвахтера, И. И. Леви и Д. И. Кумина) — в сечениях вне уступа.

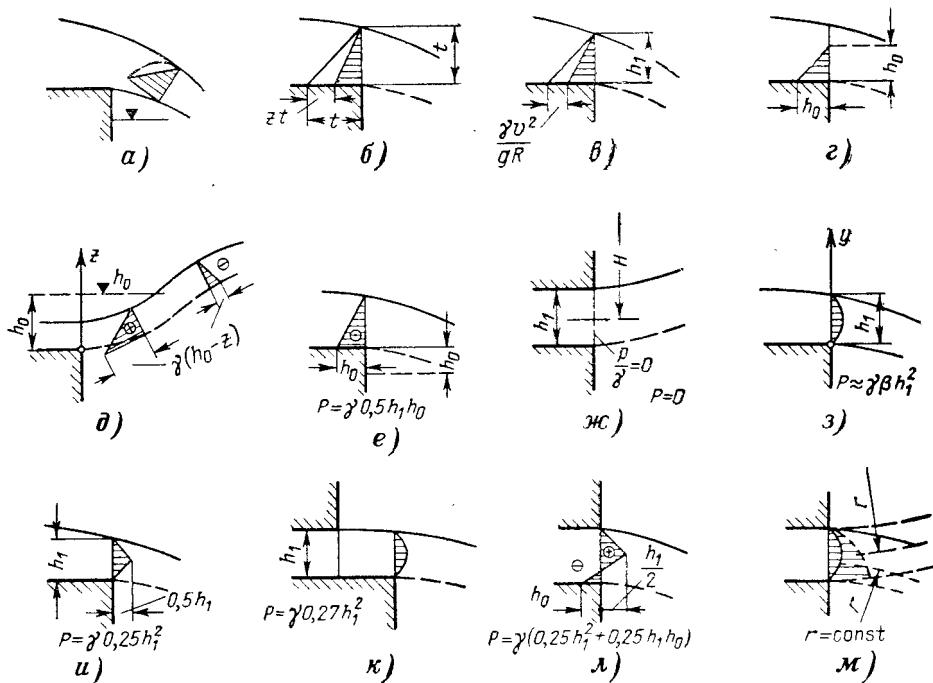


Рис. 6-24. Схематизация эпюор давления в струе¹.

а — А. Кох; *б* — П. Босс; *в* — А. А. Сабанеев; *г* — И. Эйнвахтер; *д* — И. И. Леви; *е* — С. А. Егоров; *ж* — ТУ 29-53; *з* — Х. Рауз ($\beta \approx 0,2$), А. М. Тужилкин ($\beta = 0,4$); *б* — В. В. Смыслов; *и* — С. М. Слисский; *к* — П. Е. Ткаченко; *л* — П. М. Слисский; *м* — М. Э. Факторович.

Давление в сечениях свободно падающей струи принимается вне уступа во всех известных нам работах атмосферным; лишь А. Кох [127] грубо ошибался, считая, что давление какой-либо точки наклонной свободно падающей струи равно «ее вертикальному расстоянию от свободной поверхности».

Почти все авторы при определении силы давления в сечении струи в створе уступа исходили из весьма грубой схематизации распределения давления, о чем можно судить по рис. 6-24. Лучшее совпадение с опытными данными дает из числа рассмотренных на рис. 6-24 эпюра, построенная по М. Э. Факторовичу [279], который исходил при выводе формул из предположения, что радиусы кривизны струек в выходном сечении в каждом рассматриваемом случае постоянны.

Для расчета давлений в струе в створе уступа водослива с широким порогом наиболее строгое решение предложено В. В. Смысловым [249].

Однако в его окончательном виде это решение неудобно для использования в наших целях.

¹ С. М. Слисский, Вопросы гидравлики нижнего бьефа гидроэлектростанций. Автореферат диссертации на соискание ученой степени доктора техн. наук, М., 1962. 286

а) Расчет давлений (и скоростей) в струе в створе сливной кромки отверстий напорных водосбросов

Рассматривая подтопленную изогнутую струю в створе отверстий водосбросов без полки, исходим из закона площадей $ur = \text{const}$ ¹. Получим выражение для определения кинетического давления, являющегося согласно формуле (6-33) составляющей полного давления:

$$\frac{p^*}{\gamma} = \frac{1}{g} \int_0^\xi \frac{u^2}{r} d\xi.$$

Скорость в любой точке M сечения (рис. 6-25) выражаем через поверхность скорость и радиусы кривизны линий токов $u = \frac{u_B r_B}{r}$, используя закон площадей.

Следовательно, в точке M давление равно:

$$\frac{p^*}{\gamma} = \frac{u_B^2 r_B^2}{g} \int_{r_B}^r \frac{dr}{r^3} = \frac{u_B^2}{2g} \left[1 - \frac{r_B^2}{r^2} \right].$$

Для нижней линии тока $r_H = r_B + h$, поэтому

$$\frac{r_B}{r_B + h} = \frac{u_H}{u_B}; \quad r_B = \frac{h_1 u_H}{u_B - u_H}.$$

Радиус кривизны любой линии тока:

$$r = r_B + \xi = \frac{h_1 u_H}{u_B - u_H} + \xi = \frac{h_1 u_H + \xi (u_B - u_H)}{u_B - u_H}.$$

Тогда

$$\frac{r_B}{r} = \frac{h_1 u_H}{h_1 u_H + \xi (u_B - u_H)}$$

и

$$\frac{p^*}{\gamma} = \frac{u_B^2}{2g} \left[1 - \frac{(h_1 u_H)^2}{[(h_1 - \xi) u_H + \xi u_B]^2} \right].$$

Поскольку

$$u_B = \varphi \sqrt{2g(T'_0 - h_1)}, \quad u_H = \varphi \sqrt{2g(T'_0 - h_0)}, \quad (6-34)$$

приводим формулу к следующему виду:

$$\frac{p^*}{\gamma} = \varphi^2 (T'_0 - h_1) \left[1 - \frac{h_1^2 (T'_0 - h_0)}{[(h_1 - \xi) \sqrt{T'_0 - h_0} + \xi \sqrt{T'_0 - h_1}]^2} \right], \quad (6-35)$$

где T'_0 — удельная энергия верхнего бьефа над сливной кромкой отверстия; h_0 — пьезометрический напор под струей, отсчитываемый от сливной кромки.

При $\xi = 0$, т. е. на свободной поверхности, получаем $p^*/\gamma = 0$. При $\xi = h_1$, т. е. на нижней границе струи, $p^*/\gamma = h_0 - h_1$.

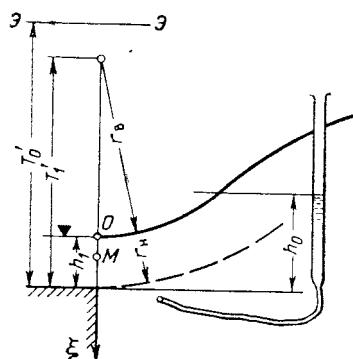


Рис. 6-25. К выводу формулы изменения давления в струе в створе сливной кромки уступа.

¹ Совпадение центров радиусов кривизны струек не обуславливается (непараллельностранный поток).

На рис. 6-26,*a* нанесены экспериментальные точки и даны эпюры давлений, рассчитанные по М. Э. Факторовичу [279] и по формуле (6-35). Совпадение с опытными данными может быть признано удовлетворительным.

При известном кинетическом давлении в точке *M* (рис. 6-25) местные скорости в этой точке равны:

$$v = \varphi \sqrt{2g \left[T'_{\infty} - h_1 - \frac{p^*}{\gamma} \right]}, \quad (6-36)$$

где $\frac{p^*}{\gamma}$ — кинетическое давление в точке *M*.

б) Расчет давления в струе в створе уступа водослива

Для сечения водосливной струи в створе уступа получим полуэмпирическую формулу, обеспечивающую лучшее совпадение с опытами, чем формула (6-35), и в то же время позволяющую избежать слишком грубой схематизации эпюры давлений в этом сечении.

Принимаем в створе уступа изменение радиуса кривизны струек по глубине по степенному закону:

$$r = r_b \left(\frac{h_1}{h_1 - \xi} \right)^n,$$

полагая, что при $\xi = 0$ $r = r_b$, при $\xi = h_1$ $r = \infty$.

Подставляя *r* в формулу (6-33), принимая скорость в струе по глубине постоянной, равной поверхностной скорости, и интегрируя, получаем:

$$\frac{p^*}{\gamma} = - \frac{u_b^2}{(n+1) gr_b h_1^n} [(\xi - h_1)^{n+1} - h_1^{n+1}].$$

При $\xi = h_1$ $p^*/\gamma = h_0 - h_1$. Тогда радиус кривизны свободной поверхности выражается следующей зависимостью:

$$r_b = \frac{u_b^2}{(n+1) g} \frac{h_1}{(h_0 - h_1)}.$$

Подставляя это выражение в предыдущее, получаем вместо (6-33):

$$\frac{p}{\gamma} = \xi \cos \alpha + (h_0 - h_1) \left[1 + \left(\frac{\xi}{h_1} - 1 \right)^{n+1} \right].$$

Сопоставляя результаты расчета при различных *n* с опытными данными, устанавливаем, что *n* меньше единицы. Поэтому более удобной для использования является следующая аппроксимирующая формула, в которой показатель степени равен целому числу:

$$\frac{p}{\gamma} = \xi \cos \alpha + (h_0 - h_1) \left(\frac{\xi}{h_1} \right)^4. \quad (6-37)$$

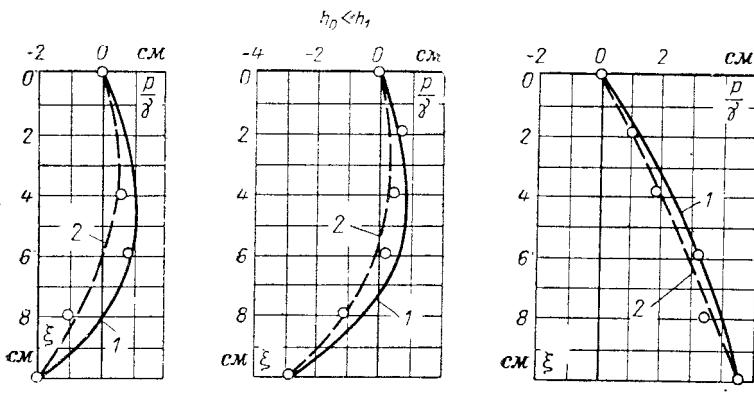
Силу суммарного давления определяем как интеграл от p/γ по глубине (при $\cos \alpha = 1$):

$$P = \gamma b \int_0^{h_1} \left(\xi + \frac{h_0 - h_1}{h_1^4} \xi^4 \right) d\xi = \gamma b \left(\frac{h_1^2}{2} + \frac{h_0 - h_1}{5} h_1 \right),$$

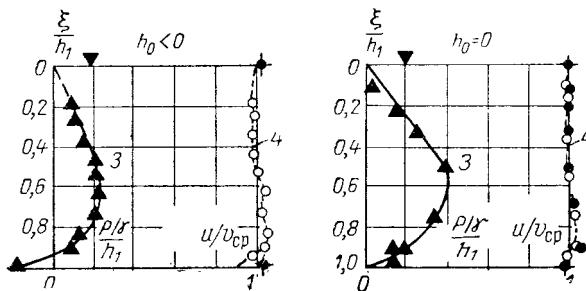
или в окончательном виде

$$P = (0,3h_1^2 + 0,2h_0h_1)b, \quad (6-38)$$

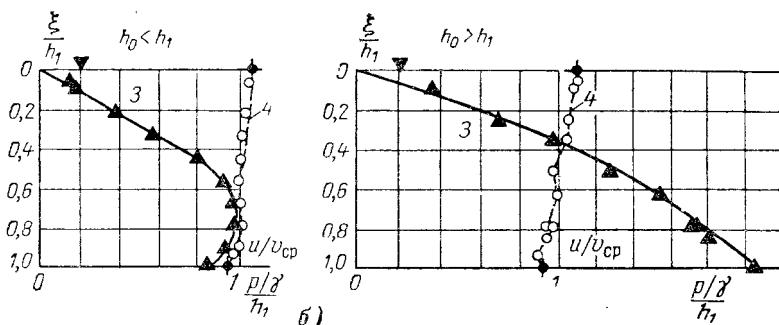
где *b* — ширина струи.



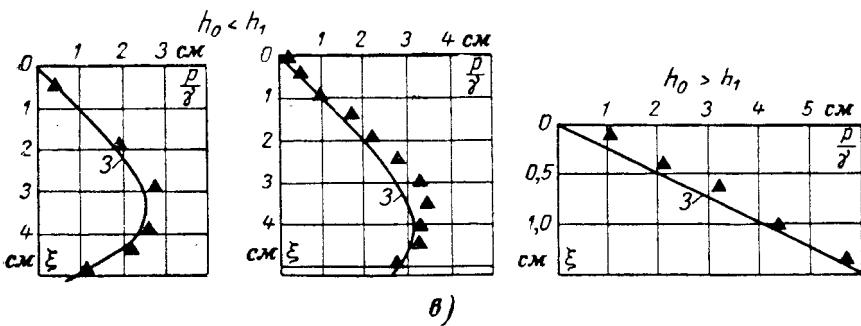
a)



b)



b)



c)

Рис. 6-26. Эпюры давления и скоростей в сечениях струи.

a — в створе отверстий напорных водосбросов без полки (опыты Э. М. Факторовича); *б* — в створе сливной кромки короткого носка водослива (опыты автора); *в* — то же при длинном носке (опыты Г. П. Скребкова); 1 — расчет давлений по (6-35); 2 — то же по Э. М. Факторовичу [279]; 3 — то же по (6-37); 4 — расчет местной скорости по (6-36).

В дальнейшем эту формулу используем при $h_0 \leq h_1$. При $h_0 > h_1$ принимаем линейный закон распределения избыточного давления: от нуля на поверхности до γh_0 на нижней границе струи, чему соответствует

$$P = \gamma 0,5 h_1 h_0 b. \quad (6-38')$$

При $h_0 = 0$ по формуле (6-38)

$$P = \gamma 0,3 h_1^2 b. \quad (6-38'')$$

Формула (6-37) дает неплохое совпадение с опытными данными также и при длинном носке водослива. Она проверена по данным наших опытов [242] и опытов Г. П. Скребкова (рис. 6-26, б, в).

Отметим, что численный коэффициент в формуле (6-38'') равен по Х. Раузу [343] — 0,2, по П. П. Ткаченко — 0,27, по А. М. Тужилкину [276] — 0,4.

6-6. КРИТИЧЕСКИЕ РЕЖИМЫ ЗА СОВМЕЩЕННЫМИ ЗДАНИЯМИ ГЭС, ИМЕЮЩИМИ ВОДОСБРОСНЫЙ УСТУП (ПРИ НЕЗНАЧИТЕЛЬНОЙ ПРОСТРАНСТВЕННОСТИ НИЖНЕГО БЬЕФА)

В ряде случаев режимы нижнего бьефа могут быть рассчитаны по имеющимся эмпирическим формулам или графикам, возможность использования которых в проектной практике ограничена, поскольку они получены для определенных схем сооружений и исходных гидравлических параметров (иногда для плоскопараллельного потока, в некоторых случаях при отсутствии турбинного расхода или при определенном отношении турбинного и водосбросного расходов). Формулы полуэмпирические и тем более теоретические могут быть использованы в более широком диапазоне исходных гидравлических параметров. Поэтому в настоящей работе основное внимание уделяется именно таким формулам.

a) Связь между пьезометрическим напором под струей в створе уступа и глубиной нижнего бьефа

Как это следует из дальнейшего, при заданных расходе и глубине струи в створе уступа режим нижнего бьефа за водосбросным сооружением с уступом, в частности за зданием ГЭС, зависит от величины пьезометрического напора h_0 под струей, отсчитываемого от сливной кромки уступа. Давление под струей, отвечающее пьезометрическому

напору h_0 , уравновешивается нормальной к траектории составляющей силы тяжести и центробежной силой, зависящей от кривизны струи.

При поверхностных режимах, при втором и третьем критических режимах струя в створе уступа всегда вогнута; при донных режимах и первом критическом режиме она может быть как выпуклой, так и вогнутой, а давление под струей может быть больше или меньше атмосферного.

При критических режимах назовем пьезометрический напор

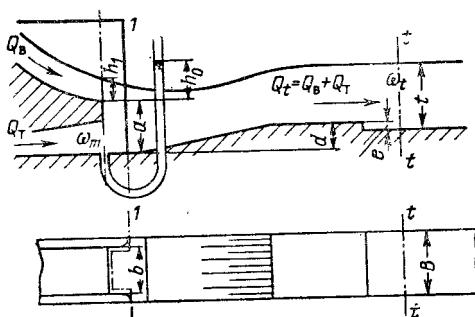


Рис. 6-27. Схема к установлению связи между пьезометрическим напором под струей в створе уступа и глубиной нижнего бьефа. При определении сил, действующих на отсек 1-1, t-t принято, что $e=0$.

под струей в створе уступа, отсчитываемый от сливной кромки уступа, критическим и обозначим его $h_{0\text{кр}1}$, $h_{0\text{кр}2}$, $h_{0\text{кр}3}$.

При выводе зависимостей для расчета критических поверхностных режимов требуется иметь связь между критическими пьезометрическими напорами и отвечающими им глубинами нижнего бьефа в удалении от сооружения. Устанавливаем эту связь, как обычно, при помощи уравнения количества движения для отсека нижнего бьефа (рис. 6-27).

Уравнение изменения количества движения в проекциях на горизонтальную ось в общем случае имеет следующий вид:

$$\frac{\gamma}{g} \left[\frac{\alpha_t (Q_b + Q_t)^2}{\omega_t} - \frac{\alpha_1 Q_b^2}{\omega_1} - \frac{\alpha_m Q_t^2}{\omega_m} \right] = R_y + R_b + P - R_n - R_t. \quad (6-39)$$

Индексы t , 1 , m в левой части обозначают, что соответствующие им величины относятся к сечениям: нижнего бьефа (t), водосбросной струи (1) в створе уступа, отверстию отсасывающей трубы. Q_b — водосбросный ход; Q_t — турбинный расход; R_y , R_b , R_n , R_t — реакции уступа, быков, наклонного участка водобоя и нижнего бьефа; P — сила давления в сечении водосбросной струи. Через ω обозначены площади сечений: $\omega_1 = h_1 b$, $\omega_m = h_m b_m$, $\omega_t = tB$, где h_1 , h_m , t , b , b_m , B — соответствующие размеры струи в створе уступа, размеры выходного отверстия отсасывающей трубы, глубина и ширина нижнего бьефа (см. рис. 6-27).

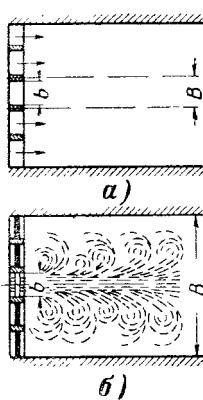


Рис. 6-28. Схема сооружения при незначительной пространственности (а) и в пространственных условиях (б).

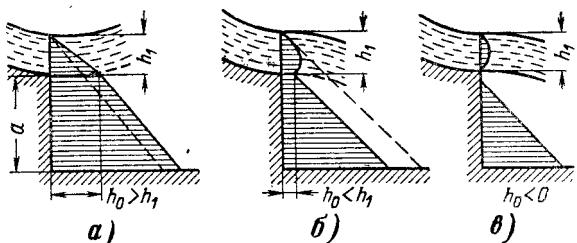


Рис. 6-29. Распределение давления в створе уступа в зависимости от соотношения между h_0 и h_1 .
а — первый, второй и третий критические режимы; б — первый критический режим; в — то же при доступе воздуха под струю.

Используя уравнение (6-39) при выводе зависимостей для расчета критических режимов, различаем следующие случаи.

1) Расчетная ширина B нижнего бьефа лишь незначительно больше ширины b водосбросной струи ($\beta = \frac{b}{B} > 0,7$) или равна ей. При $1 \geq \frac{b}{B} > 0,7$ пространственность нижнего бьефа будем называть незначительной; при $\beta = 1$ имеем плоскую задачу.

2) Ширина нижнего бьефа значительно больше суммарной ширины Σb водосбросной струи ($\beta = \frac{\Sigma b}{B} \leq 0,7$). В этом случае пространственность нижнего бьефа будем называть значительной.

Незначительная пространственность нижнего бьефа имеет место при открытии всех отверстий водосбросного фронта, когда струи, выходящие из отверстия в нижнем бьефе, ограниченном по бокам стенками устоев, растекаются лишь на ширину быков (рис. 6-28, а).

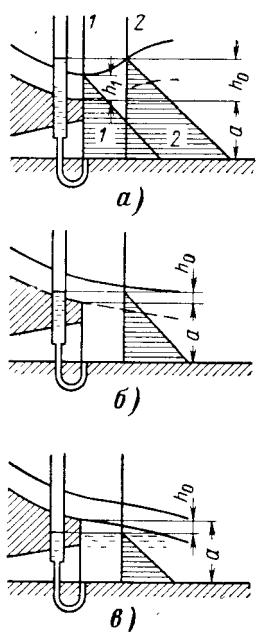


Рис. 6-30. Эпюры давления на быки со стороны нижнего бьефа.

a — при втором и третьем критических режимах; 1 — быки оканчиваются в створе уступа; 2 — то же в створе перегиба свободной поверхности струи; *b* — при первом критическом режиме независимо от длины быков; *c* — то же при $h_0 < 0$ и доступе воздуха под струей.

но на расстояние $h_{0\text{окр}2}$. Таким образом, относим быки к длинным в тех случаях, когда они выдвинуты в нижний бьеф примерно на $h_{0\text{окр}2}$ или несколько дальше.

В соответствии с опытными данными принимаем, что при втором критическом режиме как при коротких, так и при длинных быках уровень за ними устанавливается на одном уровне со свободной поверхностью струи в створе окончания быков (рис. 6-30,*a*). При гидростатическом распределении давления по глубине реакция коротких быков

$$R_b = \gamma \frac{(a + h_1)^2}{2} (B - b), \quad (6-40)$$

длинных быков

$$R_b = \gamma \frac{(a + h_0)^2}{2} (B - b). \quad (6-40')$$

При первом критическом режиме независимо от длины быков и отношения h_0/h_1 уровень за быками принимаем равным пьезометрическому уровню под струей (рис. 6-30,*b*), и, таким образом, реакция быков определяется выражением (6-40).

Значительная пространственность отвечает пропуску расхода при открытии одного или нескольких отверстий (смежных или через одно, два и т. д.— см. рис. 6-28,*b*).

Незначительная пространственность. Рассмотрим выражения сил, входящих в правую часть уравнений (6-39) при незначительной пространственности применительно к зданию ГЭС водосливного типа.

Силы давления P в сечении струи в створе уступа зависят, как это показано в предыдущем параграфе, от знака кривизны струи в створе уступа. При вогнутой свободной поверхности ($h_0 > h_1$) распределение давления близко к линейному. При выпуклой свободной поверхности ($h_0 < h_1$) давление изменяется по параболическому закону — от нуля на поверхности до γh_0 под струей. Сила давления в сечении струи в первом случае определяется по формуле (6-38'), во втором — по (6-38).

При $h_0 < 0$ под струей возможно образование вакуума, что недопустимо, во-первых, из-за появления неустойчивости струи при возможных периодических срывах вакуума и, во-вторых, из-за уменьшения напора турбины (т. е. уменьшения эффекта эжекции).

Реакции R_t уступа определяются, исходя из гидростатического распределения давления под струей (рис. 6-29).

При определении реакции быков R_b различаем два крайних случая: короткие и длинные быки. В первом случае быки оканчиваются в створе уступа, во втором случае — в створе перегиба свободной поверхности струи при втором критическом режиме. Этот створ отстоит из уступа пример-

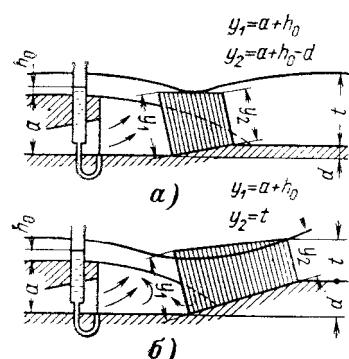


Рис. 6-31. Эпюры давления на наклонный участок водобоя.

Реакция R_n *наклонного участка водобоя определяется:* при втором критическом режиме — пьезометрическим напором в вальце под струей; при первом критическом режиме — в зависимости от того, находится наклонный участок водобоя в области донного вальца (рис. 6-31,а) или в области непосредственного динамического воздействия струи (рис. 6-31,б) [239].

Реакция R_t *в сечении нижнего бьефа определяется, исходя из гидростатического распределения давления.*

Выражения сил, входящих в правую часть уравнения (6-39) при незначительной пространственности, сведены в табл. 6-5.

Значительная пространственность. В этом случае в правой части уравнения (6-39) имеем следующие выражения сил.

Силы давления P *в сечении струи* остаются для второго и третьего поверхностных критических режимов прежними.

Для первого критического режима силу P определяем, используя упрощенную расчетную схему. Упрощение возможно в связи с тем, что при ширине нижнего бьефа, большей по сравнению с шириной сбросной струи, сила P в суммарном балансе сил, действующих на отсек нижнего бьефа, составляет незначительную долю, в результате чего даже грубая схематизация эпюры давления в сечении струи существенно не сказывается на точности получаемых расчетных зависимостей. Эпюру давления в сечении струи для первого критического режима в условиях значительной пространственности принимаем по схемам рис. 6-32. Сравнивая рис. 6-32 и 6-29, можно заключить, что при $h_0 > h_1$ сила P при значительной пространственности несколько завышается, при $h_0 < h_1$ — занижается.

Реакцию уступа R_y *определяем согласно схемам, изображенным на рис. 6-32. В уравнение изменения количества движения при значительной пространственности вместо реакции быков входит реакция неработающей части водосбросного фронта* R'_b .

Свободная поверхность в начальном сечении за пределами работающих отверстий имеет уклон в сторону работающих отверстий. Изучением характера изменения уровня воды и давления вне работающих частей водосбросного фронта водосливных плотин занимались М. З. Абрамов [297] (водослив без уступа), Д. И. Кумин [136] и И. И. Леви [147], Ф. Г. Гунько [83] и др. В различных работах уровень свободной поверхности вне работающих отверстий принимается постоянным по фронту или изменяющимся на некоторой части фронта линейно или же по параболическому закону. В настоящей работе придерживаемся следующей схематизации эпюр давлений.

На рис. 6-33,а показано изменение уровня свободной поверхности вне работающих отверстий в условиях значительной пространственности (при $\beta \leq 0,7$) при втором критическом режиме и коротких быках. При изучении экспериментальных материалов установлено, что реакция неработающей части фронта сооружения R'_b равна некоторой средней величине значений R'_b , вычисленных в предположении, что свободная поверхность устанавливается: 1) на уровне поверхности струи в створе

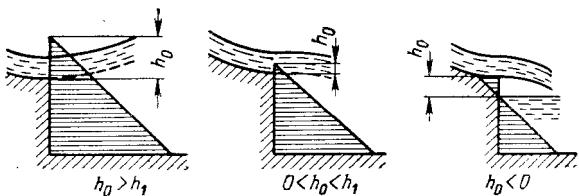


Рис. 6-32. Схематизация эпюр давления в створе уступа при выводе зависимостей для расчета критических режимов в пространственных условиях и при выводе упрощенных зависимостей для расчета первого критического режима.

в сечении струи для первого критического режима в условиях значительной пространственности принимаем по схемам рис. 6-32. Сравнивая рис. 6-32 и 6-29, можно заключить, что при $h_0 > h_1$ сила P при значительной пространственности несколько завышается, при $h_0 < h_1$ — занижается.

Реакцию уступа R_y *определяем согласно схемам, изображенным на рис. 6-32. В уравнение изменения количества движения при значительной пространственности вместо ракции быков входит реакция неработающей части водосбросного фронта* R'_b .

Свободная поверхность в начальном сечении за пределами работающих отверстий имеет уклон в сторону работающих отверстий. Изучением характера изменения уровня воды и давления вне работающих частей водосбросного фронта водосливных плотин занимались М. З. Абрамов [297] (водослив без уступа), Д. И. Кумин [136] и И. И. Леви [147], Ф. Г. Гунько [83] и др. В различных работах уровень свободной поверхности вне работающих отверстий принимается постоянным по фронту или изменяющимся на некоторой части фронта линейно или же по параболическому закону. В настоящей работе придерживаемся следующей схематизации эпюр давлений.

На рис. 6-33,а показано изменение уровня свободной поверхности вне работающих отверстий в условиях значительной пространственности (при $\beta \leq 0,7$) при втором критическом режиме и коротких быках. При изучении экспериментальных материалов установлено, что реакция неработающей части фронта сооружения R'_b равна некоторой средней величине значений R'_b , вычисленных в предположении, что свободная поверхность устанавливается: 1) на уровне поверхности струи в створе

Реакции сил, действующих на отсек нижнего бьефа (в проекциях на горизон

Пьезометрический напор под струей в створе уступа	Критический режим	Сечение струи в створе уступа P	Быки, R_b	
			короткие	длинные
$h_0 \geq h_1$	Первый, второй и третий	$\gamma \frac{h_0}{2} b$	$\gamma \frac{(a+h_1)^2}{2} (B-b)$	$\gamma \frac{(a+h_0)^2}{2} (B-b)$
$h_1 > h_0$	Первый	$\gamma (0,3h_1^2 + 0,2h_0h_1) b$		
$h_0 \leq 0$	Первый при доступе воздуха под струю	$\gamma 0,3h_1^2 b$		$\gamma \frac{(a+h_0)^2}{2} (B-b)$

Примечания: 1. При отсчете от сливной кромки вверх принято $(+h_0)$, вниз $-(-h_0)$. 2. Формулы для наклонного уклона (рис. 6-27). В случае водобоя с прямым уклоном в формулы следует вводить высоту d наклона.

уступа (эпюра 1); 2) на уровне, отвечающем пьезометрическому давлению в вальце под струей (эпюра 2). Это среднее значение R'_b равно:

$$R'_b = \gamma \left[ah_0 + \frac{a^2}{2} + \frac{h_0h_1}{2} \right] (B-b), \quad (6-41)$$

что отвечает на рис. 6-33, а эпюре, образуемой ломаной 2—3. Длинные быки (оканчивающиеся в створе перегиба свободной поверхности струи) препятствуют натеканию воды на струю из боковых водоворотов. Поэтому можно принять, что свободная поверхность воды за неработающей частью водосбросного фронта при втором критическом режиме горизонтальна. Поскольку уровню свободной поверхности вне отверстий соответствует пьезометрический уровень ∇h_0 в вальце под струей (рис. 6-33, б), при значительной пространственности и длинных быках получим:

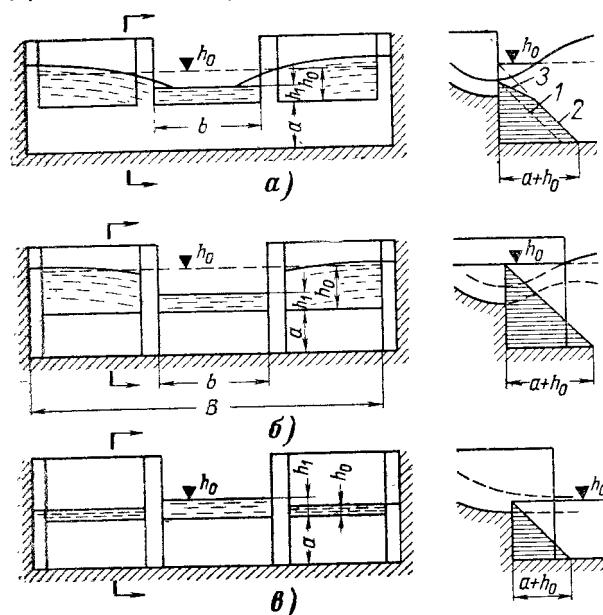


Рис. 6-33. Изменение уровня свободной поверхности и пьезометрического уровня по фронту водосбросного сооружения при значительной пространственности нижнего бьефа. Эпюры давления на неработающую часть водосбросного фронта.

$$R'_b = \gamma \frac{(a+h_0)^2}{2} (B-b). \quad (6-42)$$

При первом критическом режиме в случае значительной простран-

Таблица 6-5

тальную ось) при критических режимах

Наклонный участок водобоя, R_h		Уступ, R_y	Нижний бьеф, R_t
Струя падает на наклонный участок	за наклонный участок		
—		$\gamma \left(ah_0 + \frac{a^2}{2} \right) b$	
$\gamma \frac{a + h_0 + t}{2} dB$	$\gamma \left(a + h_0 - \frac{d}{2} \right) dB$	$\gamma \frac{(a + h_0)^2}{2} b$	$\gamma \frac{t^2}{2} B$

определения реакции наклонного участка водобоя выведены в предположении, что этот участок имеет обратного участка с обратным знаком.

ственности принимаем ту же расчетную схему (рис. 6-33,в), что и в предыдущем случае, независимо от того, будут быки короткими или длинными. Следовательно, R'_b выражается формулой (6-42), а суммарная реакция в начальном сечении отсека нижнего бьефа (сечение I—I). получается при первом критическом режиме в условиях значительной пространственности равной

$$P + R'_b + R_y = \gamma \frac{(a + h_0)^2}{2} B. \quad (6-43)$$

Реакция R_h наклонного участка водобоя при значительной пространственности в любом из рассматриваемых режимов определяется согласно рис. 6-31,б, т. е. в соответствии с пьезометрическим давлением в вальце под струей.

Реакция R_t в сечении нижнего бьефа определяется так же, как и при незначительной пространственности. При значительной пространственности нижнего бьефа расширение струи в плане (в расчетном сечении, рис. 6-28,б) происходит не на всю ширину нижнего бьефа, а лишь на часть его. Поэтому можно рекомендовать при $B > 5b$ принимать $B/b = 5$, т. е. вводить в расчет $\beta = 0,2$.

Вывод формул для расчета критических режимов с использованием при составлении уравнения количества движения выражений сил, сведенных в табл. 6-5, позволяет получить более строгие формулы. Но повышение точности расчета при этом не столь велико, чтобы идти на усложнение расчетов. В частности, значительно усложняются расчеты при учете влияния давления под струей в створе уступа на глубину струи на уступе. Поэтому, предлагая далее вывод формул критических режимов, идем там, где это возможно, на упрощение расчетных схем. В лабораторной практике иногда требуется тот или иной расчет произвести с максимально возможной точностью. На этот случай отсылаем читателя к нашей работе [242].

При составлении уравнения количества движения принято $e = 0$, т. е. наличие понижения водобоя уступом или наклонной плоскостью в сторону рисбермы (рис. 6-27) не учитывается. Для того чтобы учесть влияние этого уступа на результаты расчета глубины нижнего бьефа

при первом и втором критических режимах, следует, приняв гидростатический характер распределения давления на этот уступ, количество движения в формуле (6-39) вычислять по глубине нижнего бьефа ниже уступа и увеличивать найденную расчетом глубину на высоту уступа e (рис. 6-27).

б) Второй критический режим за водосливной ГЭС

Пьезометрический напор под струей. При расчете критических режимов за искомую величину первоначально принимаем критический пьезометрический напор $h_{0\text{кр}}$. Уровень нижнего бьефа, отвечающий критическому режиму, при известном $h_{0\text{кр}}$ определяется из уравнения количества движения согласно предыдущему.

Составим уравнение количества движения в проекциях на горизонтальную ось для отсека $1-1'-2-2'$ с шириной, равной единице (рис. 6-34).

Сечение $2-2'$ проводим через точку перегиба свободной поверхности, где ее кривизна равна нулю. Превышение этой точки над сливной кромкой равно h_0 , а распределение давления по сечению практически может быть принято гидростатическим.

В момент, близкий к затоплению струи ($h_0 \approx h_{0\text{кр}2}$), т. е. с приближением ко второму критическому режиму, уравнение количества движения для рассматриваемого отсека имеет вид:

$$\rho \int_{h_0}^{\infty} \alpha' \bar{u}^2 \cos^2 \alpha dy + \pi_1 \rho \int_{h_0}^{\infty} \alpha' \bar{u}^2 \cos^2 \alpha dy - \pi_2 \rho \int_{h_0}^{\infty} \alpha' \bar{u}^2 \cos^2 \alpha dy - \rho \frac{\alpha_1 q_B^2}{h_1} = \gamma \frac{h_1 h_0}{2} - \gamma \frac{h_0^2}{2} - \rho \int_0^{x_\pi} l^2 \left(\frac{du}{dy} \right)^2 dx. \quad (6-44)$$

В этом уравнении:

ρ , γ — плотность и объемный вес воды; u — местная осредненная скорость; α — угол наклона к горизонту вектора местной осредненной скорости в сечении $2-2'$; q_B — удельный водосбросный расход; α'_0 — пульсационный корректив количества движения в сечении струи $2-2'$;

α_1 — обобщенный корректив количества движения в сечении $1-1'$; h_1 — глубина струи в створе уступа; h — глубина транзитной струи в сечении $2-2'$; x_π — расстояние от уступа до точки перегиба свободной поверхности струи.

Первый интеграл выражает количество движения в транзитной струе в сечении $2-2'$, второй интеграл — количество движения в вальце в том же сечении (в долях π_1 от первого интеграла), третий интеграл — количество движения в вальце в сечении $1'-2'$ (в долях π_2 от первого интеграла). Последний член уравнения определяет силу турбулентного трения в сечении $1'-2'$.

Величина $\rho l^2 \frac{du}{dy}$, как известно, есть коэффициент турбулентной вязкости, l — так называемая длина пути перемешивания.

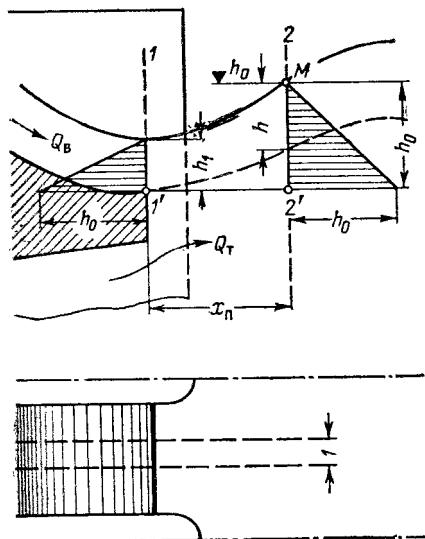


Рис. 6-34. Расчетная схема к определению критического пьезометрического напора при втором критическом режиме.

Количество движения $\rho \int_h^{\alpha' h} \bar{u}^2 \cos^2 \alpha dy$ выразим через среднюю скорость v транзитного потока, которую определяем в предположении, что транзитный поток занимает все сечение 2—2', имеющее на единицу ширины площадь живого сечения $h_0 \times 1$:

$$(mv)_{2-2'} = \alpha_2 \rho q_B v = \rho \frac{\alpha_2 q_B^2}{h_0}, \quad (6-45)$$

где α_2 — коэффициент количества движения в сечении 2—2', отвечающий предположению, что транзитный расход занимает все сечение.

Подставляя $\rho \frac{\alpha_2 q_B^2}{h_0}$ в уравнение (6-44) и деля обе его части на $\gamma/2$, получаем:

$$\Pi \frac{2q_B^2}{gh_0} - \frac{2\alpha_1 q_B^2}{gh_1} = \dot{n}_1 h_0 - h_0^2 - \frac{2}{\gamma} \rho \int_0^{x_1} l^2 \left(\frac{du}{dy} \right)^2 dx, \quad (6-46)$$

где $\Pi = \alpha_2(1 + \pi_1 - \pi_2)$ есть коэффициент, определяющий в проекциях на ось x секундное количество движения транзитного потока и вальцов под струей волях от количества движения $\rho \frac{\alpha_2 q_B^2}{h_0}$, найденного в предположении, что транзитный поток занимает все сечение 2—2'.

В соответствии с расчетной схемой коэффициент Π по мере возрастания пьезометрического напора h_0 , обуславливающего подъем не затопленной струи, увеличивается.

Это можно показать, имея в виду, что проекция на ось x секундного количества движения в сечении 1'—2' по сравнению с проекцией количества движения в сечении 2—2' весьма мала, так что $\Pi \approx \alpha_2(1 + \pi_1)$.

При сходе струи с носка в направлении, близком к горизонтальному ($h_0 \approx h_1$), коэффициент α_2 примерно равен единице, а коэффициент π_1 — нулю.

С увеличением h_0 струя поднимается, скорости u в ее транзитной части в сечении 2—2' несколько уменьшаются, а углы между направлениями скоростей и осью x возрастают. В результате этого проекция секундного количества движения транзитной струи в сечении 2—2' с увеличением h_0 уменьшается. Коэффициент α_2 возрастает, поскольку с уменьшением проекции количества движения транзитной струи величина h_0 , определяющая площадь сечения 2—2', увеличиваясь, уменьшает знаменатель выражения

$$\alpha_2 = \frac{\int_h^{\alpha' h} \bar{u}^2 \cos^2 \alpha dy}{\frac{q_B^2}{h_0}}$$

в большей степени, чем происходит уменьшение числителя.

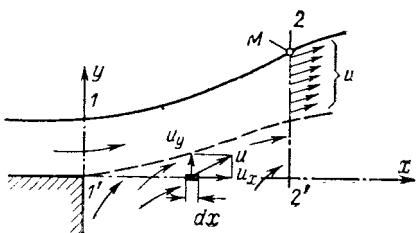
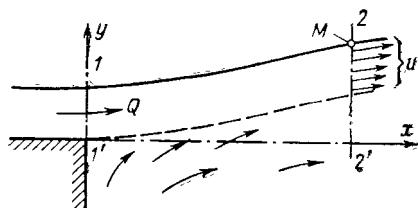


Рис. 6-35. Схема к определению характера изменения горизонтальной проекции секундного количества движения в сечении 1'—2'.

Коэффициент π_1 также увеличивается. Действительно, чем выше поднимается струя, тем большая масса воды проходит в сечении 2—2' (выше плоскости 1'—2') в сторону нижнего бьефа, тем больше горизонтальная проекция секундного количества движения массы воды, проходящей в этом сечении ниже транзитной струи. Отсюда *увеличение π_1 с возрастанием h_0* .

Рассматривая характер изменения Π с учетом влияния члена π_2 , приходим к тому же выводу: *с увеличением пьезометрического напора в вальце под струей коэффициент Π возрастает*.

Характер измерения π_2 и его влияние на Π покажем, рассматривая изменение проекции на ось x количества движения элементарной струйки в сечении 1'—2': $(mu_x) = \rho u_y u_x dx$, где u_y — проекция скорости на нормаль к сечению 1'—2', u_x — то же на горизонтальную ось (рис. 6-35).

Записав выражение проекции количества движения элементарной струйки следующим образом:

$$(mu)_x = \rho u \sin(u, x) u \cos(u, x) dx,$$

можно видеть, что по мере увеличения угла между направлением скорости u и осью x (с возрастанием h_0) проекция количества движения на эту ось $(mu)_x$ возрастает от нуля, а затем уменьшается до нуля. Таков же характер изменения π_2 .

Изучение структуры вальца под струей показывает, что площадь сечения вальца по 1'—2' всегда больше, чем по 2—2', а углы наклона скоростей к оси x в первом из рассматриваемых сечений большие, чем во втором. В результате проекция на ось x количества движения в сечении 1'—2' меньше, чем в сечении 2—2', т. е. $\pi_2 < \pi_1$. Отсюда разность $\pi_1 - \pi_2$ с увеличением h_0 возрастает, что видно из рис. 6-36, где схематически показаны графики изменения π_1 и π_2 в функции h_0 .

Поскольку a_2 и $\pi_1 - \pi_2$ с увеличением h_0 возрастают, $\Pi = a_2(1 + \pi_1 - \pi_2)$ также возрастает.

Если бы пьезометрический напор h_0 мог при незатопленной струе увеличиваться до значений больших, чем $h_{0\text{кр}2}$, то с дальнейшим подъемом струи значение Π также должно было бы возрастать. Но, разрешив уравнение (6-46) относительно

$$\Pi = \frac{gh_0}{2q_B^2} \left(\frac{2a_1 q_B^2}{gh_1} + h_1 h_0 - h_0^2 - \frac{2}{\gamma} F \right) \quad (6-47)$$

и исследовав полученное уравнение, устанавливаем, что Π с увеличением h_0 проходит через максимум.

В уравнении (6-47) через F обозначена сила турбулентного трения в сечении 1'—2', которой здесь и далее пренебрегаем, так как она, несомненно, значительно меньше остальных сил.

После достижения Π максимума уравнение (6-46) перестает отвечать действительности, поскольку согласно уравнению (6-47) коэффициент Π должен далее уменьшаться, а в соответствии с его физическим смыслом по-прежнему увеличиваться. Это значит, что при достижении Π максимума с дальнейшим увеличением h_0 расчетная схема должна быть иной, что возможно только при переформировании потока. Динамическое равновесие рассматриваемого отсека незатопленной струи при достижении h_0 некоторого критического значения поддерживаться не может, что определяет ее затопление. Следовательно, *отношение Π горизонтальных проекций секундных количеств движения в вертикальном сечении, проходящем через точку перегиба свободной поверхности, и в горизонтальном, расположенным на уровне сливной кромки, к количеству движения в том же вертикальном сечении, вычисленном по средней скорости, в момент затопления струи достигает максимума*.

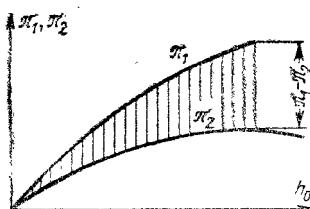


Рис. 6-36. Характер изменения коэффициентов π_1 и π_2 с возрастанием h_0 .

горизонтальных проекций секундных количеств движения в вертикальном сечении, проходящем через точку перегиба свободной поверхности, и в горизонтальном, расположенным на уровне сливной кромки, к количеству движения в том же вертикальном сечении, вычисленном по средней скорости, в момент затопления струи достигает максимума.

Достижение коэффициентом Π максимума в момент затопления струи подтверждается косвенно графиками $\Pi = f(h_0)$ уравнения (6-47), построенными по известным значениям q , h_1 и h_0 из произвольно взятых опытов, проведенных в МЭИ на моделях турбинных блоков Камской ГЭС и Волжской ГЭС имени ХХII съезда КПСС (рис. 6-37). Правые ветви кривых отвечают затопленной струе, левые — незатопленной, вершины — моменту затопления. Силой турбулентного трения в сечении $1'-2'$ при построении графиков пренебрегаем. Заметим, что правые ветви рассматриваемых кривых фиктивны, поскольку они построены для затопленной струи по уравнению, полученному при рассмотрении незатопленной струи.

Приравнивая произвольную $d\Pi/dh_0$ нулю, получаем квадратичное уравнение, связывающее в момент затопления струи удельный расход на водосливной кромке с пьезометрическим напором под струей:

$$\frac{\partial \Pi}{\partial h_0} = \frac{gh_0}{2q_B^2} \left(\frac{2z_1 q_B^2}{gh_1} + 2h_1 h_0 - 3h_0^2 \right) = 0. \quad (6-48)$$

Решив уравнение, находим критический пьезометрический напор $h_0 = h_{0kp2}$. Физический смысл имеет решение со знаком плюс перед радиалом. Приняв $a_1 = 1$, получим:

$$h_{0kp2} = \frac{1}{3} \left[h_1 + \sqrt{\frac{6q_B^2}{gh_1} + h_1^2} \right] \quad (6-49)$$

или в безразмерном виде

$$\xi_{0kp2} = \frac{1}{3} (1 + \sqrt{6 Fr + 1}), \quad (6-49')$$

где

$$\xi_{0kp2} = \frac{h_{0kp2}}{h_1}, \quad Fr = \frac{q_B^2}{gh_1^3}.$$

Возникает вопрос, оказывается ли поток, поступающий из отверстия в уступе, на связь между пьезометрическим напором под струей и моментом ее затопления. Изучение экспериментальных данных показывает, что пренебрегая возможным влиянием члена

$\rho \int_0^{x_n} l^2 \left(\frac{du}{dy} \right)^2 dx$, определяющего силу трения в сечении $1' - 2'$,

можно считать правую часть уравнения (6-44) независимой от дополнительного расхода. В транзитную струю турбинный поток не проникает, так что первый член этого уравнения также не зависит от дополнительного расхода. По-видимому, в зависимости от дополнительного расхода возможно некоторое изменение второго и третьего членов левой части уравнения (6-44), однако оно не оказывается на характере изменения коэффициента Π в уравнении (6-46). Таким образом, дополнительный расход не влияет на h_{0kp2} , что подтверждается в конечном счете хорошим совпадением результатов расчета по полученной зависи-

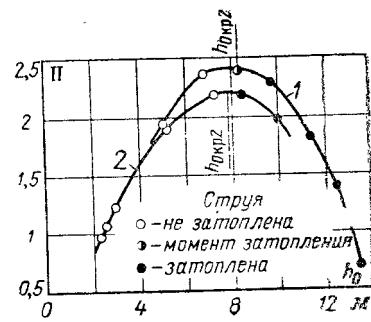


Рис. 6-37. Зависимость коэффициента Π от пьезометрического напора под струей в створе уступа.

1 — модель с напорными водосбросами (Волжская ГЭС имени ХХII съезда КПСС); 2 — модель водосливной Камской ГЭС.

мости с опытными данными (см. ниже). Заметим, что кривая I на (рис. 6-37), иллюстрирующая основную расчетную предпосылку, построена по данным опытов при наличии турбинного расхода.

Критическая глубина. При известном $h_{0\text{кр}2}$ соответствующая критическая глубина нижнего бьефа определяется из уравнения (6-39). Разделив его члены на $B/2$, обозначив левую часть через $(-A)$ и используя для правой части данные табл. 6-5, получим для случая окончания быков в створе уступа или при сравнительно коротких быках и незначительной пространственности

$$-A = (2ah_{0\text{кр}2} + a^2)\beta + \beta h_1 h_{0\text{кр}2} + (1 - \beta)(a + h_1)^2 - 2\left(a + h_{0\text{кр}2} - \frac{d}{2}\right)d - (t_{\text{кр}2} - e)^2,$$

откуда

$$t_{\text{кр}2} = e + \sqrt{(a + h_1)^2 + (2a + h_1)\beta(h_{0\text{кр}2} - h_1) - (2a - d)d - 2dh_{0\text{кр}2} + A}. \quad (6-50)$$

При окончании быков в створе, проходящем через точку перегиба свободной поверхности струи, критическая глубина нижнего бьефа определяется формулой

$$t_{\text{кр}2} = e + \sqrt{(a - d)^2 + 2\left(a - d + \frac{\beta h_1}{2}\right)h_{0\text{кр}2} + (1 - \beta)h_{0\text{кр}2}^2 + A}. \quad (6-51)$$

В этих формулах

$$A = \frac{2}{gB} \left[\frac{\alpha_1 Q_B^2}{\omega_1} + \frac{\alpha_m Q_T^2}{\omega_m} - \frac{\alpha_t (Q_B + Q_T)^2}{\omega_t} \right]^*. \quad (6-52)$$

При $Q_T = 0$, приняв $\alpha_1 = 1$ и $\alpha_t = 1$, получим:

$$A = 2Fr h_1^3 \beta \left(\frac{1}{h_1} - \frac{\beta}{t} \right); \quad (6-53)$$

$$Fr = \frac{q^2}{gh_1^3},$$

q — удельный расход на сливной кромке носка.

При $d = 0$ в условиях плоской задачи ($\beta = 1$)

$$t_{\text{кр}2} = e + \sqrt{a^2 + (2a + h_1)h_{0\text{кр}2} + A}. \quad (6-54)$$

В формулу для расчета $t_{\text{кр}2}$ входит величина A , являющаяся функцией искомой величины $t = t_{\text{кр}2}$. Как показала практика расчетов, при вычислении A можно принять $t_{\text{кр}2} = a - d + h_{0\text{кр}2} + e$ без последующего уточнения A .

в) Второй критический режим за зданием ГЭС с напорными водосбросами

Если за отверстиями напорных водосбросов отсутствует полка (рис. 6-38), то расчет второго критического режима не отличается от расчета, изложенного выше для случая сопряжения бьефов за водосливной плотиной или водосливной ГЭС.

Как правило, за выходными отверстиями имеется полка, которая оказывает благоприятное влияние на режим нижнего бьефа. Если длина полки $l_{\text{пол}} > h_1$ (рис. 7-20), то при выводе формулы пьезометрического напора при втором критическом режиме рассматриваем сечение вблизи отверстия, где глубина струи практически не отличается от высо-

* Значение A может быть определено по номограмме приложения 8.

ты отверстия и не зависит от пьезометрического напора h_0 . В результате этого конечные расчетные формулы получают несколько другой вид.

Второй критический режим за сооружением с напорными водосбросами, т. е. момент затопления струи, практически совпадает с режимом, отвечающим моменту затопления верхней кромки водосбросных отверстий. Поэтому вывод формул для этого случая даем в § 7-3, посвященном расчету уровня нижнего бьефа, при котором происходит затопление верхней кромки.

г) Первый критический режим при горизонтальной свободной поверхности струи в створе уступа

Пьезометрический напор за фиктивным уступом. При выводе формул для расчета первого критического режима используем представление о фиктивном уступе (рис. 6-39, 6-40).

При первом критическом режиме, так же как и при втором, затопление струи начинается на ее восходящем участке, но за впадиной свободной поверхности, в сечении которой струя рассматривается как сходящаяся с фиктивного уступа.

При $h_0 < h_1 \alpha_n > 0$ и $h_0 > h_1 \alpha_n < 0$, где α_n — угол наклона свободной поверхности струи при сходе ее с уступа, фиктивный уступ (впадина) расположен между действительным уступом и первым гребнем свободной поверхности (рис. 6-39, а, б).

При $h_0 > h_1 \alpha_n = 0$ согласно данным исследования уравнения свободной поверхности струи (рис. 6-17) первоначально образуется гребень, за которым образуется впадина. Таким образом, в последнем случае фиктивный уступ следовало бы расположить между первым и вторым гребнем.

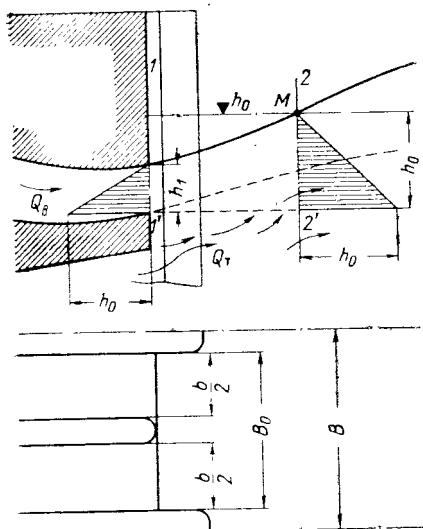


Рис. 6-38. Схема к расчету пьезометрического напора при втором критическом режиме за напорными водосбросами без полки.

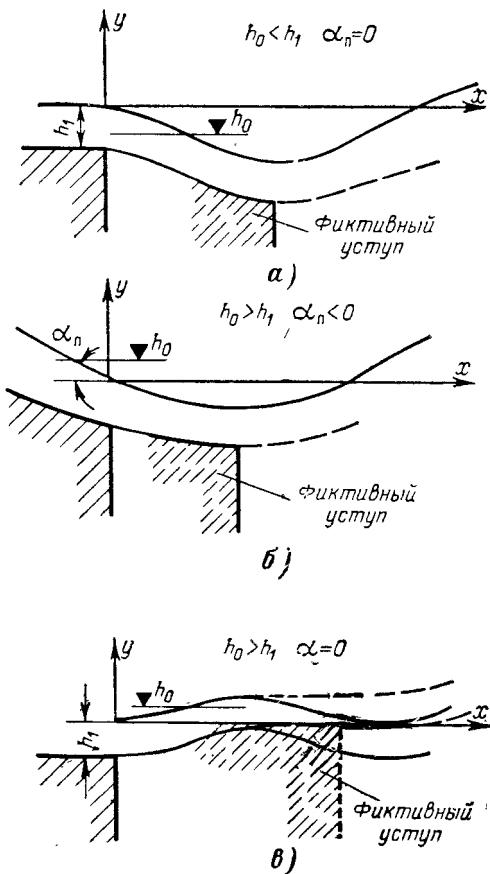


Рис. 6-39. Расположение фиктивного уступа при $h_0 \leq h_1$, $\alpha_n \leq 0$.

Высотное положение фиктивного уступа при $h_0 < h_1$, $a_{\text{п}} = 0$ и $h_0 > h_1$, $a_{\text{п}} < 0$ определяется ординатой нижней границы струи в соответствии с уравнением свободной поверхности струи.

Поскольку угол расширения транзитной струи в вертикальной плоскости весьма мал (около 1°), можно принять, что нижняя граница струи лежит на глубине h_1 : фиктивный уступ расположен ниже действительного на $y_{\text{вп}} = 2(h_0 - h_1)$.

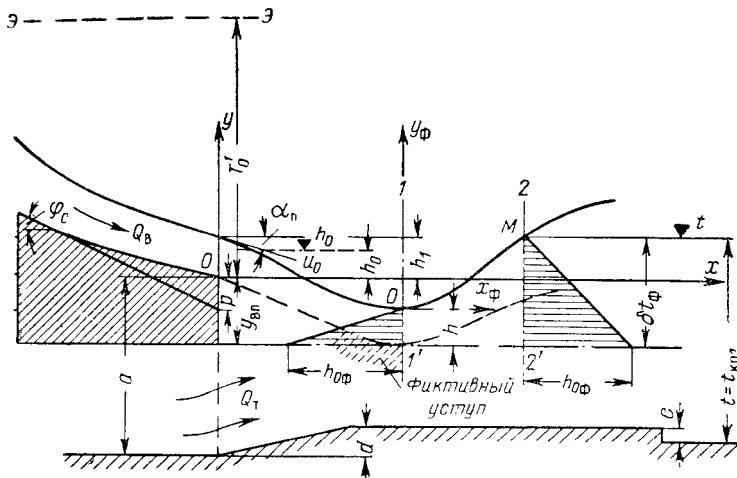


Рис. 6-40. Расчетная схема к выводу зависимостей для расчета первого критического режима ($a_{\text{п}}=0$).

При $h_0 > h_1$, $a_{\text{п}}=0$ по формуле (6-25) $y_{\text{вп}}=0$, т. е. согласно расчету свободная поверхность струи в створе впадины (расположенной за первым гребнем, рис. 6-17, 6-39,в) находится на уровне свободной поверхности в створе уступа. В действительности если $h_0 > h_1$, $a_{\text{п}}=0$ при первом критическом режиме (которому свойственно неустойчивое положение струи) (рис. 6-39,в), впадина или незначительна ($y_{\text{тр}} > y_{\text{вп}} > 0$), или вообще отсутствует ($y_{\text{вп}} \approx y_{\text{тр}}$), как это изображено пунктиром на рис. 6-39,в. Следовательно, фиктивный уступ должен быть расположен выше. Располагаем его в соответствии с опытными данными на уровне нижней границы струи в створе гребня (рис. 6-39,в), что позволяет получить единое исходное уравнение [см. ниже уравнение (6-57)], в котором и при $h_0 < h_1$ и $h_0 > h_1$ ордината свободной поверхности в створе фиктивного уступа $y=2(h_0 - h_1)$.

Составим уравнение количества движения в проекциях на ось x для единицы ширины струи в отсеке $1-1'-2'-2$ (рис. 6-40), принимая в сечении $1-1'$ глубину струи такой же, как и на уступе. Вместо уравнения (6-46) получаем:

$$\Pi \frac{2q_B^2}{gh_{0\Phi}} - \frac{2\alpha_1 q_B^2}{gh_1} = h_1 h_{0\Phi} + h_{0\Phi}^2 - \frac{2}{\gamma} F, \quad (6-55)$$

Здесь $h_{0\Phi}$ — пьезометрический напор под струей в сечении $1-1'$ впадины, отсчитываемый от фиктивного уступа; F — сила турбулентного трения в сечении $1'-2'$, которой далее пренебрегаем.

Повторяя те же рассуждения и выкладки, что и при выводе формулы для расчета пьезометрического напора, отвечающего второму критическому режиму, получаем выражение пьезометрического напора за впадиной в момент затопления струи при переходе поверхностного режима в донный:

$$h_{0\Phi, kp} = \frac{1}{3} \left[h_1 + \sqrt{\frac{6q_B^2}{gh_1} + h_1^2} \right]. \quad (6-56)$$

или в безразмерном виде

$$\xi_{0\phi,kp} = \frac{1}{3}(1 + \sqrt{6 Fr + 1}), \quad (6-56')$$

где $\xi_{0\phi,kp} = h_{0\phi,kp}/h_1$. Обращаем внимание, что численно $\xi_{0\phi,kp} = \xi_{0kp^2}$.

Критическая глубина. Пьезометрические уровни h_0 в створе фиктивного и действительного уступов не одинаковы, т. е. $h_{0\phi,kp} \neq h_{0kp1}$. Поэтому, имея по формуле (6-56) пьезометрический напор $h_{0\phi,kp}$ в створе фиктивного уступа, мы еще не можем определить из (6-39) глубину нижнего бьефа t_{kp1} .

Действительно, уравнение (6-39) для отсека нижнего бьефа позволяет связать $t = t_{kp1}$ и пьезометрический напор $h_0 = h_{0kp}$ в створе действительного уступа, формула (6-24) позволяет найти высотное положение фиктивного уступа опять-таки в функции пьезометрического напора $h_0 = h_{0kp1}$ в створе действительного уступа. Для связи $h_{0\phi,kp}$ с t_{kp1} или с h_{0kp1} необходимо еще одно дополнительное уравнение. Уравнение это может быть найдено из геометрических соотношений.

Результаты опытов показывают, что точка перегиба восходящей ветви кривой свободной поверхности при первом критическом режиме или режимах, близких к нему ($h_0 \approx h_{0kp1}$), находится примерно на уровне нижнего бьефа в удалении от сооружения (рис. 6-20, *е—з*). Объясняется это быстрым нарастанием по длине струи пьезометрического напора за первой впадиной.

Следовательно, можно принять, что критический пьезометрический напор $h_{0\phi,kp}$, отсчитываемый от уровня сливной кромки фиктивного уступа, равен превышению нижнего бьефа над этой кромкой δt_m , т. е. $h_{0\phi,kp} = \delta t_m$. Имея это равенство и используя формулу (6-24), определяющую ординату впадины, получаем из геометрических соотношений (рис. 6-40) следующее равенство:

$$t_{kp1} = a - d + y_{vp} + \delta t_m + e. \quad (6-57)$$

Знак перед y_{vp} зависит от реализации неравенства $h_0 \geq h$. После соответствующей замены y_{vp} и δt_m

$$t_{kp1} = a - d + 2(h_{0kp} - h_1) + h_{0\phi,kp} + e \quad (6-57')$$

или

$$0.5(t_{kp1} - e) + K_0 = h_{0kp1}, \quad (6-57'')$$

где

$$K_0 = h_1 + 0.5(d - a - h_{0\phi,kp}).$$

Входящие в полученное уравнение величины $h_{0\phi,kp}$ и h_1 определяются: $h_{0\phi,kp}$ — по формуле (6-56), h_1 — в соответствии с изложенным в § 6-3, *в*.

Уравнение (6-57'') содержит два неизвестных: критический пьезометрический напор h_{0kp1} в створе уступа и отвечающую ему глубину нижнего бьефа. Вторым уравнением, содержащим искомые неизвестные, служит уравнение количества движения (6-39).

Для упрощения расчетных формул исходим при составлении уравнения количества движения (6-39) из возможности заменить выражения сил P , R_y , R_b , приведенные в табл. 6-5, одним более простым выражением. Принимаем, что в начальном сечении *I—I* сумма указанных выше сил определяется согласно схемам на рис. 6-32, т. е. формулой (6-43). Подставив в правую часть уравнений (6-39) это выражение суммы трех сил и значения сил R_h и R_t , деля уравнение на $\gamma \frac{B}{2}$ и обоз-

значив его левую часть через $(-A)$, получим: *при падении струи за наклонный участок*

$$-A = (a + h_{0kp1})^2 - 2 \left(a + h_{0kp1} - \frac{d}{2} \right) d - (t_{kp1} - e)^2,$$

откуда

$$h_{0kp1} = (a - d) + \sqrt{(t_{kp1} - e)^2 - A}; \quad (6.58)$$

$$t_{kp1} = e + \sqrt{(a - d)^2 + 2(a - d)h_{0kp1} + h_{0kp1}^2 + A}; \quad (6.59)$$

при падении струи на наклонный участок

$$-A = (a + h_{0kp1})^2 - (a + h_{0kp1} + t_{kp1} - e)d - (t_{kp1} - e)^2,$$

$$h_{0kp1} = -\left(a - \frac{d}{2}\right) + \sqrt{0.5d + (t_{kp1} - e)^2 - A}, \quad (6.60)$$

$$t_{kp1} = e - 0.5d + \sqrt{(a - 0.5d)^2 + (2a - d)h_{0kp1} + A}. \quad (6.61)$$

В формулах (6.58)–(6.60) два неизвестных: h_{0kp1} и t_{kp1} . Поэтому воспользуемся дополнительным уравнением (6.57''). Подставляя выражения (6.58) и (6.60) в уравнение (6.57''), получаем формулы для расчета глубины нижнего бьефа при первом критическом режиме в случае горизонтальной свободной поверхности струи в створе уступа.

При падении струи за наклонный участок водобоя

$$t_{kp1} = \frac{1}{3}(2h_1 + a - d - h_{0\phi,kp} + 2\sqrt{(2h_1 + a - d - h_{0\phi,kp})^2 + 3A}) + e. \quad (6.62)$$

При падении струи на наклонный участок водобоя

$$\begin{aligned} t_{kp1} = & \frac{2}{3}[K_o + E + \\ & + \sqrt{(K_o + E)^2 + 3(K_o + a - 0.5d)^2 - 0.75d^2 + 3A}] + e, \end{aligned} \quad (6.63)$$

где $K_o = h_1 + 0.5(d - a - h_{0\phi,kp})$, $E = a - 1.5d$.

Если водобой горизонтален, то, приняв $d = 0$, вместо двух предыдущих формул получим:

$$t_{kp1} = \frac{1}{3}(2h_1 + a - h_{0\phi,kp} + 2\sqrt{(2h_1 + a - h_{0\phi,kp})^2 + 3A}) + e. \quad (6.64)$$

Величина A по-прежнему определяется по формулам (6.52), (6.52') или по номограмме приложения 8. При вычислении A следует принимать $t = a - d + h_1 + e$.

Формулы $t_{kp1} = f(h_{0kp1})$ даны в табл. 6-6.

д) Первый критический режим при наклонной свободной поверхности струи в створе уступа

При малой по сравнению с толщиной струи длине носка или в случае его отсутствия свободная поверхность струи в створе уступа имеет наклон в сторону нижнего бьефа. Угол наклона при первом критическом режиме может быть определен расчетом по формуле (6.31).

Свободная поверхность может быть также наклонена при отсутствии носка или при наклонном носке.

Расчет первого критического режима без учета влияния наклона свободной поверхности следует вести при угле наклона $\alpha_{ll} \leq 6^\circ$. Исходя

из этого условия, получим значение p/h_1 (рис. 6-22), при котором расчет первого критического режима можно вести по формулам для горизонтальной поверхности струи в створе уступа.

При $\alpha_n = 0^\circ$ в формулу (6-31')

$$\alpha_n = \varphi_c \left(1 - \frac{kp}{h_1} \right), \text{ где } \frac{kp}{h_1} = 0,2 \left(\frac{p}{h_1} \right)^2 - 0,5,$$

подставим $\alpha_n \leqslant 6^\circ$. В соответствии с поставленным условием получаем:

$$6^\circ \leqslant \varphi_c \left(1 - 0,2 \left(\frac{p}{h_1} \right)^2 - 0,5 \right),$$

откуда

$$\frac{p}{h_1} \geqslant \sqrt{2,5 - \frac{30}{\varphi_c}}. \quad (6-65)$$

Эта формула определяет значение p/h_1 , при котором в случае $\alpha_n = 0^\circ$ расчет первого критического режима можно вести по формулам действительным для горизонтальной поверхности струи в створе уступа (пренебрегая влиянием наклона свободной поверхности при $\alpha_n \leqslant 6^\circ$).

При наклонной (в сторону нижнего бьефа) в створе уступа свободной поверхности струи остается действительным равенство (6-57). Ордината впадины свободной поверхности (рис. 6-40) в этом случае равна [согласно формуле (6-24)]:

$$y_{\text{вп}} = h_0 - h_1 - V(h_0 - h_1)^2 + \Delta^2, \quad (6-66)$$

где

$$\Delta = u_n \sqrt{\frac{h_1}{g}} \sin \alpha_n;$$

u_n , α_n — поверхностная скорость и угол наклона свободной поверхности струи в створе уступа.

Подставляя значение ординаты впадины в уравнение (6-57) и принимая во внимание, что $\delta t_\Phi \approx h_{0\text{кр}2}$, получаем:

$$t_{\text{кр}1} = a - d + h_{0\text{кр}1} - h_1 - V(h_{0\text{кр}1} - h_1)^2 + \Delta^2 + s h_{0\Phi,\text{кр}}. \quad (6-67)$$

Из опытов следует, что если превышение y_0 сливной кромки носка над местом падения струи на водобой оказывается меньше ординаты $y = y_{\text{вп},\Phi} = 2(h_{0\Phi,\text{кр}} - h_1)$, вычисленной по критическому пьезометрическому напору $h_{0\Phi,\text{кр}}$, то $\delta t_\Phi > h_{0\Phi,\text{кр}2}$. Принимая, что $\delta t_\Phi = s_{\text{кр}} h_{0\Phi,\text{кр}2}$, получаем вместо (6-67) следующее уравнение:

$$t_{\text{кр}1} = a - d + h_{0\text{кр}1} - h_1 - V(h_{0\text{кр}1} - h_1)^2 + \Delta^2 + s h_{0\Phi,\text{кр}}. \quad (6-67')$$

Здесь $s_{\text{кр}}$ — экспериментальный коэффициент, равный единице при $\frac{y_0}{y_{\text{вп},\Phi}} \geqslant 1,2$, при $\frac{y_0}{y_{\text{вп},\Phi}} < 1,2$ — величине, несколько большей единицы¹.

Для определения одного из неизвестных ($t_{\text{кр}1}$ или $h_{0\text{кр}1}$), дополнительно используем уравнение (6-39). Система из двух уравнений (6-67) и (6-39) относительно искомой величины $t_{\text{кр}1}$ явно не разрешается. По-

¹ Согласно формуле (6-68) и графику рис. 6-41 при $\chi = 1,2$ $s_{\text{кр}} = 1$; при $\chi = 1$ имеем $s_{\text{кр}} = 1,1$. Однако поправку $s_{\text{кр}} \neq 1$ вводим в формулу (6-67') лишь при $\chi < 1$, поскольку отклонения $s_{\text{кр}}$ от единицы при $\chi \geqslant 1$ на результатах расчета $t_{\text{кр}1}$ практически не скаживаются.

Формулы для определения глубины нижнего бьефа в зависимости от пьезометри

Место падения струи на водобой	$h_{0\text{кр}1} > h_1$
За наклонный участок	$t_{\text{кр}1} = e + \sqrt{(a-d)^2 + 2(a-d+0,5\beta h_1)h_{0\text{кр}1}} + \dots \rightarrow$ $\leftarrow \dots + (1-\beta)h_{0\text{кр}1}^2 + A \quad (\text{a})$
На наклонный участок	$t_{\text{кр}1} = e - \frac{d}{2} + \sqrt{\left(a - \frac{d}{2}\right)^2 + (2a-d+\beta h_1)h_{0\text{кр}1}} + \dots \rightarrow$ $\leftarrow \dots + (1-\beta)h_{0\text{кр}1}^2 + A \quad (\text{a}')$
На горизонтальный водобой	$t_{\text{кр}1} = e + \sqrt{a^2 + (2a+\beta h_1)h_{0\text{кр}1} + (1-\beta)h_{0\text{кр}1}^2 + A} \quad (\text{a}'')$

Примечание. Значение A определяется по формуле (6-52).

этому $t_{\text{кр}1}$ определяется из этих уравнений графо-аналитическим путем. Величина $h_{0\Phi,\text{кр}}$ находится, как и ранее, по формуле (6-56).

Отсутствие совместного решения уравнений (6-67') и (6-39) означает, что поверхностный режим образоваться не может.

Решение системы уравнений (6-39) и (6-67') относительно $t_{\text{кр}1}$ получаем, задаваясь величиной $h_{0\text{кр}1}$. Первоначально можно принимать $h_{0\text{кр}1}=h_1$ или $h_{0\text{кр}1}=0$.

Если $\frac{y_0}{y_{\text{вп.ф}}} < 1$, находим $s_{\text{кр}}$ по эмпирической формуле (рис. 6-41):

$$s_{\text{кр}} = 0,8\chi^2 - 2,32\chi + 2,63, \quad (6-68)$$

где $\chi = y_0/y_{\text{вп.ф}}$. Формула (6-68) получена по результатам опытов, проведенных на модели с водобоем, имеющим наклонный участок незначительной длины: струя перелетала через наклонный участок или падала в его конце, так что $y_0=a-d$. При $d \neq 0$ следует принимать:

$$\chi = \frac{a-d}{2(h_{0\Phi,\text{кр}} - h_1)}, \quad (6-69)$$

а при $d=0$

$$\chi = \frac{a}{2(h_{0\Phi,\text{кр}} - h_1)}. \quad (6-70)$$

е) Третий критический режим

При третьем критическом режиме, т. е. при переходе от режима поверхностного с незатопленной струей к поверх-

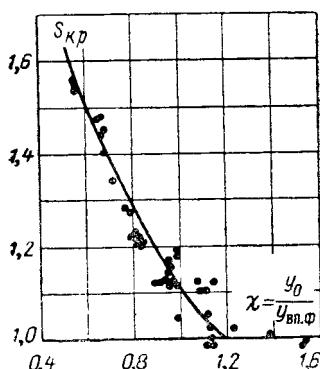


Рис. 6-41. Изменение коэффициента $s_{\text{кр}}=f(y_0/y_{\text{вп.ф}})$ по данным опытов МЭИ на модели водосливной ГЭС.

ческого напора в створе уступа при первом критическом режиме

$h_1 > h_{0kp1}$ (при $h_{0kp1} < 0$ — без доступа воздуха под струей)	$h_{0kp1} < 0$ (с доступом воздуха под струей)
$t_{kp1} = e + \sqrt{(a-d)^2 + 2Eh_{0kp1}} + \dots \rightarrow$ $\leftarrow \dots + (1-\beta)h_{0kp1}^2 + 0,6\beta h_1^2 + A \quad (б)$ $E = a - d + 0,2\beta h_1$	$t_{kp1} = e + \sqrt{(a-d)^2 + 2(a-d) \times \dots \rightarrow}$ $\leftarrow \dots \times h_{0kp1} + h_{0kp1}^2 + 0,6\beta h_1^2 + A \quad (в)$
$t_{kp1} = e - \frac{d}{2} +$ $+ \sqrt{\left(a - \frac{d}{2}\right)^2 + 2Eh_{0kp1}} + \dots \rightarrow$ $\leftarrow \dots + (1-\beta)h_{0kp1}^2 + 0,6\beta h_1^2 + A \quad (б')$ $E = a - 0,5d + 0,2\beta h_1$	$t_{kp1} = e - \frac{d}{2} + \sqrt{\left(a - \frac{d}{2}\right)^2 + \dots \rightarrow}$ $\leftarrow \dots + (2a-d)h_{0kp1} + h_{0kp1}^2 + 0,6\beta h_1^2 + A \quad (в')$
$t_{kp1} = e + \sqrt{a^2 + 2(a + 0,2\beta h_1)h_{0kp1}} + \dots \rightarrow$ $\leftarrow \dots + (1-\beta)h_{0kp1}^2 + 0,6\beta h_1^2 + A \quad (б'')$	$t_{kp1} = e + \sqrt{(a + h_{0kp1})^2 + 0,6\beta h_1^2 + A} \quad (в'')$

ностно-донному, струя затапливается после преодоления гребня волны, на второй впадине (рис. 6-42).

Механизм образования поверхности-донного режима можно представить точно таким же образом, как и образование первых двух критических режимов, считая, что струя перед ее затоплением сходит

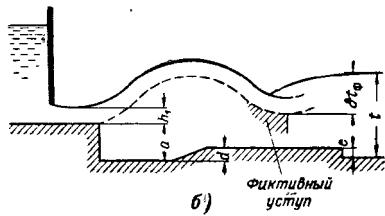
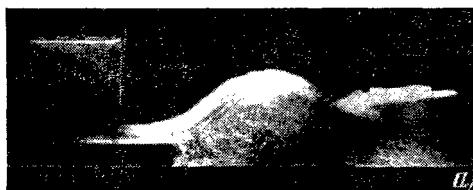


Рис. 6-42. К расчету третьего критического режима.

а — поверхностью-донный режим на модели (опыты Эсканда); б — принятая расчетная схема.

с фиктивного уступа. Если при подъеме уровня нижнего бьефа пьезометрический напор за фиктивным уступом (рис. 6-42, б) достигнет критического значения раньше, чем пьезометрический напор в створе действительного уступа, то первоначально произойдет затопление второй впадины и, следовательно, образуется поверхностью-донный режим.

Как уже отмечалось, за второй точкой перегиба свободной поверхности струи наблюдается увеличение пьезометрического напора под струей по ее длине. Вследствие этого свободная поверхность струи в створе впадины находится выше, чем в створе уступа (в то время как согласно уравнению свободной поверхности струи ее уровни в створах

впадины и уступа одинаковы). При третьем критическом режиме, как это следует из опытов, в створе впадины свободная поверхность расположена выше, чем в створе уступа примерно на величину, равную глубине струи на носке h_1 (рис. 6-42, а). Поэтому принимаем, что фиктивный уступ в створе впадины при третьем критическом режиме расположен выше действительного уступа на величину h_1 (рис. 3-42, б). Высота фиктивного уступа, равна $a + h_1$.

При известной высоте фиктивного уступа из геометрических соотношений получаем:

$$t_{kp3} = a - d + h_1 + \delta t_\phi + e, \quad (6-71)$$

где δt_ϕ — превышение уровня нижнего бьефа над фиктивным уступом при третьем критическом режиме.

Как и при первом критическом режиме, имеем из опытов, что $\delta t_\phi \approx h_{0\phi, kp}$. Приняв в формуле $\delta t_\phi = h_{0\phi, kp}$, получим:

$$t_{kp3} = a - d + h_1 + h_{0\phi, kp} + e \quad (6-72)$$

или при $d = 0, e = 0$

$$t_{kp3} = a + (1 + \xi_{0\phi, kp}) h_1, \quad (6-73)$$

где $h_{0\phi, kp}, \xi_{0\phi, kp}$ определяются по формулам (6-56), (6-56') или, что численно то же, по формулам (6-49), (6-49').

Несмотря на то что превышение фиктивного уступа над действительным на самом деле не равно точно h_1 , результаты расчета по формулам (6-71) — (6-73) весьма близки к данным опытов. Объясняется это тем, что ошибка в определении высотного положения фиктивного уступа незначительна по сравнению с высотой уступа и величиной $h_{0\phi, kp}$.

Формулой для расчета третьего критического режима следует пользоваться как приближенной. В частности, ею не учитывается влияние на t_{kp3} пространственности нижнего бьефа и турбинного расхода.

6-7. КРИТИЧЕСКИЕ РЕЖИМЫ В ПРОСТРАНСТВЕННЫХ УСЛОВИЯХ

При значительной пространственности нижнего бьефа ($\beta = \frac{\Sigma b}{B} \leq 0,7$) характер перехода от незатопленной струи к затопленной зависит от ширины струи и интенсивности поступления воды на струю из боковых водоворотов. Струя может затапливаться в результате образования вальца на ее восходящем участке за уступом (второй критический режим) или впадиной (первый критический режим) или же при смыкании боковых вальцов над струей. Результатом затопления струи и в том и в другом случае является образование над струей вальца с горизонтальной осью вращения и появление на свободной поверхности обратных скоростей.

До тех пор пока затопление струи происходит первоначально на ее восходящем участке, для единицы ширины струи по ее оси (в плане) сохраняется тот же механизм затопления, что и в плоских условиях при незначительной пространственности. В момент затопления струи пьезометрический напор, отсчитываемый от сливной кромки действительного или фиктивного уступа, достигает критического значения. На всей остальной части струи, т. е. по бокам от ее осевой части, затопление происходит за счет воды, поступающей из вальцов за неработающей частью водосбросного фронта.

Второй критический режим. В случае окончания быков в створе уступа пьезометрический уровень в створе уступа определяется примерно уровнем свободной поверхности вальцов по бокам струи (рассматриваем случай при отсутствии сбояного течения в нижнем бьефе). Следовательно, разность ($h_0 - h_1$) определяет превышение уровня свободной поверхности в боковых вальцах над свободной поверхностью струи в створе уступа (рис. 6-33, а). Чем больше разность ($h_0 - h_1$), тем больше отношение h_0/h_1 , тем интенсивней поступление воды на струю из водоворотов. Наибольшего возможного значения величина h_0/h_1 достигает при $h_0 = h_{\text{окр}2}$, т. е. в момент затопления струи вследствие образования вальца на ее восходящем участке. Если ширина струи мала, то вальцы по ее бокам сомкнутся раньше, чем h_0 достигнет $h_{\text{окр}2}$ (рис. 6-43).

При сколь угодно большой ширине B нижнего бьефа и некотором значении $h_{\text{окр}2}/h_1$ затопление струи произойдет тем раньше, чем меньше ширина отверстий Σb . Следовательно, критерием, характеризующим пространственность нижнего бьефа, не может быть только значение $\beta = \Sigma b/B$, на что впервые обратил внимание Д. И. Кумин [134].

Если $\beta = \Sigma b/B$ больше 0,7 (незначительная пространственность), то струя уже на первом ее восходящем участке, растекаясь, занимает всю ширину B нижнего бьефа, что изолирует водоворотные области за неработающей частью сооружения от пространства нижнего бьефа. В этих условиях затопление струи всегда происходит в результате образования вальца на ее восходящем участке.

При β , меньшем 0,7 (значительная пространственность), критерием, определяющим характер затопления осевой части струи (в плане), может являться отношение $\left(\frac{\Sigma b}{h_{\text{окр}2} - h_1} \right)$. Если это отношение больше некоторой определенной величины, установленной ниже, то струя затапливается вследствие образования вальца на ее восходящем участке; если оно меньше этой величины, то затопление осевой части струи произойдет за счет поступления воды из боковых водоворотных областей.

До тех пор пока затопление струи происходит за счет образования вальца на ее восходящем участке, для определения критического пьезометрического напора $h_{\text{окр}2}$ остается в силе формула (6-49), а при истечении из напорных водосбросов с полкой — формула (6-56).

Зная $h_{\text{окр}2}$ и используя уравнение количества движения (6-39), получаем формулу для расчета глубины нижнего бьефа при втором критическом режиме в случае значительной пространственности нижнего бьефа. Составление уравнения количества движения при значительной пространственности осложняется затруднениями в оценке реакции со стороны неработающих частей сооружения и в определении коэффициента количества движения в сечении нижнего бьефа в удалении от сооружения.

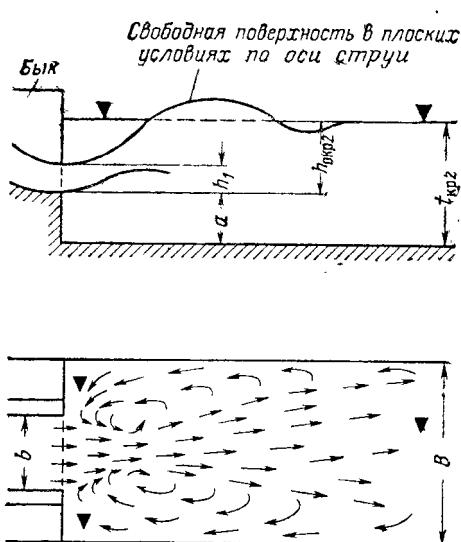


Рис. 6-43. Схема к расчету критических режимов в пространственных условиях.

Однако даже значительная схематизация картины изменения уровня в начальном сечении, определяющего реакцию неработающей части водосбросного фронта, и принятие коэффициента количества движения в сечении нижнего бьефа равным единице позволяют получить формулы, обеспечивающие достаточную для практики точность расчетов.

Выражения реакции для отсека нижнего бьефа при значительной пространственности приведены ранее, в § 6-6, а. Подставляя эти выражения в правую часть уравнения (6-39), деля его обе части на $\gamma \frac{B}{2}$ и обозначая левую часть через $(-A)$, получаем для случая окончания быков в створе уступа следующую расчетную формулу:

$$t_{kp2} = \sqrt{(a-d)^2 + 2(a-d)h_{0kp2} + h_1h_{0kp2}} + A. \quad (6-74)$$

Применение полученной формулы ограничивается некоторым минимальным значением параметра $\left(\frac{b}{h_{0kp2} - h_1}\right)$, позволяющим установить, что затопление струи происходит за счет вальца на ее восходящем участке, а не водой, поступающей с боков струи.

Для расчета глубины t_{kp2} в условиях значительной пространственности как при окончании быков в створе уступа, так и при длинных быках может быть получена более простая общая формула, применяемая при сколь угодно большой ширине нижнего бьефа.

В условиях значительной пространственности уровень водоворотных зон за неработающими частями водосбросного фронта примерно равен уровню нижнего бьефа в удалении от сооружения [148]. Поскольку пьезометрический напор под струей определяется уровнем воды в водоворотных областях за неработающими частями водосбросного фронта, для осевой части струи, затапливающейся вследствие образования вальца на ее восходящем участке, можно написать (рис. 6-33, а, 6-43):

$$t_{kp2} = a - d + h_{0kp2} + e. \quad (6-75)$$

Если быки оканчиваются в створе уступа, то эта формула применима лишь при значениях $\left(\frac{b}{h_{0kp2} - h_1}\right)$ больших некоторого предельного значения, определенного путем сопоставления результатов расчета с данными экспериментов (см. ниже). В случаях длинных быков формула (6-75) применима в условиях значительной пространственности при любой ширине нижнего бьефа, иначе говоря, при любых сколь угодно малых значениях $\left(\frac{b}{h_{0kp2} - h_1}\right)$.

Первый критический режим. Формулы для расчета глубины нижнего бьефа в условиях значительной пространственности при первом критическом режиме выводятся из тех соображений, что и формула (6-74) для расчета t_{kp2} .

При понижении уровня нижнего бьефа струя образует впадину, в которую из боковых водоворотов поступает вода. Если струя широка, то ее затопление произойдет за счет образования вальцов на восходящем участке. При узкой струе смыкание боковых вальцов над струей произойдет раньше, чем затопление ее осевой (в плане) части за счет образования вальцов на ее восходящем участке. Критерием, позволяющим установить характер окончательного затопления струи, по-прежнему является отношение $\left(\frac{b}{h_{0kp2} - h_1}\right)$.

Зная пьезометрический напор $h_{0fp,kp}$, при котором происходит затопление струи на ее восходящем участке (по оси в плане), расчетную:

формулу получаем, используя уравнение количества движения (6-39), выражение ординаты впадины (6-26) и равенство (6-57).

При составлении уравнения количества движения для отсека нижнего бьефа суммарная реакция в начальном сечении определяется выражением (6-43). Поскольку этим же выражением определяется указанная реакция при выводе упрощенных формул для расчета первого критического режима в условиях незначительной пространственности приходим в итоге к тем же самым упрощенным формулам.

Таким образом, для расчета первого критического режима при значительной пространственности нижнего бьефа используются те же формулы, что и в случае его незначительной пространственности; при наличии наклонного участка водобоя в зависимости от места падения струи на водобой расчет следует вести по формуле (6-62) или (6-63), при горизонтальном дне отводящего русла — по формулам (6-64).

Пределы применения формул. Возможность применения этих формул ограничивается некоторыми минимальными значениями параметра $\frac{b}{h_{0\text{кр}} - h_1} = \frac{b}{h_{0\text{кр}} - h_1}$, найденными из рассмотрения экспериментальных данных Д. И. Кумина [133] ($0,5 \geq \beta \geq 0,1$) и И. А. Снегирева¹ ($0,7 \geq \beta \geq 0,2$), по которым удается определить погрешность расчета критических режимов в пространственных условиях в зависимости от значения указанного параметра (рис. 6-44).

Как видим, в пространственных условиях глубину нижнего бьефа при втором критическом режиме можно рассчитывать при $b \geq 8(h_{\text{кр}} - h_1)$ с точностью $\pm 5\%$, при $4(h_{0\text{кр}} - h_1) \leq b < 8(h_{0\text{кр}} - h_1)$ — с точностью $\pm 10\%$. Заметим, что в большинстве опытов Д. И. Кумина погрешность не превышает 3% [при $b > 7(h_{0\text{кр}} - h_1)$].

Формулы для расчета первого критического режима обеспечивают в случае $b \geq 4(h_{0\text{кр}} - h_1)$ точность расчета $\pm 10\%$. Меньшая точность расчета первого критического режима обусловлена характером самого явления.

¹ И. А. Снегирев, К расчету поверхностного режима сопряжений, Сборник научных статей, Ташкентский ИИТ, вып. VIII, 1957.

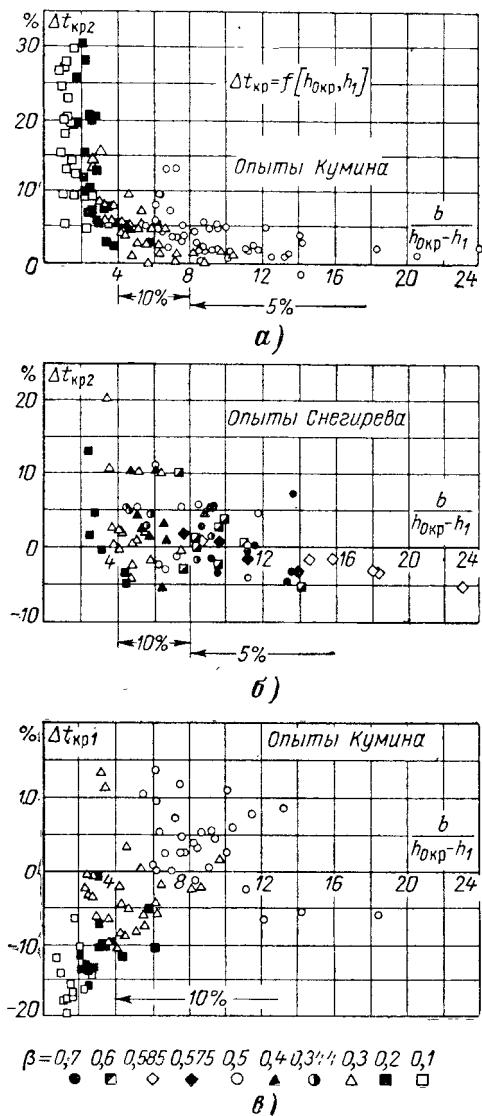


Рис. 6-44. Точность расчета глубины нижнего бьефа при критических режимах в пространственных условиях в зависимости от значения параметра

$$\left(\frac{b}{h_{0\text{кр}} - h_1} \right).$$

а — опыты Кумина; б — опыты Снегирева — второй критический режим; в — опыты Кумина — первый критический режим, $\alpha_B = 0$.

6-8. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ПРОВЕРКА ФОРМУЛ. СВОДКА РЕКОМЕНДУЕМЫХ ФОРМУЛ КРИТИЧЕСКИХ РЕЖИМОВ

Для проверки полученных формул критических режимов был использован обширный экспериментальный материал как автора данной работы, так и других исследователей, занимающихся изучением критических режимов. Для случая отсутствия поступления дополнительного расхода под водосбросную струю использованы опытные данные Т. Н. Астафичевой ($\beta=1$), Д. И. Кумина ($\beta=0,1 \div 1$), Б. Ф. Левицкого ($\beta=1$), М. Ф. Складиева ($\beta=1$), Г. П. Скребкова ($\beta=1$), В. С. Смыслова ($\beta=1$, водослив с широким порогом), И. А. Снегирева ($\beta=0,2 \div 1$), И. Эйнвахтера ($\beta=1$), а также результаты опытов, проведенных нами в МЭИ при исследовании турбинных блоков водосливной Камской ГЭС и некоторых ГЭС с напорными водосбросами, опытов П. Е. Ткаченко и др., проведенных в МИИВХ при исследовании турбинных блоков с напорными водосбросами.

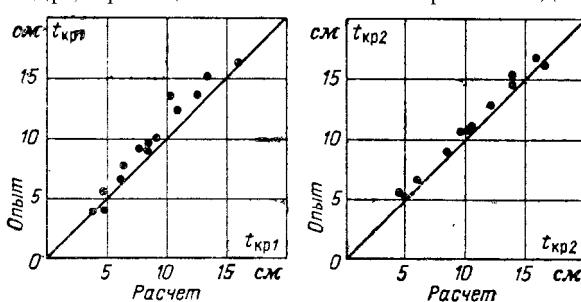


Рис. 6-45. Проверка формул для расчета критических режимов по опытным данным Н. Н. Беляшевского.

В настоящей работе для проверки формул дополнительно привлечены экспериментальные данные Н. Н. Беляшевского ($\beta=1$) [40]. На рис. 6-45 сопоставлены расчетные и экспериментальные данные для моделей 2, 3 и 3A. Носок водослива имеет обратный уклон $\alpha_n = 10^\circ$. Но расчет проводился при $\alpha_n = \alpha_h = 0$. По-видимому, некоторое преуменьшение расчетных значений t_{kp} является следствием неучета влияния угла наклона носка. Однако погрешность расчета лежит в тех же пределах, что и при сопоставлении расчетных данных с опытными данными других авторов. Расчет производился по формулам (6-64) и (6-54). Глубина струи на носке в створе уступа вычислялась по обычной формуле глубины в сжатом сечении, т.е. без учета влияния на искомую глубину пьезометрического напора h_0 . При этом коэффициент скорости определялся по графику, рекомендованному в [40].

Проведенная проверка предлагаемых формул позволяет с уверенностью рекомендовать их для использования в практике проектирования. В то же время формула для расчета первого критического режима при значительном прямом уклоне свободной поверхности струи в створе уступа (§ 6-6,д) подлежит дальнейшей проверке, и, по-видимому, уточнению. Требуется также дальнейшая проверка возможности применения расчетных зависимостей в случае обратного уклона свободной поверхности в створе уступа, превышающего 10° , и в случае необходимости — их усовершенствование. Рекомендуемые формулы критических режимов ($10^\circ \geq \alpha_n \geq -6^\circ$) сведены в табл. 6-7.

Обстоятельством, подтверждающим надежность полученных формул, является удовлетворительное совпадение расчетных данных с опытами Д. И. Кумина (серий IV и V [133]).

Д. И. Кумин, не получив связи между своими расчетными формулами и опытами серии V, считал, что эта серия «несомненно дефектна в целом» и исключил ее из обработки [133].

Для случая поступления под струю дополнительного расхода из отверстия в уступе использованы данные опытов Г. П. Скребкова и указанных выше опытов, проведенных в МЭИ и МИИВХ на моделях турбинных блоков. Более подробно материалы проверки формул изложены в [242].

Для первого критического режима Д. И. Кумин не получил совпадения результатов расчета с данными опытов серии IV. Поэтому он указывает, что ошибочность результатов опытов «серии IV можно обнаружить путем сопоставления их со значениями, отвечающими критическому положению донного прыжка на водобое» [133].

Однако опыты серий IV и V дали незначительное отклонение от результатов расчета по зависимостям, предлагаемым нами, или совпали с ними (рис. 6-46). Следовательно, дело не в дефектности опытов, а в несовершенстве полуэмпирических зависимостей Д. И. Кумина.

Таблица 6.7

Рабочие формулы для расчета критических режимов (при $\alpha_{\text{II}} \leq |6^\circ|$)

Критический режим	Формулы для расчета глубины нижнего быча	№ формулы	Коэффициенты запаса к величине $t_{\text{кр}}$, точность формул
Первый, при любом значении β ; если $\beta < 0,7$, то при $b > 4 \times (h_{0\text{кр}2} - h_1)$	<p>При горизонтальном водобое ($d = 0$)</p> $t_{\text{кр}1} = e + \frac{1}{3} (2h_1 + a - h_{0\Phi,\text{кр}} + 2\sqrt{(2h_1 + a - h_{0\Phi,\text{кр}})^2 + 3A}) \quad (6-64)$ <p>При падении струи за наклонный участок водобоя</p> $t_{\text{кр}1} = e + \frac{1}{3} (2h_1 + a - d - h_{0\Phi,\text{кр}} + 2\sqrt{(2h_1 + a - d - h_{0\Phi,\text{кр}})^2 + 3A}) \quad (6-62)$ <p>При падении струи на наклонный участок водобоя</p> $\begin{aligned} t_{\text{кр}1} = & e + \frac{2}{3} [K_0 + E + \sqrt{(K_0 + E)^2 + } \\ & + 3(K_0 + a - 0,5d)^2 - 0,75d^2 + 3A] \quad (6-63) \end{aligned}$ $K_0 = h_1 + 0,5(d - a - h_{0\Phi,\text{кр}});$ $E = a - 1,5d$	(6-64), (6-62), (6-63)	<p>При незначительной пространственности ($\beta = \frac{b}{B} > 0,7$):</p> <p>устойчивый донный режим: $0,93t_{\text{кр}1}$</p> <p>устойчивый поверхностный режим: $1,07t_{\text{кр}1}$</p>
Второй, $\beta \geq 0,7$	<p>Короткие бычи (оканчиваются в створе уступа)</p> $\begin{aligned} t_{\text{кр}2} = & e + \sqrt{(a + h_1)^2 + (2a + } \\ & + h_1)\beta(h_{0\text{кр}2} - h_1) - (2a - d)d - \\ & - 2dh_{0\text{кр}2} + A \quad (6-50) \end{aligned}$ <p>Длинные бычи (оканчиваются на расстоянии от уступа $l_6 \geq h_{0\text{кр}2}$)</p> $\begin{aligned} t_{\text{кр}2} = & e + \\ & + \sqrt{(a - d)^2 + 2(a - d + \frac{\beta h_1}{2})h_{0\text{кр}2} + } \\ & + (1 - \beta)h_{0\text{кр}2}^2 + A \quad (6-51) \end{aligned}$	(6-50), (6-51)	<p>Устойчивый поверхностный режим с незатопленной струей: $0,95t_{\text{кр}2}$</p> <p>Поверхностный режим с затопленной струей: $1,05t_{\text{кр}2}$</p>

Критический режим	Формулы для расчета глубины нижнего бьефа	№ формулы	Коэффициенты запаса к величине t_{kp} , точность формул
Второй, $\beta \leq 0,7$	Длинные быки (оканчиваются на расстоянии от уступа $l_0 \geq h_{0kp2}$) $t_{kp2} = a - d + h_{0kp2} + e$ Формула применима и для коротких быков при $b \leq 4(h_{0kp2} - h_1)$. Для повышения точности расчета t_{kp2} может быть использована формула (6-74)	(6-75)	При $b > 8(h_{0kp2} - h_1)$ точность расчета $\pm 5\%$. При $4(h_{0kp2} - h_1) < b < 8(h_{0kp2} - h_1)$ точность расчета $\pm 10\%$
Третий, $\beta = 1 \div 0,75$	$t_{kp3} = a - d + h_1 + h_{0\Phi, kp} + e$	(6-72)	Поверхностно-лонный режим образоваться не может при $t_{kp2} < 0,98t_{kp3}$. Точность расчета $t_{kp3} \pm 10\%$

П р и м е ч а н и я: 1. $h_{0\Phi, kp} = h_{0kp2} = \frac{1}{3}(1 + \sqrt{6Fr + 1})h_1$. (6-49'), (6-56'). 2. $A = \frac{2}{gB} \left[\frac{\alpha_1 Q_B^2}{\omega_1} + \frac{\alpha_m Q_T^2}{\omega_m} - \frac{\alpha_t(Q_B + Q_T)^2}{\omega_t} \right]$. (6-52). 3. $\omega_t = tB$; при расчете первого критического режима принимать в первом приближении: $t = a - d + h_1 + e$; второго критического режима $t = a - d + h_{0kp2} + e$. 4. a , d , β , B , e , b , ω_m — геометрические параметры сооружения; h , t — глубина на уступе; глубина на рисберме; Q_B , Q_T — водосбросной и турбинный расходы; α_1 , α_m , α_t — коэффициенты количества движения; l_0 — длина быков (от уступа), выступающих в нижний бьеф.

Пример несовпадения полуэмпирических формул с экспериментами весьма поучителен. Он показывает, как при отыскании полуэмпирической формулы можно получить такой ее вид, который не удовлетворяет действительности в некотором диапазоне исследуемого процесса, что делает формулы недостаточно надежными. В данном случае выпали все опыты серии V (в том числе и при втором критическом режиме, когда отклонение расчетных данных от опытных не может быть объяснено малой высотой уступа) и опыты серии IV — при первом критическом режиме. Используя опыты Д. И. Кумина, можно получить такие эмпирические зависимости, которые, давая совпадение с опытами серии IV и V, не дают совпадения с опытами других серий, например серии III. Для этого опытные данные Д. И. Кумина для первого критического режима представим в координатах a/y_{vp} , $\sqrt{\frac{h_{0\Phi, kp}}{\delta t_\phi}}$, где a — высота уступа, y_{vp} — ордината впадины свободной поверхности струи, $h_{0\Phi, kp}$ — критический пьезометрический напор, найденный по формуле (6-56), δt_ϕ — превышение уровня нижнего бьефа над сливной кромкой фиктивного уступа: $\delta t_\phi = t_{kp1} - a + y_{vp}$; t_{kp1} — глубина нижнего бьефа, отвечающая первому критическому режиму (опыт). На полученном графике (рис. 6-47) совершенно явно выпали опыты серии III*.

Следовательно, используя далее этот график для получения расчетной формулы, мы должны были бы признать опыты серии III дефектными, как это сделано Д. И. Куминым с опытами серий IV и V. Это пример также наглядно показывает, как следует быть осторожным при выбраковке экспериментальных данных.

Интересным примером несовершенства эмпирических зависимостей являются формулы М. Д. Чертоусова [298] для расчета первого и вто-

* Выпавшие опытные точки других серий относятся к опытам с весьма малыми удельными расходами (на рис. 6-47, числа у выпавших точек обозначают удельный расход в $cm^3/\text{сек}$) и глубинами на носке, меньшими 0,4 см; в этих опытах велика относительная погрешность значений q и h_1 .

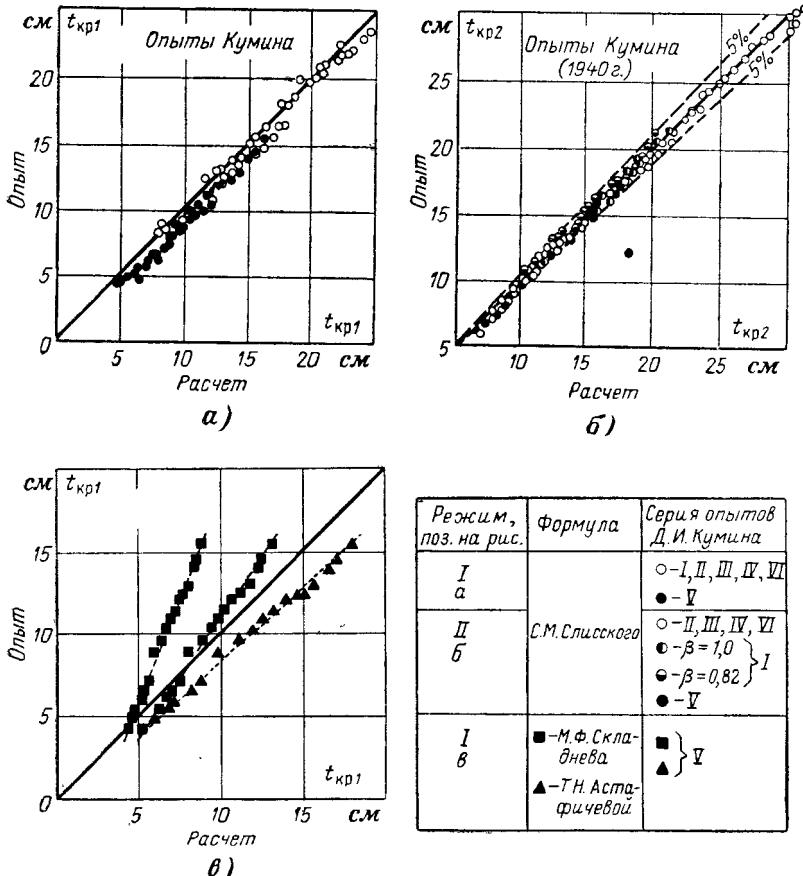


Рис. 6-46. Сопоставление расчетных глубин нижнего бьефа при критических режимах с опытными данными Д. И. Кумина.

рого критических режимов. Опыты, использованные автором для получения расчетных зависимостей, проводились при отсутствии затвора на гребне водослива. Но автор формул в дальнейшем¹ не только не оговаривает неприменимость формул при истечении из-под затвора на гребне водослива, но даже не упоминает об условиях проведения опытов. В то же время оказывается, что при истечении из-под затвора глубины нижнего бьефа, отвечающие критическим режимам, или получаются постоянными, не зависящими от расхода, или становятся тем меньше, чем больше сбрасываемый расход², т. е. результаты расчета не имеют смысла.

¹ М. Д. Чертусов, Специальный курс гидравлики, Госэнергоиздат, 1949.

² С. М. Слисский, Гидравлика эжектирования на водосливных ГЭС, Диссертация на соискание ученой степени канд. техн. наук, 1950.

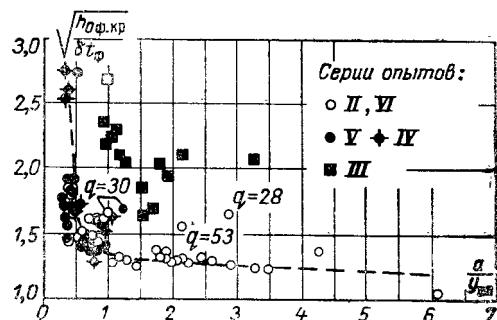


Рис. 6-47. Обработка опытных данных Д. И. Кумина, согласно которой должны быть признаны дефектными опыты серии III, — кривая, обобщающая опыты серий II, IV, V, VI.

Ниже, в § 6-10, приведены формулы критических режимов М. Ф. Складнева. При хорошем совпадении расчетных значений глубин нижнего бьефа с опытными данными различных авторов формулы для нижней и верхней границ первого критического режима (6-89) и (6-90) не дали надлежащего совпадения с результатами опытов серии V Д. И. Кумина (рис. 6-46,в). Лучшие результаты для условий этой серии опытов дала формула Т. Н. Астафичевой [23].

6-9. ДЛИНА ДОННОГО ВАЛЬЦА ПОД СТРУЕЙ (ДАЛЬНОСТЬ ОЛЯТА ПОДТОПЛЕННОЙ СТРУИ)

При горизонтальном носке и отсутствии расхода турбины длина вальца под струей в условиях плоского потока может быть определена при поверхностных режимах по М. Ф. Складневу [226], формулы которого сведены в табл. 6-8. Для выбора расчетной формулы требуется знать режим нижнего бьефа, а при поверхностном незатопленном пражке также характер свободной поверхности струи за уступом.

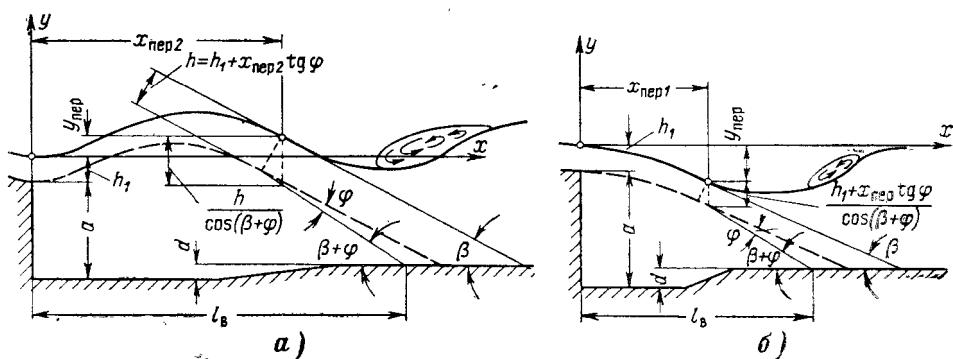


Рис. 6-48. Схемы расчета дальности отлета подтопленной струи.
а — при поверхностно-донном режиме; б — при донном режиме.

Вследствие пульсации длина вальца не остается постоянной. Формулы табл. 6-8 определяют среднюю длину вальца. Отклонение длины от средней ее величины может составлять 10—15% [226].

При наклонной в створе уступа свободной поверхности подтопленной струи и поступлении под струю расхода из отсасывающей трубы дальность отлета струи и длину донного вальца можно рассчитать при донном режиме, используя уравнение свободной поверхности подтопленной струи.

Приблизительно место падения струи на водобой в этих двух случаях можно определить, проведя касательную к точке перегиба свободной поверхности струи до пересечения с дном. Длину вальца под струей определяем, учитывая, что по мере удаления от уступа происходит расширение струи.

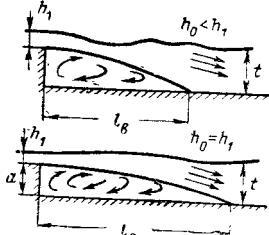
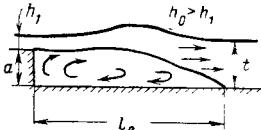
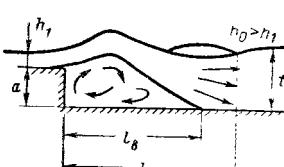
Исходя из принятых на рис. 6-48 расчетных схем, получаем, что касательная к точке перегиба свободной поверхности пересекает водобой на расстоянии от уступа, равном

$$l_B = x_{\text{пер}} + (a - d + h_1 + y_{\text{пер}}) \operatorname{ctg} \beta. \quad (6-84)$$

В турбулентных струях угол φ между осью и линией нулевых скоростей составляет примерно 10° . В нашем случае границей, выделяющей

Таблица 68

Длина донного водоворота при поверхностных режимах при отсутствии расхода турбины

Схема	Число Фруда $Fr = q^2 / gh_1^3$	Формула
Пониженной свободной поверхности или близкий к горизонтальному		
		
	1–10	$l_b = 0,28(t-h_1)^{\frac{1}{2}}(33,2-Fr)$ (6-76)
	>10	$l_b = 0,015(t-h_1)^{\frac{1}{2}}(420+Fr)$ (6-77)
Повышенный уровень свободной поверхности на начальном участке		
		
	<10	$l_b = 0,25(t-h_1)^{\frac{1}{2}}(33-Fr)$ (6-78)
	≥ 10	$l_b = 0,01(t-h_1)(565+Fr)$ (6-79)
Поверхностный режим с затопленной струей		
		
	>5	$l_b = (t-h_1) \left(6,6 + \frac{1}{Fr} - 0,7 \frac{t}{t_{kp2}} \right)$ (6-80)
Поверхностно-донный режим с незатопленной струей		
		
	≥ 5	$l_b = 3,1(t-h_1) \left(1 + \frac{0,65}{Fr-2} \right)$ (6-81)
Общая длина водоворотных зон	≥ 5 ≥ 25	$l = 4,4(t-h_1)(1+2,1F)$ (6-82) $l = 4,5(t-h_1)$ (6-83)

область донного вальца за водосливом с уступом, не является линия нулевых скоростей.

Граница вальца, вследствие ограниченности пространства, в котором распространяется водосбросная струя, определяется линией, имеющей наклон, несколько меньший, чем наклон линии нулевых скоростей. Граница вальца проходит под углом к касательной в точке перегиба, равным примерно 6° ($\operatorname{tg} \varphi = 0,1$).

Вследствие приближенности решения, пренебрегая разницей между длиной кривой свободной поверхности (от створа уступа до точки перегиба) и абсциссой точки перегиба, получаем, что в сечении, отвечающем точке перегиба, толщина струи, измеряемая по нормали к ее нижней границе, равна:

$$h \approx h_1 + x_{\text{пер}} \operatorname{tg} \varphi, \quad (6-85)$$

а расстояние по вертикали от свободной поверхности до нижней границы

$$\frac{h}{\cos(\beta + \varphi)}.$$

Проводя касательную к нижней границе струи, получаем из геометрических соображений расстояние от уступа до точки пересечения нижней границы транзитной струи с водобоем, которое примерно равно длине вальца (несколько больше его длины):

$$l_v = x_{\text{пер}} + (a - d + h_1 + y_{\text{пер}} - \frac{h_1 + x \operatorname{tg} \varphi}{\cos(\beta + \varphi)}) \cdot \operatorname{ctg}(\beta + \varphi). \quad (6-86)$$

Выражение в скобках есть превышение над водобоем нижней границы струи в сечении, соответствующем точке перегиба свободной поверхности.

Угол β определяем, имея в виду, что $\operatorname{ctg} \beta = u_x/u_y$, где u_x и u_y выражаются формулами (6-19) и (6-20). Получаем:

$$\operatorname{ctg} \beta = \frac{u_0 \cos \alpha_{\text{пп}} - \frac{g}{2q} (h_0^2 - h_1^2)}{\sqrt{u_0 \sin^2 \alpha_{\text{пп}} + \frac{g}{h_1} (h_0 - h_1)^2}}. \quad (6-87)$$

В случае $\alpha_{\text{пп}} = 0$, что, в частности, имеет место при поверхностно-донном режиме,

$$\operatorname{ctg} \beta = \frac{u_0 - \frac{g}{2q} (h_0^2 - h_1^2)}{(h_0 - h_1) \sqrt{\frac{g}{h_1}}}. \quad (6-88)$$

В формулах (6-85) и (6-86) абсцисса точки перегиба при первом критическом режиме и режимах, близких к нему, отвечает первой точке перегиба, а при третьем критическом режиме и режимах, близких к нему, — второй точке перегиба.

Абсцисса $x_{\text{пер1}}$ определяется по формуле (6-29), а $x_{\text{пер2}}$ — по формуле (6-30).

Пример 1. Рассчитать длину вальца под струей при поверхностно-донном режиме. Высота уступа $a = 10,32$ м, наклонного участка $d = 2,77$ м. Удельный расход на сливной кромке носка $q = 48,95$ м³/сек, $h_1 = 3,18$ м, $h_0 = 7,3$ м. Поверхностная скорость в створе уступа $u_0 = \sqrt{2g(T_0 - h_1)} = 17,22$ м/сек. Глубина нижнего бьефа $t = 18,9$ м.

1) Ордината точки перегиба по (6-27) $y_{\text{пер}} = h_0 - h_1 = 7,3 - 3,18 = 4,12$ м.

2) Угол наклона касательной в точке перегиба по (6-88)

$$\operatorname{ctg} \beta = \frac{u_0 - \frac{g}{2q} (h_0^2 - h_1^2)}{(h_0 - h_1) \sqrt{\frac{g}{h_1}}} = \frac{17,22 - \frac{9,81}{2,48,95} (7,30^2 - 3,18^2)}{\sqrt{\frac{9,81}{3,18} \cdot (7,30 - 3,18)}} = 1,80; \quad \beta = 29^\circ.$$

3) Абсцисса первой точки перегиба по формуле (6-29) равна $x_{\text{пер1}} = 13,83 \text{ м}$, абсцисса гребня по (6-28) $x_{\text{гр}} = 23,9 \text{ м}$.

4) Абсцисса второй точки перегиба по (6-30)

$$x_{\text{пер2}} = 2x_{\text{гр}} - x_{\text{пер1}} = 2 \cdot 23,90 - 13,83 = 33,97 \text{ м.}$$

5) Расстояние от уступа до точки выклинивания вальца (длина вальца) при $\operatorname{tg} \varphi = 0,1$ по формуле (6-86)

$$l_v = x_{\text{пер2}} + \left(a - d + h_1 + y_{\text{пер}} - \frac{h_1 + x_{\text{пер}} \operatorname{tg} \varphi}{\cos(\beta + \varphi)} \right) \operatorname{ctg}(\beta + \varphi) = \\ = 33,97 + \left(10,32 - 2,77 + 3,18 + 4,12 - \frac{3,18 + 33,97 \cdot 0,1}{\cos(29^\circ + 5^\circ 45')} \right) \operatorname{ctg}(29^\circ + 5^\circ 45') = 44,3 \text{ м.}$$

По опытам приблизительно $l_v = 42 \text{ м}$. При расчете по М. Ф. Складневу [табл. 6-8, формула (6-81)] при $Fr = 6,1$ и глубине нижнего бьефа $t = 18,3 \text{ м}$ и $l_v = 3,1$ ($18,3 - 3,18 \times 1 + \frac{0,65}{6,1 - 2} = 54,5 \text{ м}$).

Следует отметить, что длина вальца по М. Ф. Складневу явно не зависит от высоты уступа, что противоречит предложенной здесь расчетной схеме.

Пример 2. Рассчитать длину вальца под струей при донном режиме, близком первому критическому. Высота уступа $a = 12,45 \text{ м}$, наклонного участка $d = 2,0 \text{ м}$. Удельный расход $q = 63,9 \text{ м}^3/\text{сек}$, $h_1 = 4,03$, $h_0 = 2,12 \text{ м}$. Поверхностная скорость в створе уступа $u_0 = 16,22 \text{ м/сек}$, угол наклона свободной поверхности струи в створе уступа $\alpha_\pi = -13^\circ$.

1) Ордината точки перегиба по формуле (6-27) $y_{\text{пер}} = -1,91 \text{ м}$.

2) Угол наклона касательной в точке перегиба по (6-87)

$$\operatorname{ctg} \beta = \frac{u_0 \cos \alpha_\pi - \frac{g}{2q} (h_0^2 - h_1^2)}{\sqrt{u_0^2 \sin^2 \alpha_\pi + \frac{g}{h_1} (h_0 - h_1)^2}} = \\ = \frac{16,22 \cos 13^\circ - \frac{9,81}{2,63,9} (2,12^2 - 4,03^2)}{\sqrt{16,22^2 \sin^2 13^\circ + \frac{9,81}{4,03} (2,12 - 4,03)^2}} = 5,40; \quad \beta = 10^\circ 30'.$$

3) Абсцисса первой точки перегиба по (6-29) $x_{\text{пер}} = 7,00 \text{ м}$.

4) Длина вальца по (6-86) равна:

$$l_v = x_{\text{пер1}} + \left(a - d + h_1 + y_{\text{пер}} - \frac{h_1 + 0,1x_{\text{пер1}}}{\cos(\beta + \varphi)} \right) \operatorname{ctg}(\beta + \varphi) = \\ = 7,00 + \left(12,45 - 2,00 + 4,03 - 1,91 - \frac{4,03 + 0,1 \cdot 7,0}{\cos(10^\circ 30' + 5^\circ 45')} \right) \times \\ \times \operatorname{ctg}(10^\circ 30' + 5^\circ 45') = 33,2 \text{ м.}$$

По данным опытов валец имеет длину $\sim 38 \text{ м}$.

6-10. НЕКОТОРЫЕ СПОСОБЫ РАСЧЕТА КРИТИЧЕСКИХ РЕЖИМОВ, ПРЕДЛОЖЕННЫЕ ДРУГИМИ АВТОРАМИ

Для упрощения расчета критических режимов могут быть использованы существующие полуэмпирические и эмпирические зависимости и графики. При этом параметры объекта расчета должны находиться в пределах, в которых проводились эксперименты, положенные в основу этих способов расчета. Упрощенные формулы и графики могут использоваться также и для контроля более детального расчета.

а) Расчет критических режимов по эмпирическим формулам

Отдадим предпочтение эмпирическим формулам М. Ф. Складнева, как основанным на большом экспериментальном материале, проверенным по данным других авторов, более полно охватывающим возможные режимы и весьма простым. Опыты проводились в условиях плоскопараллельного потока, водослив имел развитый горизонтальный носок, что следует иметь в виду при использовании приведенных ниже формул.

Глубины нижнего бьефа, отвечающие критическим режимам, определяются по следующим формулам [226, 227].

Нижняя граница первого критического режима

$$t'_{\text{кр1}} = 0,875 + 0,7h_{\text{кр.}} \quad (6-89)$$

Верхняя граница первого критического режима

$$t''_{\text{кр1}} = a + 1,2h_{\text{кр.}} \quad (6-90)$$

Второй критический режим

$$t_{\text{кр2}} = a + 2h_{\text{кр.}} \quad (6-91)$$

Третий критический режим

$$t_{\text{кр3}} = a + 1,7h_{\text{кр.}} \quad (6-92)$$

Этими зависимостями следует пользоваться при $a/h_1 > 2$ и $\text{Fr} < 40$, где a — высота уступа, h_1 — глубина струи на уступе, число Fr вычисляется по глубине h_1 .

Для расчета четвертого критического режима, отвечающего переходу поверхностного режима в донный восстановленный или донного восстановленного в поверхностный, формулы, аналогичные предыдущим, даны П. М. Слисским [238].

Верхняя граница четвертого критического режима

$$t''_{\text{кр4}} = a + t_{\text{кр2}}. \quad (6-93)$$

Нижняя граница четвертого критического режима

$$t'_{\text{кр4}} = t_{\text{кр3}}. \quad (6-94)$$

П. М. Слисским опыты проводились в условиях плоскопараллельного потока при $2,1 \leq \frac{a}{h_1} \leq 9,15$ и $\text{Fr} < 50$.

Рассмотренные формулы М. Ф. Складнева и П. М. Слисского получены по данным опытов, проведенных на модели с горизонтальным дном. Если в начале водобоя имеется наклонный участок, то формулы остаются в силе при условии расположения его в пределах донного вальца. Высота уступа a в этом случае отсчитывается от уровня горизонтального дна.

Формулы для расчета критических режимов, применимые в пространственных условиях, получены Г. П. Скребковым [234], обобщившим опытные данные Д. И. Кумина, М. Ф. Складнева, Н. Н. Беляшевского, И. А. Снегирева, П. М. Слисского, С. М. Слисского и использовавшим материалы своих экспериментов. Г. П. Скребков указывает, что имеется полное совпадение результатов расчета первого (заключенного между верхней и нижней границами) и второго критических режимов с расчетами по С. М. Слисскому.

Обобщающая формула Г. П. Скребкова представлена в следующем виде:

$$t_{kp} = (\psi + A \sqrt{2\beta Fr}) h_1, \quad (6-95)$$

где $\psi = a/h_1$, $\beta = b/B$; число Фруда вычисляется по удельному расходу на сливной кромке уступа и по глубине h_1 . Параметр A определяется по табл. 6-9.

Таблица 6-9

Коэффициенты A в формуле (6-95) для расчета критических режимов

Критический режим	$\psi = \frac{a}{h_1}$	Значения коэффициента A	Пределы применимости формул
<i>Верхняя граница</i>			
Первый	$\psi \geq 2$	$A''_{kp1} = 0,28 \lg Fr - 0,67 \lg \psi + 0,64 - (1 - \sqrt[5]{\beta})$	$\psi = 1 \div 20; Fr = 5 \div 80;$ $\beta = 0,1 \div 1,0$
	$\psi < 2$	$A''_{kp1} = 0,28 \lg Fr - 0,20 \lg \psi + 0,50 - (1 - \sqrt[5]{\beta})$	
<i>Нижняя граница</i>			
	$\psi \geq 2$	$A'_{kp1} = 0,51 \lg Fr - \lg \psi + 0,47 - (1 - \sqrt[5]{\beta})$	$\psi = 1 \div 20; Fr = 5 \div 80$ $\beta = 0,63 \div 1,0$
	$\psi < 2$	$A'_{kp1} = 0,51 \lg Fr - 0,26 \lg \psi + 0,25 - (1 - \sqrt[5]{\beta})$	
<i>Средний уровень нижнего бьефа между верхней и нижней границами</i>			
	$\psi \geq 2$	$A_{kp1} = 0,40 \lg Fr - 0,84 \lg \psi + 0,55 - (1 - \sqrt[5]{\beta})$	$\psi = 1 \div 20; Fr = 5 \div 80;$ $\beta = 0,1 \div 1,0$
	$\psi < 2$	$A_{kp1} = 0,40 \lg Fr - 0,23 \lg \psi + 0,37 - (1 - \sqrt[5]{\beta})$	
Второй	$\psi < 4$	$A_{kp2} = 0,83$	$\psi = 1 \div 32; Fr = 7 \div 110;$ $\beta = 0,63 \div 1,0$
	$4 < \psi < 9$	$A_{kp2} = 0,90 - \frac{\psi}{60}$	
Третий	$\psi > 9$	$A_{kp2} = 0,75$	
	—	$A_{kp3} = 0,72$	$\psi = 2 \div 16; Fr = 7,5 \div 80;$ $\beta = 1,0$

Влияние турбинного расхода формулы Г. П. Скребкова не учитывают. По данным автора этих формул погрешность расчета в определении t_{kp} составляет не более 5 %. Проведенная нами выборочная проверка формул подтверждает хорошее совпадение расчетных и опытных данных.

б) Расчет критических режимов за совмещенными зданиями ГЭС по экспериментальным графикам

Для водосливной совмещенной ГЭС графики критических режимов нижнего бьефа даны П. К. Цветковым и Н. В. Малюком [289]. Опыты проводились на моделях здания ГЭС типа Киевской, выполненных в масштабах 1:60 (без турбины) (рис. 5-31) и 1:32,2 (с турбиной). Дно нижнего бьефа было или горизонтальным, или с наклонным участком ($m=1:5$), начинающимся непосредственно за выходным сечением отсасывающей трубы или же отодвинутым на расстояние 1,5a. Нижний бьеф имел незначительную пространственность ($\beta=0,8$), отношение a/r изменялось в пределах 1,0—0,75 (т. е. водослив выполнял-

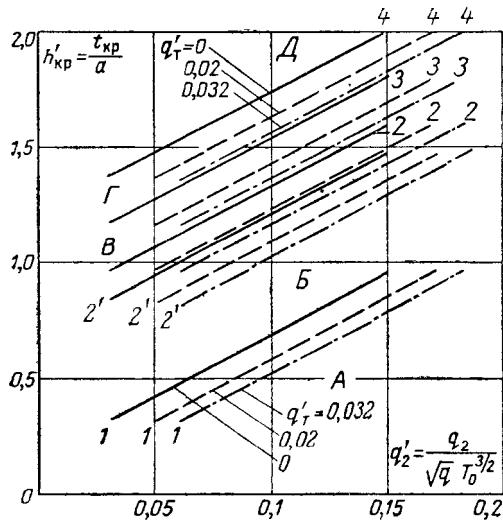


Рис. 6-49. Совмещенный график границ смены форм сопряжения бьефов для водосливной ГЭС с горизонтальным дном отводящего русла.

A-E — режимы, отвечающие изображенным на рис. 6-50.

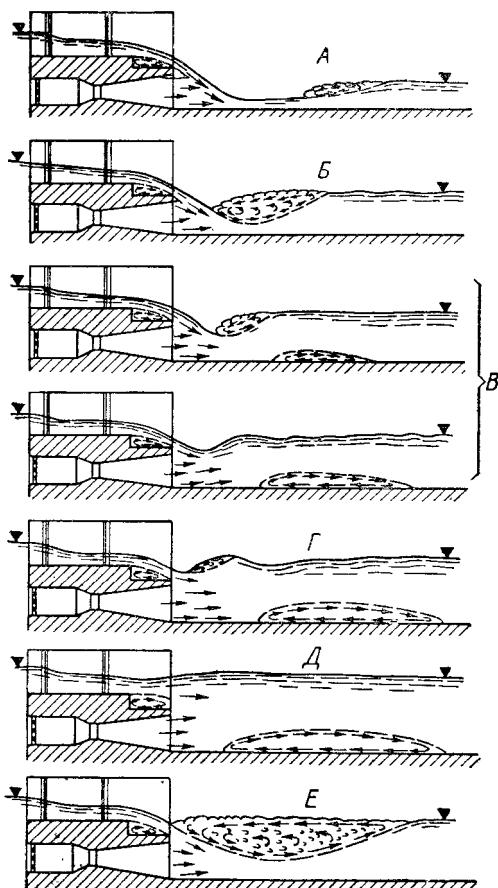


Рис. 6-50. Формы сопряжения бьефов за водосливным ГЭС с горизонтальными капсулыми агрегатами.

ся на всей длине горизонтальным или имел в конце местный уступ высотой до $0,25 a$), отношение $l/p=0 \div 0,88$.

Как это показано в гл. 2, наклонному участку водобоя следует придавать уклон не выше $1:3$, стремясь к тому, чтобы он находился в области донного вальца. Нецелесообразно отодвигать на значительное расстояние начало наклонного участка от выходного сечения отсасывающей трубы, что может потребоваться лишь для затопления отогнанного прыжка.

При расположении наклонного участка в области донного вальца наличие его практически не сказывается на глубинах нижнего бьефа за наклонным участком, отвечающих критическим режимам. Поэтому при ограниченной длине наклонного участка могут быть использованы графики для расчета критических режимов при горизонтальном дне нижнего бьефа (рис. 6-49). В этом случае (при расположении наклонного участка в области донного вальца) следует T_0 и высоту a отсчитывать от уровня горизонтального участка водобоя за наклонным участком.

На графике рис. 6-49, по которому может быть определена относительная глубина t_{kp}/a , в зависимости от па-

метра $—q' = \frac{q^2}{Vg T_0^{3/2}}$ числа у лярьных обозначают: 1 — режим смены донного отогнанного прыжка затопленным прыжком или обратная смена этих режимов; 2 — первый критический режим; 3 — второй критический режим; 4 — режим, при котором наступает подтопление водослива. На рис. 6-50 даны схемы, показывающие режимы нижнего бьефа, устанавливающиеся между критическими режимами (обозначены буквами).

Кроме того, показан донный восстановленный режим (E), возникающий только в том случае, если в конце водослива имеется ступенька и $Q_t/Q_b < 0,1$.

При вычислении параметра $q' = \frac{q^2}{\sqrt{g} T_0^{3/2}}$ удельный расход $q = q_b + q_t$ вычисляется по ширине нижнего бьефа.

Для здания ГЭС с напорными водосбросами (рис. 5-23) графики для расчета критических режимов даны Н. В. Шрагиным [304]. Они построены для здания ГЭС с характерным параметром $\frac{a-d}{h_1} \approx 3$. По графикам рис. 6-51 могут определяться глубины нижнего бьефа при первом и втором критических режимах при $\beta = 0,79 \div 0,40 \div 0,26$. Значения t_{kp}/a на графиках даны в функции числа Фруда, вычисленного по

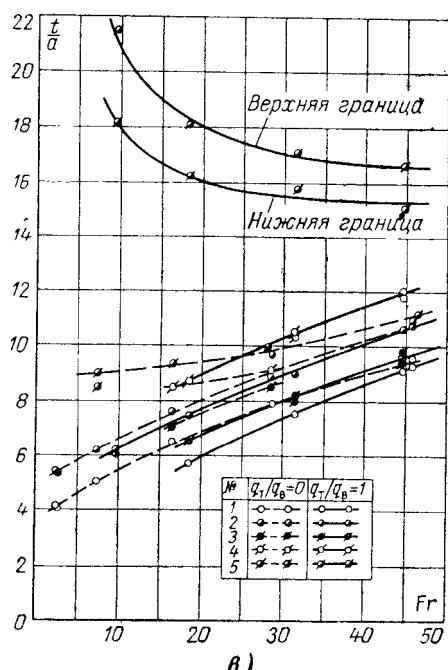
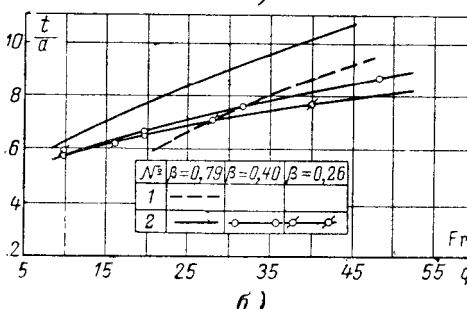
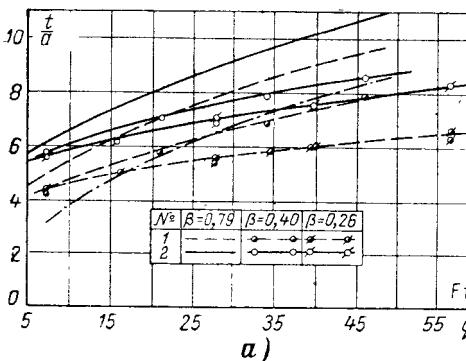


Рис. 6-51. Графики для расчета критических режимов при $\beta = 0,79; 0,40$ и $0,26$.

a — при $q_t/q_b = 0$: 1 — первый критический режим; 2 — второй критический режим; b — при $q_t/q_b = 1$: 1 — второй критический режим; ϑ — $q_t/q_b = 0$ и 1; $\beta = 0,79$: 1 — первый критический режим; 2 — второй критический режим; 3 — третий критический режим; 4 — четвертый критический режим; 5 — восстановление данного режима.

удельному расходу водосбросов в створе уступа и высоте водосбросных отверстий h_1 . Этому числу Фруда и при данных параметрах сооружения соответствует определенное значение комплекса $K = \frac{b}{h_{0, kp} - h_1}$, предложенного нами (см. § 6-7), позволяющего установить, происходит ли в пространственных условиях затопление струи за счет образования вальца на восходящем участке свободной поверхности струи или за счет поступления воды на струю из боковых водоворотных областей. Как это показано в § 6-7, затопление струи из боковых водоворотных областей происходит при $K \leq 4$.

При $K < 4$ формулы для расчетов критических режимов в пространственных условиях, предложенные нами (табл. 6-8), неприменимы. В связи с этим Н. В. Шрагин дает графики для расчета критических режимов в некотором диапазоне при $K < 4$, отмечая, что «расхождение

результатов опыта и расчета по нашей методике в пределах ее применимости не превышало 5%, что подтверждает надежность указанной методики» [304, стр. 213].

В заключение отметим, что использование результатов расчета критических режимов по эмпирическим формулам, не отражающим влияния ряда факторов на режимы сопряжения и особенно по графикам, подобным рассмотренным здесь, должно производиться с некоторой осторожностью, поскольку возможны искажения результатов расчета, как это случилось (см. § 6-8) с зависимостями Д. И. Кумина и М. Д. Чертоусова. Такие формулы и графики следует применять параллельно с зависимостями, полученными более строгим путем, убедившись, что в данном конкретном случае результаты расчета получаются идентичными.

6-11. ВЛИЯНИЕ РАСХОДА ТУРБИНЫ НА ГЛУБИНУ НИЖНЕГО БЬЕФА ПРИ КРИТИЧЕСКИХ РЕЖИМАХ

Как следует из проведенного нами [242, стр. 96] анализа формул и опытных данных, глубина нижнего бьефа при первом критическом режиме с увеличением расхода, поступающего под струю из отверстия отсасывающей трубы, может как уменьшаться (при $Q_t/Q_b < 1$), так и увеличиваться (при $Q_t/Q_b > 1$). Это подтверждают также опытные данные других авторов. Так, Н. В. Шрагин пришел к выводу, что при больших числах Фруда ($Fr \approx 50$), вычисленных по удельному расходу на сливной кромке и высоте отверстий водосбросов, влияние турбинного расхода на увеличение глубины нижнего бьефа при критических режимах становится более существенным [304].

При втором критическом режиме Г. П. Скребков¹ отметил увеличение t_{kp2} с увеличением Q_t/Q_b во всем исследованном диапазоне ($0 \leq Q_t/Q_b < 1,7$), что не отвечает данным Н. В. Шрагина, получившего снижение t_{kp2} с изменением Q_t/Q_b от 0 до 1 [304, рис. 2]. Такое же расхождение данных Г. П. Скребкова и Н. В. Шрагина получено для третьего критического режима.

По данным П. К. Цветкова и Н. В. Малюка (см. рис. 6-50) турбинный поток уменьшает глубину нижнего бьефа как при первом, так при втором и третьем критических режимах; опыты проводились при $Q_t/Q_b < 1$.

Большое число факторов, влияющих на условия формирования потока в нижнем бьефе совмещенных зданий ГЭС, может изменять характер влияния отношения Q_t/Q_b на глубины при критических режимах. Поэтому в каждом случае при $Q_t/Q_b > 0,7 \div 1$ расчет критических режимов следует производить с учетом влияния расхода турбин.

6-12. МИНИМАЛЬНАЯ ВЫСОТА УСТУПА, ОБЕСПЕЧИВАЮЩАЯ ОБРАЗОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТНЫХ РЕЖИМОВ

Уменьшение высоты уступа и увеличение угла наклона струи в сторону нижнего бьефа приводит к тому, что поверхностный режим не образуется. Для определения минимальной высоты уступа при горизонтальном развитом носке и горизонтальной свободной поверхности струи в створе уступа (наклоном свободной поверхности, равным или меньшим 6° , можно пренебречь) предложен ряд формул: эмпирические формулы — Д. И. Куминым [133], П. М. Слисским [238], Д. М. Чертоусовым [297], М. Д. Складневым [226], Б. Ф. Левицким [151], теоретическая формула — нами [242]. Теоретическую формулу удалось полу-

¹ Г. П. Скребков, Экспериментальное исследование режимов сопряжения бьефов за совмещенными ГЭС, Известия высших учебных заведений, Энергетика, 1964, № 2.

чить, решая, как это предложил П. М. Слисский [238], совместно уравнение для первого и третьего критических режимов.

Определению минимальной высоты уступа без носка, обеспечивающей образование поверхностного режима при $\alpha_n = \alpha_p \leq 0$, посвящена работа П. М. Степанова [259], в которой предложена следующая формула для определения минимальной высоты уступа:

$$a_{\min} = (4,05 \sqrt[3]{Fr} - \eta) h_1, \quad (6-96)$$

где h_1 — глубина струи в створе сливной кромки уступа; Fr — число Фруда для сечения струи в створе уступа; η — коэффициент, который может быть выражен формулой:

$$\eta = -0,4a_n + 8,4,$$

где $a_n = a_p$ — угол наклона струи в створе уступа в градусах.

Достоверность этой формулы представляется возможным проверить в частном случае, при $a_n = a_p = 0$, сопоставляя ее график с графиками, построенным по формулам других авторов (рис. 6-52). Учитывая, что формулы Д. И. Кумина (кривая 1 на рис. 6-52) и М. Д. Чертоусова (кривая 2) равно занижают минимальную высоту уступа, можно считать формулу (6-96) пригодной для использования при $a_n \approx a_p \leq 0$ и $15 \leq Fr \leq 50$ и при отсутствии расхода, поступающего под струю из отсасывающей трубы.

По данным П. М. Степанова, при отсутствии носка и наклоне слива, а следовательно, и струи, равном примерно $35-40^\circ$, поверхностный режим не образуется (при значительных затоплениях возможен поверхностный восстановленный режим).

В тех случаях, когда требуется определить минимальную высоту уступа с учетом влияния расхода турбины, следует применять нашу зависимость [242]:

$$a_{\min} = 1,05 \frac{\bar{A} + 1 - \xi_{0,\text{кр}}^2}{2(\xi_{0,\text{кр}} - 1)}, \quad (6-97)$$

где $\bar{A} = A/h_1^2$; A вычисляется по формуле (6-52). Расчет приходится вести последовательными приближениями, поскольку глубина струи h_1 на уступе зависит от искомой высоты уступа.

6-13. РЕЖИМ СВОБОДНОЙ ОТБРОШЕННОЙ СТРУИ

а) Расчет дальности отброса

При сбросе паводка над зданием ГЭС с высоким машинным залом (рис. 1-24) или через высокие водосливы, непосредственно прилегающие к зданию ГЭС, как это, например, имеет место на ГЭС Ивайлово-град (рис. 1-25, б), поток в отводящее русло поступает в виде свободной отброшенной струи. При этом вода должна быть отброшена на такое расстояние, которое делает безопасной для сооружения образующуюся яму размыва, а в случае незначительного отброса глубина нижнего бьефа должна быть достаточной для создания водяной подушки, обеспечивающей гашение энергии.

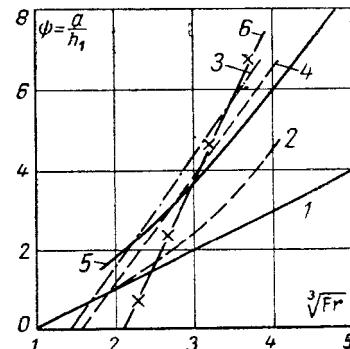


Рис. 6-52. Значения относительной минимальной высоты уступа $\phi = a/h_1$ в зависимости от $\sqrt[3]{Fr}$.

Формулы: 1 — Кумина; 2 — Чертоусова, 3 — П. М. Слисского; 4 — Складнева; 5 — автора; 6 — Степанова.

Существенное влияние на гашение энергии оказывает аэрация отбрасываемой струи и происходящее при отбросе ее рассеивание. Таким образом, задачей расчета отброшенной струи является определение дальности отлета струи, ее рассеяния и влияния глубины нижнего бьефа на гашение энергии.

Формула дальности отлета струи, имеющаяся в справочной и учебной литературе, получена из предположения, что струя в воздухе не разрушается и потери напора при движении воды в воздухе отсутствуют. Таким образом, дальность отлета струи определяется как дальность отлета материальной точки, имеющей в створе уступа скорость v , вектор которой направлен под углом α_0 к горизонту.

При расположении начала координат согласно рис. 6-53, $\alpha_0 = \alpha_h$ и глубине струи на сходе с уступом h_1 формула дальности отлета струи (расстояние от уступа до места падения струи) может быть представлена в следующем виде (рис. 6-53):

$$L = \frac{v^2 \cos \alpha_h}{g} \left(\sin \alpha_h + \sqrt{\sin^2 \alpha_h - \frac{2gy}{v^2}} \right), \quad (6-98)$$

где y — превышение оси струи в створе уступа (или отверстия) над местом падения струи. Например, в случае отбраса водосливной струи при $\alpha_0 = \alpha_h = \alpha_u$ и вычислении расстояния до точки пересечения оси струи со свободной поверхностью воды в нижнем бьефе

$$y = -\delta_c = -\left(\frac{h_1 \cos \alpha_h}{2} + \delta \right),$$

где δ — превышение сливной кромки носка над уровнем в нижнем бьефе.

Формула (6-98) при одних и тех же исходных данных может дать различные результаты в зависимости от способа вычисления скорости. В ряде руководств [68, 297] приведена формула, полученная при выражении скорости через напор T'_0 над сливной кромкой уступа

$$v = \varphi \sqrt{2g T'_0}. \quad (6-99)$$

Поскольку дальность полета струи отсчитывается по отлету осевой струйки, при атмосферном давлении над струей и под ней, эпюра скоростей может быть принята линейной (см. § 6-5), а скорость на оси струи в створе уступа равной.

$$v = \varphi \sqrt{2g \left(T'_0 - \frac{h_1 \cos \alpha_h}{2} \right)}. \quad (6-100)$$

Если расчет дальности отлета струи ведется при истечении из напорных водосбросов, имеющих за водосбросными отверстиями полку, скорость v следует определять, исходя из гидростатического распределения давления в створе отверстия:

$$v = \varphi \sqrt{2g (\nabla_{\text{ВБ}} - \nabla_{(K_p)_B})}, \quad (6-100')$$

$\nabla_{(K_p)_B}$ — отметка верхней кромки водосбросного отверстия.

При значительных напорах $T'_0 \gg \frac{h_1 \cos \alpha_h}{2}$, что приводит к несущественному расхождению в значениях скоростей, определяемых по фор-

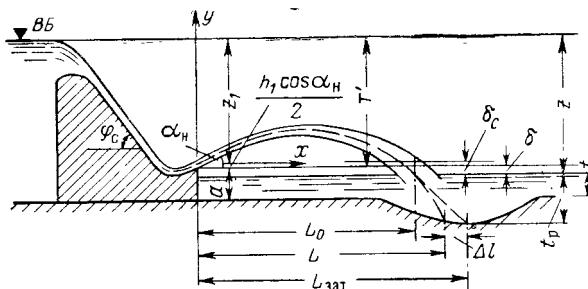


Рис. 6-53. Схема к расчету дальности отлета струи.

рис. 6-53, $\alpha_0 = \alpha_h$ и глубине струи на сходе с уступом h_1 формула дальности отлета струи (расстояние от уступа до места падения струи) может быть представлена в следующем виде (рис. 6-53):

мулам (6-99) и (6-100). Но при малых T_0 и при больших глубинах на носке, что имеет место на водосливных русловых ГЭС, в частности в случае водослива с широким порогом, пренебрежение величиной $h_1 \cos \alpha_n / 2$ завышает расчетное значение скорости.

Обозначая напор над осевой струйкой в створе уступа через

$$z_1 = T'_0 - \frac{h_1 \cos \alpha_n}{2}, \text{ получим } L_0;$$

$$L_0 = 2\varphi^2 z_1 \cos \alpha_n \left(\sin \alpha_n + \sqrt{\sin^2 \alpha_n + \frac{z - z_1}{\varphi^2 z_1}} \right) \quad (6-101)$$

или при угле наклона носка $\alpha_n = 0$

$$L_0 = 2\varphi^2 z_1 \sqrt{\frac{z - z_1}{\varphi^2 z_1}}, \quad (6-102)$$

где z — разность уровней бьефов с учетом скоростного напора в верхнем бьефе, которым обычно можно пренебречь.

Для водослива с широким порогом формулу дальности отлета осевой струйки (расстояние от уступа до точки пересечения осевой струйки с дном) можно представить, выражая скорость v в створе уступа через расход и напор на водосливе (принимая $h_1 = 0,47H_0$):

$$v = \frac{q}{h_1} = \frac{mV^2 g H_0^{3/2}}{0,47H_0}.$$

После подстановки $\delta = -(a + 0,5h_1)$ и v в (6-98) получаем:

$$L = 4,26m \sqrt{H_0(a + 0,24H_0)}, \text{ м}, \quad (6-103)$$

что при $m = 0,385$ приводит к формуле М. Д. Чертюсова [263]

$$L = 1,64 \sqrt{H_0(a + 0,24H_0)}, \text{ м}, \quad (6-104)$$

дающей хорошее совпадение с опытами.

Формулы (6-101), (6-102) определяют дальность отлета струи, фиксируемую по точке пересечения осевой струйки со свободной поверхностью воды. Если величину z принять равной превышению уровня верхнего бьефа над дном, то дальность отлета будет определяться по точке пересечения осевой струйки с дном. При малой глубине воды в отводящем русле расчет дальности отлета струи по месту свободного падения осевой струйки на дно вполне приемлем. Но если глубина воды в отводящем русле значительна, то следует исходить из того, что струя, войдя в воду, продолжает движение по прямой, касательной к траектории свободного падения в точке ее пересечения со свободной поверхностью. Обозначив через Δl горизонтальную проекцию расстояния между точками пересечения средней струйки со свободной поверхностью воды и линией дна, получим общую дальность отлета струи $L_{\text{зат}} = L_0 + \Delta l$ с учетом влияния затопления ее в конце.

Значение Δl может быть найдено при $\alpha_n = \alpha_p = \alpha$ по формуле, полученной С. Е. Эльясбергом [311]:

$$\Delta l = \frac{t}{\sqrt{\tan^2 \alpha + \frac{2\delta_0 g}{v^2 \cos^2 \alpha}}}, \quad (6-105)$$

которая при горизонтальном носке принимает следующий вид:

$$\Delta l = v \sqrt{\frac{2(t + \delta_0)}{g}}, \quad (6-106)$$

где t — глубина в створе падения струи на дно; δ_c — превышение оси струи в створе уступа над уровнем свободной поверхности воды в створе пересечения ее осевой струйкой.

Угол входа струи в воду определяется по формуле

$$\operatorname{tg} \alpha_{\text{вх}} = \sqrt{\operatorname{tg}^2 \alpha_h + \frac{2\delta_c g}{v^2 \cos^2 \alpha_h}}. \quad (6-107)$$

При $\alpha_h = \alpha_p = 0$ расчет дальности отлета струи как расстояния от уступа до створа падения струи на дно с учетом движения струи под водой по прямой при известной величине L_0 может производиться по графику на рис. 6-54. Из графика следует, что затопление струи на дальность отлета заметно оказывается при $\frac{\delta_c}{\delta_c + t} > 0,5$.

Следовательно, при $\frac{\delta_c}{\delta_c + t} \leq 0,5$ расчет дальности отлета струи L следует вести по формулам (6-101), (6-102), в которых z принимается равным превышению уровня верхнего бьефа над местом падения струи на дно.

В плане водосбросная струя за пределами быков, оканчивающихся на сливной поверхности, расширяется. При работе нескольких смежных отверстий ее расширение ограничивается соседней струей: ширина каждой струи становится равной расстоянию между осями быков. Угол расширения струи в плане после схода ее с уступа, проходящего за счет поперечной составляющей скорости, может быть найден по формуле [56, 68]:

$$\beta_c = \frac{\sqrt{h_1 \left[1 + \frac{\varphi^2 2(z - \delta_c - h_1)}{R} \right]}}{\varphi \sqrt{z - \delta_c - h_1}}, \quad (6-108)$$

где R — радиус очертания носка.

В месте падения струи ее ширина становится равной

$$B_c = b + 2L_0 \operatorname{tg} \beta_c, \quad (6-109)$$

где L_0 — дальность отлета струи, b — ширина струи в створе уступа.

На рис. 6-55, а дана зарисовка отброшенной струи на модели турбинного блока здания ГЭС Асуанской высотной плотины

(рис. 1-18); модель в масштабе 1 : 40, Р. С. Гальперин, Г. Н. Цедров, НИС Гидропроекта) и показана расчетная дальность отброса осевой струйки. Расход через один водосброс при $\blacktriangledown \text{ ВБ} = 181,0 \text{ м}$ составлял (приведено к натуре) $470 \text{ м}^3/\text{сек}$, средняя скорость в отверстии — $35,6 \text{ м/сек}$. Превышение нижнего бьефа над осью струи в створе отверстия водосброса $y = 6,67 \text{ м}$. Расчет произведен по формулам (6-98) и (6-105). Результаты расчета следует признать вполне удовлетворительными.

Интересны результаты сопоставления расчетной и наблюденной в натуре дальности отлета струи за зданием Асуанской ГЭС (рис. 6-55, б).

Наблюдения проводились (17/X 1966) при $\blacktriangledown \text{ ВБ-139,79 м}$, $\blacktriangledown \text{ НБ-109,70 м}$. Отверстие водосброса было открыто полностью. Угол наклона водосбросов $37,7^\circ$, отметка центра отверстия $102,49 \text{ м}$, отметка верхней кромки отверстия $103,73 \text{ м}$. При $\varphi = 0,96$ средняя скорость в выходном отверстии водосброса равна (6-100'):

$$v_1 = 0,96 \sqrt{2g(139,78 - 103,73)} = 25,55 \text{ м/сек.}$$

По формуле (6-98) дальность отлета струи

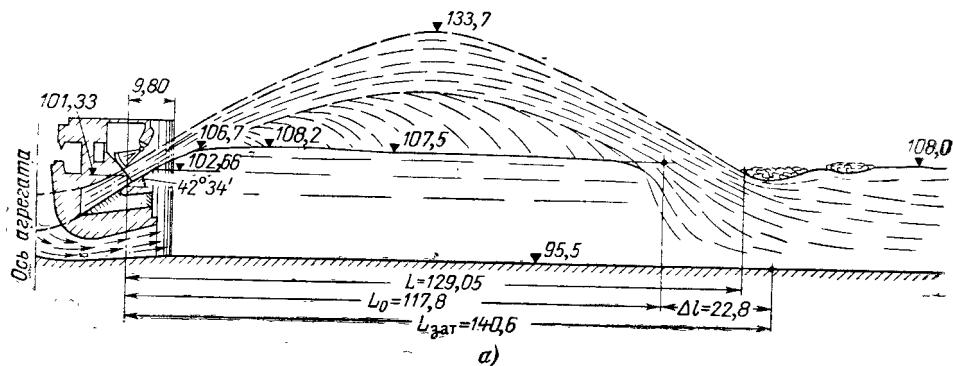
$$L_0 = \frac{v_1^2 \cos \alpha_{\text{н}}}{g} \left(\sin \alpha_{\text{н}} + \sqrt{\sin^2 \alpha_{\text{н}} - \frac{2gy}{v^2}} \right) = \\ = \frac{25,55^2 \cdot 0,791}{9,81} \left(0,611 + \sqrt{0,611^2 - \frac{2 \cdot 9,81 \cdot 5,97}{25,55^2}} \right) = 55 \text{ м.}$$

$$\text{Здесь } y = -\left(\frac{h_1 \cos \alpha_{\text{н}}}{2} + \delta\right) = -\left[\frac{3,15 \cdot 0,791}{2} + (-7,21)\right] = 5,97 \text{ м.}$$

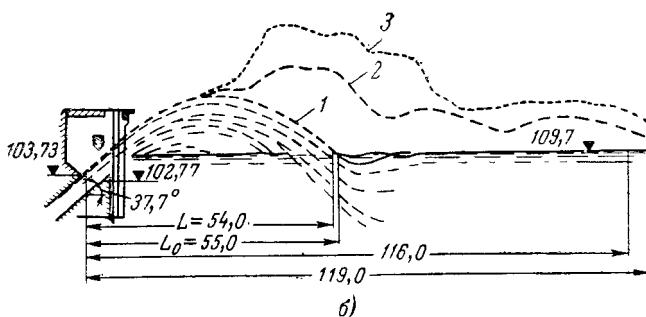
Число Фруда для выходного отверстия равно:

$$Fr_1 = \frac{v^2}{gh_1} = \frac{25,55^2}{9,81 \cdot 3,15} = 21.$$

При этом значении числа Фруда коэффициент K по графику на рис. 6-56, учитывающий влияния аэрации и распада струи на дальность ее отлета, равен 1, т. е. дальность отлета струи не зависит от аэрации.



а)



б)

Рис. 6-55. Отброс свободной струи на Асуанской ГЭС.

а — на модели при $H_d = 65 \text{ м}$; б — в натуре при $H_d \approx 36 \text{ м}$: 1 — поверхность струи; 2 — капельная зона; 3 — пылевидное облако; L — дальность отлета поверхностных струй, по опыту; L_0 — дальность отлета осевых струй, по расчету; Δl и $L_{\text{зат}}$ — расчетные.

По натурным данным (рис. 6-55, б) дальность отлета струи получается менее $L_0 = 55 \text{ м}$ (на расстоянии 54 м со свободной поверхностью пересекается верхняя граница струи), т. е. в данном случае дальность отлета струи расчетом преувеличивается.

Пренебрегая потерями энергии при движении свободной струи в воздухе, скорость входа струи под уровень свободной поверхности можно определить по формуле

$$u_{\text{вх}} = \varphi \sqrt{2gz} = \sqrt{2g \left(-y + \frac{v_1^2}{2g} \right)}. \quad (6-110)$$

Обозначения, входящие в формулу, приведены выше.

б) О влиянии на дальность отлета распада струи и аэрации

Поскольку воспроизвести на моделях распад струи и аэрацию в полном ее развитии не удается, а натурных наблюдений, позволяющих сделать надежные выводы, нет, имеющиеся в литературе рекомендации по учету влияния аэрации и сопротивления воздуха на дальность отлета струи даются на основании лабораторных исследований или ограниченных натурных данных.

В нормативных указаниях ВНИИГ рекомендуется [68] в результате расчета дальности отлета струи без учета распада и аэрации вводить поправочный коэффициент $K < 1$, зависящий от числа Фруда, составленного для сечения струи в створе уступа (рис. 6-56). И. А. Камеев [115] для струи, падающей с консоля, коэффициент K ставит в зависимость от числа Фруда и коэффициента скорости. Опыты [114] проведены со струей, падающей с высоты до 3,15 м, при ширине струи 20 см и расходах от 3 до 67 л/сек. В начальном сечении струя имеет горизонтальное направление. По данным [114] с увеличением высоты падения струи коэффициент K возрастает и принимает значения, даже большие единицы (до 2,2). Возможность проверить приведенные выше и другие рекомендации по расчету дальности отлета струи с учетом влияния распада струи и аэрации появляется в связи с начавшимися систематическими натурными исследованиями, проводимыми на Братской ГЭС НИС Гидропроекта и ВНИИГ.

Рис. 6-56. График ВНИИГ
 $K = \frac{L_{\text{действ}}}{L_{\text{расч}}}$ для определения
 влияния аэрации на дальность
 отлета струи.

На рис. 6-57 показана поверхность струи за водосливной плотиной Братской ГЭС, зафиксированная фототеодолитом. Дальность отлета поверхностных аэрированных струек составляет 123 м. Сброс производился при превышении уровня верхнего бьефа над дном отводящего русла 113 м, над сливной кромкой уступа — 93,70 м. Высота уступа 18,3 м, угол наклона носка 28,5°, напор на гребне водослива 6,0 м. Работал один водослив при полностью открытом отверстии, расход составлял 550 м³/сек. При ширине отверстия в свету 18,0 м струя в створе сливной кромки имела за счет ее растекания на сливе ширину примерно 46 м и среднюю глубину около 0,35 м (на рис. 6-57, б показан поперечный профиль струи в створе сливной кромки). Согласно этим данным удельный расход на сливной кромке равен 11,95 м²/сек, средняя скорость 39,8 м/сек.

Расчет по формуле (6-98)

дает дальность отлета струи $L_0 = 149$ м. Число Фруда, вычисленное для сечения струи на сливной кромке, равно $Fr = \frac{11,95^2}{9,81 \cdot 0,35^3} = 119$, чему по графику рис. 6-56 отвечает

поправочный коэффициент $K < 0,44$. Следовательно, расчетная дальность отлета струи составляет $L = 0,44 \cdot 149 = 65,5$ м, что явно меньше дальности отлета осевой струйки в натуре. К сожалению, какие-либо данные об аэрации струи отсутствовали.

В работе Е. А. Элеваторского [321] дальность отлета струи принимается по пересечению осевой струйки с плоскостью, проходящей на

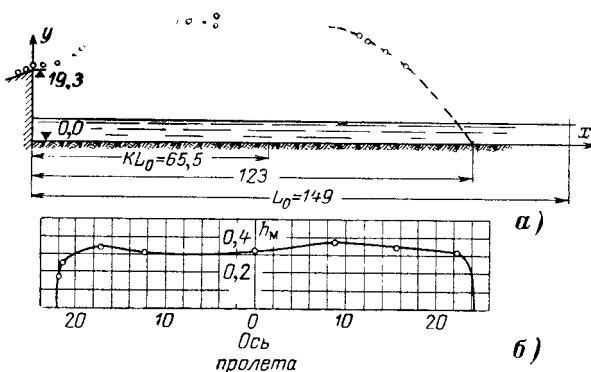
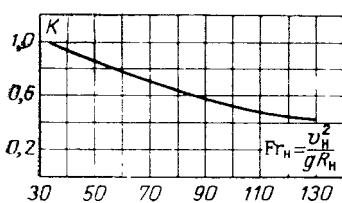


Рис. 6-57. К расчету дальности отлета отброшенной струи.

а — продольный профиль поверхности струи при ее отбросе с уступа плотины Братской ГЭС. Пунктиром и точками показана верхняя граница струи; б — поперечное сечение струи в створе уступа.

поправочный коэффициент $K < 0,44$. Следовательно, расчетная дальность отлета струи составляет $L = 0,44 \cdot 149 = 65,5$ м, что явно меньше дальности отлета осевой струйки в натуре. К сожалению, какие-либо данные об аэрации струи отсутствовали.

В работе Е. А. Элеваторского [321] дальность отлета струи принимается по пересечению осевой струйки с плоскостью, проходящей на

уровне сливной кромки носка, независимо от высоты уступа. Формула дальности отлета струи принимает вид:

$$L_0 = \frac{v^2 \sin 2\alpha_n}{g}.$$

Считая, без учета коэффициента скорости, что $v^2/2g = T_n$, где T_n — превышение верхнего бьефа над наименее точкой носка, и деля уравнение на превышение уровня верхнего бьефа над дном отводящего русла z , автор рассматриваемой работы получает:

$$\frac{L_0}{H} = 2 \frac{T_n}{z} \sin 2\alpha_n,$$

С целью учета потери энергии множитель 2 заменяется на 1,9 (что равносильно введению коэффициента скорости, равного 0,97). Хотя автор приводит лабораторные данные и одну экспериментальную точку, полученную в натуре, как будто бы хорошо совпадающие с расчетом, однако его формула преувеличивает дальность отлета струи несмотря на преуменьшение высоты падения струи.

Вопрос о расчете дальности отлета струи подлежит дальнейшему изучению. В настоящее время можно использовать для определения поправочного коэффициента график ВНИИГ (рис. 6-56).

в) Распад и аэрация отброшенной струи

Струя в полете разрушается и насыщается воздухом, что уменьшает ее дальность отлета и, по-видимому, размывающую способность.

М. М. Гришин [75] приводит данные о содержании воздуха в струе, полученные при натурных наблюдениях в США: количество воздуха в струе в процентах от объема смеси воздуха — воздух изменяется в пределах от 20% при скорости 3—4 м/сек до 35—50% при скорости 6—7 м/сек и до 60—70% при 20—26 м/сек. Эти данные Ц. Е. Мирцхулава используют при расчете глубины размыва отброшенной струей.

Значительно более насыщается воздухом струя по данным И. А. Каменева, изучавшего падение струи с консольного водосброса при высоте падения до 3,1 м [114]. Из его данных следует, что при малой толщине струи концентрация в ней воздуха может уже при скорости 3,2 м/сек достигать 78%. Для расчета содержания воздуха в струе, падающей с консоли, им предложен график (рис. 6-58), где число Fr определяется для струи в створе схода ее с консоли. По его данным струя при $\bar{S} = \frac{W_a}{W_{cm}} = 0,85 \div 0,90$ начинает распадаться и при $\bar{S} \geq 0,95$ представляет собой изолированные друг от друга струйки.

Судя по данным И. А. Каменева, средняя концентрация воздуха в струе, отбрасываемой с консоли, должна быть значительно больше, чем это следует из при-

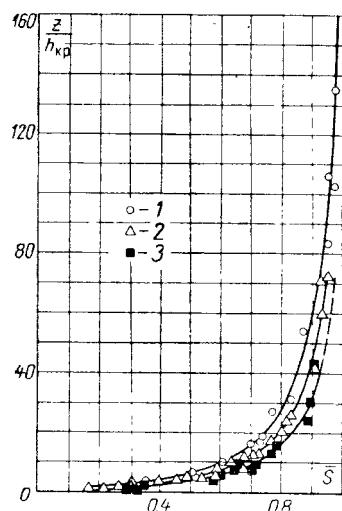


Рис. 6-58. График для определения средней концентрации воздуха в струе, падающей с консоли.

1 — $Fr=3 \div 10$; 2 — $Fr=13 \div 17$; 3 — $Fr=35 \div 47$. Число Фруда вычисляется по глубине струи в створе сливной кромки консоли; z — превышение сливной кромки консоли над сечением струи, для которого определяется S .

веденных выше данных американских инженеров, тем более что обычно уже на сливной поверхности струя может захватить большое количество воздуха (см. § 6-3, б) и иметь в створе уступа большую концентрацию воздуха. Однако при более толстых струях концентрация воздуха по сечению струи распределена неравномерно: к оси содержание воздуха заметно уменьшается. Поэтому за неименением других данных можно использовать значения, указанные М. М. Гришиным.

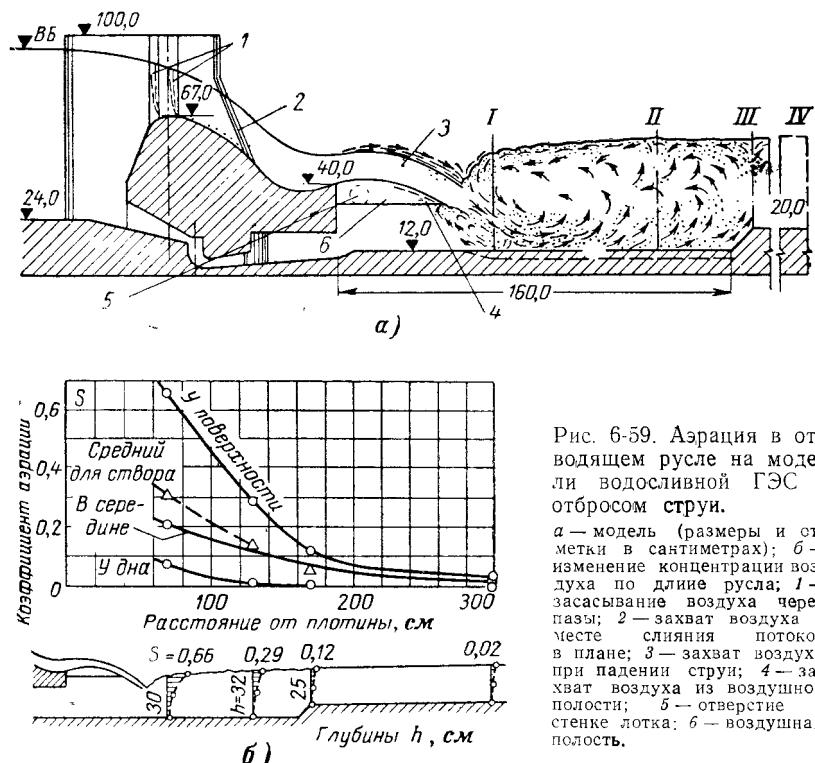


Рис. 6-59. Аэрация в отводящем русле на модели водосливной ГЭС с отбросом струи.

a — модель (размеры и отметки в сантиметрах); *b* — изменение концентрации воздуха по длине русла; 1 — засасывание воздуха через пазы; 2 — захват воздуха в месте слияния потоков в плане; 3 — захват воздуха при падении струи; 4 — захват воздуха из воздушной полости; 5 — отверстие в стенке лотка; 6 — воздушная полость.

Качественную оценку концентрации воздуха в месте падения струи, отброшенной с уступа водосливной ГЭС, дают результаты лабораторных исследований, проведенных в ВОДГЕО В. Г. Соколовым [251] на модели (рис. 6-59), выполненной в масштабе 1 : 50 ($T_0 = 80$ см, высота уступа 28 см, сбрасываемый расход изменялся от 8,1 до 72,5 л/сек при ширине модели 26 см). Наибольшая аэрация наблюдалась примерно при расходе 43,1 л/сек. (При увеличении расхода воды увеличивалась глубина в отводящем русле, что приводило к уменьшению воздушной полости под струей и снижению интенсивности насыщения струи воздухом.) Исходя из средней концентрации воздуха по сечению, глубина в водобойном колодце за счет аэрации увеличивалась на 27—45%, в отводящем русле — до

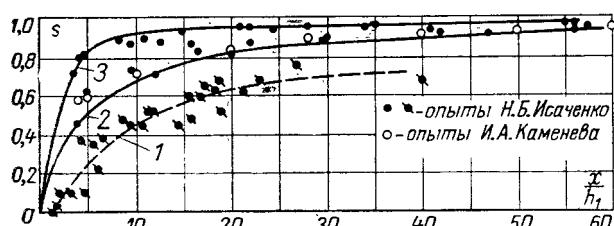


Рис. 6-60. Изменение концентрации воздуха в сечениях отброшенной струи в зависимости от относительного расстояния сечения от уступа (перепад уровней в бьефах до 6 м).

1 — концентрация воздуха на оси струи; 2 — средняя концентрация по сечению, $Fr=40+120$, отброс струи с уступа; 3 — то же, $Fr=35+47$, падение струи с консоли.

10%. В. Г. Соколов указывает, что по данным натурных исследований глубина потока, увеличивающаяся на модели за счет аэрации на 50%, в натуре увеличивается на 60%.

Для примерной оценки аэрации и распада отброшенной струи могут быть использованы кривые $S=f(x/h)$ на рис. 6-60, построенные нами по экспериментальным данным Н. Б. Исаченко¹ и И. А. Каменева [114]. В опытах Н. Б. Исаченко перепад уровней бьефов достигал 6 м, в опытах И. А. Каменева — несколько более 3 м. В натурных условиях следует ожидать большей аэрации и распада струи, чем на модели. Поэтому значения \bar{S} , найденные по графику на рис. 6-60, по-видимому, несколько приуменьшают действительное насыщение струи воздухом, что, полагаем, при оценке влияния аэрации и распада струи на глубину размыва идет в запас расчета (т. е. не может преуменьшить расчетного значения глубины размыва). При расчете глубины размыва с учетом влияния аэрации струи [формула (5-51)] следует использовать значения \bar{S} для оси струи (кривая 1).

6-14. НЕУСТОЙЧИВЫЕ РЕЖИМЫ В НИЖНЕМ БЬЕФЕ

Неустойчивые режимы в нижнем бьефе совмещенных ГЭС могут образовываться при первом критическом режиме в виде периодических горизонтальных перемещений вальца в первой или второй владине свободной поверхности (нижняя и верхняя границы первого критического режима, рис. 6-61, а, б) или в виде поднятий и опусканий струи, сошедшей с уступа (рис. 6-61, в). Наблюдаемые на модели периодические перемещения струи в вертикальной плоскости оказываются при пересчете их в натуре весьма значительными. На модели Камской водосливной ГЭС амплитуда колебаний струи, пересчитанная в натуре, составила 8—9 м [239] при периоде колебаний в натуре 50—60 сек.

В период сброса паводка в нижнем бьефе обычно наблюдается спад или подъем уровня, вследствие чего режимы неустойчивости не могут устанавливаться на длительное время.

По нашим наблюдениям заметное снижение колебаний струи при неустойчивых режимах, вплоть до их полного исчезновения, дает устройство на носке водослива зубьев [239]. Стабилизирует струю также приданье носку обратного уклона. В этом случае по мере подъема уровня свободной поверхности в нижнем бьефе смена донного режима происходит постепенным перемещением вальца по течению (рис. 6-62), а не в ре-

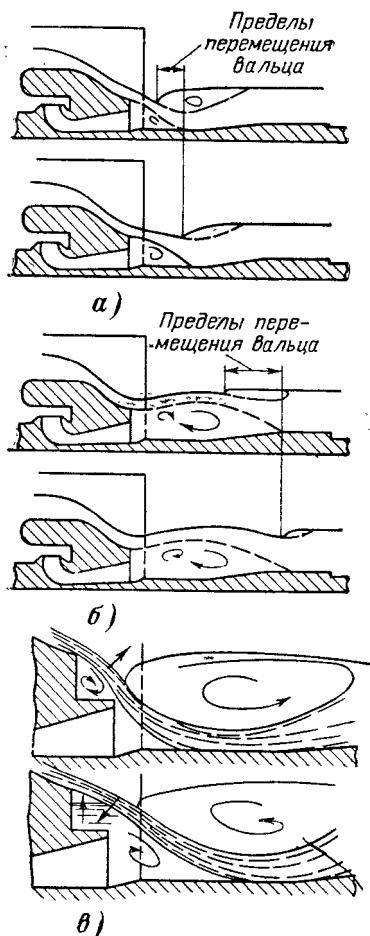


Рис. 6-61. Неустойчивые режимы в нижнем бьефе совмещенной ГЭС.

а, б — продольные перемещения вальца; в — колебания струи при периодическом срыве вакуума в пространстве под струей.

¹ Н. Б. Исаченко, А. Г. Чанишвили, Изучение деформации струй, отбрасываемых носком-трамплином от сооружения, Известия ВНИИГ, т. 87, изд-во «Энергия», 1968.

зультате поднятия струи, сопровождающегося ее колебаниями до момента стабилизации поверхностного режима.

Описанные явления неустойчивости снижаются при поступлении под струю турбинного расхода и практически отсутствуют в пространственных условиях при β порядка 0,7—0,6. В пространственных условиях неустойчивые явления носят иной характер. Например, при исследовании в БПИ здания Витебской ГЭС наблюдалось поперечное периодическое изменение направления потока.

Нежелательны неустойчивые режимы как вследствие увеличения при их возникновении динамических нагрузок на элементы отводящего русла, так и из-за их влияния на напор турбины, поскольку, например,

при колебании струи в вертикальной плоскости наблюдается периодическое изменение давления в выходном сечении отсасывающей трубы.

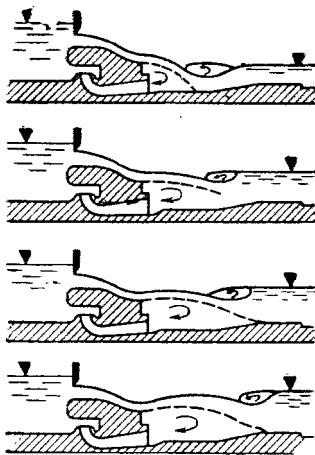


Рис. 6-62. Смена донного режима поверхностным при носке с обратным уклоном.

Неустойчивость, связанная с периодическими прорывами под струю воздуха, выражается в колебании струи за уступом (рис. 6-61,в). Наблюдается это явление только при низких уровнях воды в отводящем русле и выдвинутых в нижний бьеф быках, замыкающих воздушную полость под струей и препятствующих проникновению воздуха в воздушную полость под струей. Вынос воздуха из полости приводит к образованию там вакуума. Струя поджимается к уступу, а полость постепенно заполняется водой. После прорыва туда воздуха струя возвращается в прежнее положение, и этот процесс повторяется снова. Возникновения колебания струи в результате образования под струей вакуума можно избежать за счет следующих конструктивных мероприятий:

1) удлинения и повышения носка (или придания ему обратного уклона) настолько, чтобы очертание нижней поверхности водосливной струи выходило за пределы быков и тем самым гарантировалось поступление воздуха под струю. Низовые оголовки быков при этом должны быть в плане прямоугольными¹;

2) устройства в быках воздухоподводящих каналов, сообщающих область под струей с атмосферой;

3) устройства в быках ниш типа пазов для шандор и щитов, но более глубоких или углубления обычно имеющихся в быках пазов.

Наиболее простым решением является первое — удлинение и повышение носка, но оно не всегда возможно: в некоторых случаях быки с целью размещения на них моста так выдвинуты в нижний бьеф, что обеспечение вылета струи за их пределы повышением или удлинением носка невозможно.

В лабораторных условиях может наблюдаться неустойчивая свободно отброшенная струя [26] (см. гл. 8).

Следует отметить, что смена режима за зданием ГЭС с напорными водосбросами без полки или с полкой малой длины может произойти в результате изменения открытия затворами.

¹ При достаточно плавном очертании быков в плане струи соседних полублоков, соединяясь за быками, могут замыкать пространство под струей, что препятствует поступлению под струю воздуха.

ВОДОСБРОСЫ СОВМЕЩЕННЫХ ЗДАНИЙ ГЭС

7-1. ТИПЫ ВОДОСБРОСОВ ЗДАНИЙ ГЭС

Рассмотрение водосбросов зданий ГЭС в настоящей главе мы ограничим водосливами, а также полунапорными и напорными водосбросами. На водосливных зданиях ГЭС нашли применение водосливы практического профиля (заканчивающиеся носком или консолью, или же без носка) и с широким порогом (рис. 7-1).

В плане водосливы может быть постоянной ширины, имеющим сжатие, расширяющимся или сужающимся (рис. 7-2). На построенных ГЭС с водосливами практического профиля или с широким порогом водосливы имеют прямоугольную в плане форму. Водосливы с консолью (консольные водосбросы) часто выполняются в плане сужающимися (рис. 1-24—1-26).

Водосливы, имеющие сужение в плане, применяются при расположении их между агрегатами, как это было запроектировано в нескольких вариантах здания Волжской ГЭС имени В. И. Ленина (рис. 1-14, схемы 10, 11).

Расчет пропускной способности водосливов постоянной ширины и сужающихся может производиться таким же путем, как и обычных водосливных плотин или консольных водосбросов, с учетом некоторых особенностей, рассмотренных в § 7-2.

Напорные и полунапорные водосбросы зданий ГЭС имеют, как правило, специфические очертания (рис. 1-16). Они обычно криволинейны и могут быть конфузорными, т. е. с уменьшающейся в сторону нижнего бьефа площадью живого сечения, диффу-

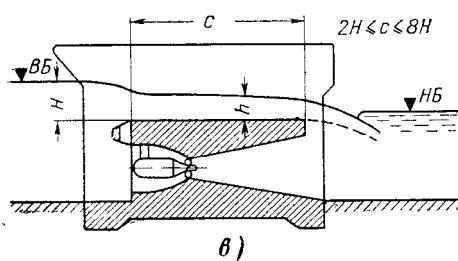
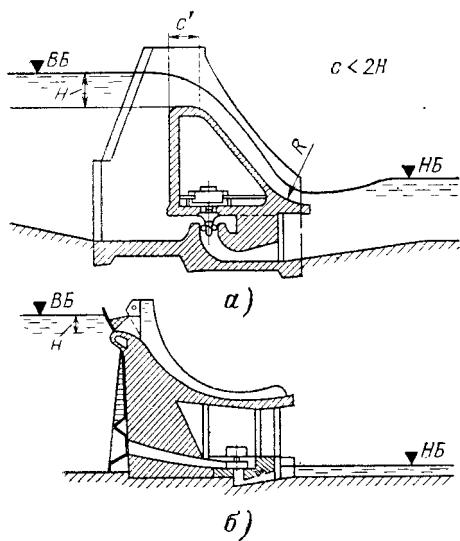


Рис. 7-1. Водосливы зданий ГЭС.
а — практического профиля с носком; б — то же с консолью; в — с широким порогом.

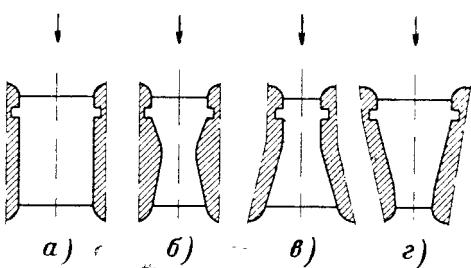


Рис. 7-2. Очертания водосливов в плане.
а — постоянной ширины; б — со сжатием; в — расширяющийся; г — сужающийся.

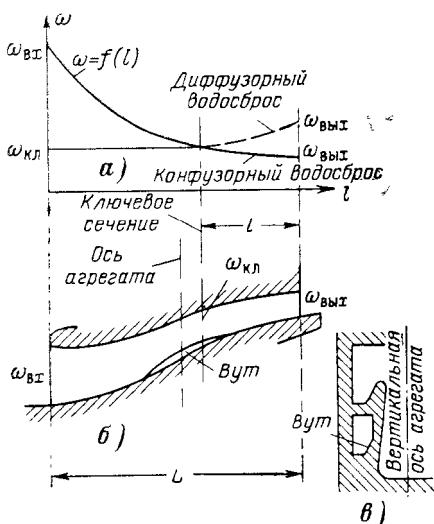


Рис. 7-3. Напорный водосброс.

а — изменение площади сечения по длине водосброса; *б* — продольное сечение водосброса; *в* — поперечное ключевое сечение.

зорными — с увеличивающейся площадью, конфузорными на начальном участке и диффузорными на концевом участке, или же могут иметь постоянную площадь живого сечения. Характерной особенностью напорных водосбросов большинства действующих зданий ГЭС совмещенного типа является наличие так называемого ключевого сечения, размеры которого определяются возможностью размещения этого сечения в поперечной плоскости турбинного блока, проходящей вблизи оси агрегата (рис. 7-3).

На действующих ГЭС нашли применение напорные водосбросы постоянного сечения или конфузорные, что, однако, не исключает возможности применения в дальнейшем диффузорных водосбросов, позволяющих увеличить пропускную способность сооружения.

7-2. РАСЧЕТ ПРОПУСКНОЙ СПОСОБНОСТИ ВОДОСЛИВОВ ГЭС. ПРОФИЛИ ВОДОСЛИВОВ

а) Водослив практического профиля

Особенностью условий, в которых работают водосливы зданий ГЭС, является деление в верхнем бьефе потока на водосливный и турбинный. Рекомендаций, позволяющих учесть влияния на пропускную способность водослива деления потока в верхнем бьефе, пока нет. Как это следует из опытов Н. В. Синицына (схема модели изображена на рис. 7-4) увеличение пропускной способности водослива при одновременной работе с донным водосбросом составило от 5—8% — при малой высоте донного водосброса и до 30—35% — при максимальной высоте, а пропускной способности донного водосброса — от 1,5 до 10%. Но, по-видимому, в реальных условиях, столь значительного увеличения пропускной способности водослива и донного водосброса при их одновременной работе не будет. Дело в том, что сопоставление пропускной способности модели при совместной и раздельной работе водосбросов производилось в лотке при постоянном уровне свободной поверхности верхнего бьефа в створе ее измерения. В натуре же постоянный уровень будет поддерживаться в водохранилище перед входом в подводящее русло, а в русле в створе перед сооружением, по которому должен измеряться напор (примерно на расстоянии $3H$ от сооружения), уровень снижается на величину скоростного напора (потерями напора в подводящем русле пренебрегаем), как это изображено на рис. 2-4. Следовательно, на модели уровень свободной поверхности был выше

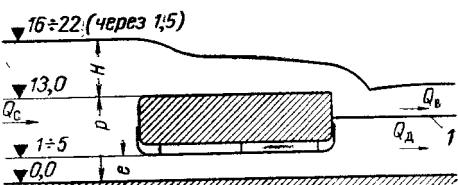


Рис. 7-4. Модель двухъярусной плотины для изучения влияния деления потока в верхнем бьефе на условия водоприема. Размеры в сантиметрах, $e=1 \div 5$ см (через 1 см).

1 — полка, позволяющая раздельное измерение расходов водосливного и донного отверстия.

того, который установится в натуре, что и приводило к столь значительному увеличению пропускной способности водослива и донного водосброса. Однако некоторое увеличение пропускной способности сооружения все же должно быть за счет выравнивания эпюры скоростей по глубине потока (рис. 4-15) и уменьшения степени сжатия потока при поступлении на водослив и в донное отверстие (сжатие определяется положением раздельной линии). Поэтому до получения более строгих данных о взаимовлиянии потоков в верхнем бьефе двухъярусных сооружений расчет пропускной способности водослива следует производить как одноярусного сооружения, но с учетом того, что высоту водослива со стороны верхнего бьефа следует отсчитывать не от дна подводящего русла, а от раздельной линии, положение которой определяется по изложенному в § 4-2. Скоростной напор в подводящем русле ни при совместной работе водосбросов и турбин, ни при работе только водосбросов при расчете пропускной способности сооружения учитывать не следует, так как, определяя напор по уровню воды в водохранилище, например на гребне водослива

$$H = \nabla_{\text{ВБ}} - \nabla_{\text{Гр}}, \quad (7-1)$$

где $\nabla_{\text{Гр}}$ — отметка гребня водослива, и пренебрегая потерями напора в подводящем коротком русле, мы получаем $H = H_0$, поскольку напор, вычисленный по выражению (7-1), включает в себя скоростной напор в подводящем русле.

На рис. 7-5 даны схемы водосливов без горизонтальной вставки на гребне при построении профиля по координатам Кригера — Офицерова.

Техническими условиями и нормами проектирования [269] пропускную способность водосливов практического профиля рекомендуется определять по известной формуле

$$Q_{\text{в}} = \sigma_{\text{n}} \sigma_{\text{h}} m b_{\text{сж}} \sqrt{2g} H^{3/2}, \quad (7-2)$$

где σ_{n} и σ_{h} — коэффициенты подтопления и полноты напора; $b_{\text{сж}}$ — сжатая ширина отверстия водослива.

Коэффициент расхода принимается равным

$$m = 0,504 \sigma_{\phi}, \quad (7-3)$$

где σ_{ϕ} — коэффициент формы профиля водослива, определяющийся по приложению 9. Коэффициенты σ_{n} и σ_{h} находятся по приложениям 10 и 11.

Высота водослива при одновременной работе водослива и турбин отсчитывается от раздельной линии $p-p$.

Если гребень водослива имеет горизонтальную вставку, то коэффициент расхода следует определять по формуле А. Р. Березинского [45]. При $0,3 H_{\text{проф}} \leq c' \leq 2,5 H_{\text{проф}}$:

$$m = 0,36 + 0,1 \frac{\frac{c'}{2,5 - \frac{c'}{H_{\text{проф}}}}}{1 + 2 \frac{c'}{H_{\text{проф}}}}, \quad (7-4)$$

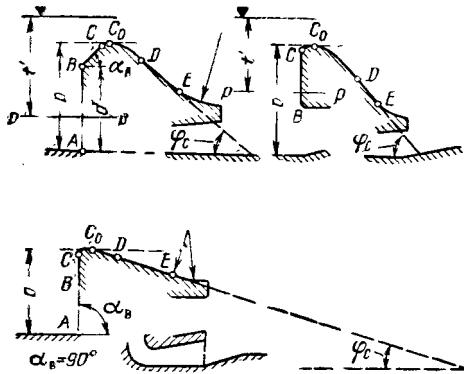


Рис. 7-5. Схемы к построению профиля водослива по Кригеру — Офицерову.

а при $0,6H_{\text{проф}} < c' \leq 2,5H_{\text{проф}}$

$$m = 0,32 + 0,05 \left(2,5 - \frac{c'}{H_{\text{проф}}} \right); \quad (7-5)$$

c' — длина вставки, отсчитываемая от вертикальной напорной грани до начала криволинейного участка слива (рис. 7-1); $H_{\text{проф}}$ — профилирующий напор.

Сжатую ширину отверстия водослива Техническими условиями и нормами [269] предлагается определять по формуле Френсиса — Кригера, которая для n водосливных пролетов принимает следующий вид:

$$b_{\text{сж}} = b - 0,2n\xi H, \quad (7-6)$$

где ξ — коэффициент формы быков.

Формула Френсиса — Кригера преуменьшает значение $b_{\text{сж}}$, что приводит к занижению расчетной пропускной способности водосливного отверстия. На это обстоятельство обращали внимание А. Р. Березинский, Н. П. Розанов, Н. А. Петров¹ и другие авторы. На рис. 7-6 сопоставлены значения $b_{\text{сж}} = f(H)$, рассчитанные для водослива Камской ГЭС по Френсису — Кригеру (прямая 1) и найденные нами на модели (прямая 3; масштаб модели 1 : 52, пролет в свисту в натуре $b = 12,35 \text{ м}$, $B = 16,0 \text{ м}$, быки полуциркульного очертания). При расчетном напоре $H = 12,65 \text{ м}$ из опытов получено $b_{\text{сж}} = 12,35 \text{ м}$, а по Френсису — Кригеру $b_{\text{сж}} = 10,6 \text{ м}$, т. е. эффективная ширина пролета занижена расчетом на 1,7 м.

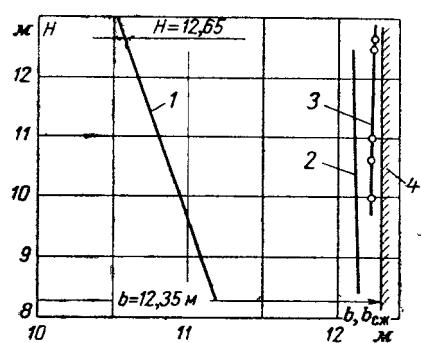


Рис. 7-6. Сжатая ширина на водосливе модели Камской водосливной ГЭС.

1 — расчет по Френсису — Кригеру; 2 — расчет по А. Р. Березинскому; 3 — наши опытные данные.

Основанием экспериментов им предложено учитывать влияние сжатия потока в пределах быков введением поправочного коэффициента K к коэффициенту расхода водослива без сжатия в плане. Можно усвоиться относить поправку K не к коэффициенту расхода, а к ширине пролета водослива.

Для вычисления K служит формула

$$K = 1 - \frac{a}{\sqrt[3]{0,2 + \frac{p}{H}}} \sqrt[4]{\frac{b}{B}} \left(1 - \frac{b}{B} \right), \quad (7-7)$$

где p — превышение гребня водослива над дном подводящего русла, а при работе турбины — над раздельной линией; a — коэффициент, учитывающий форму оголовка быка. Для плавно очерченных быков (устоев) $a = 0,1$.

При $b/B \leq 0,2$ и $p/H \geq 3$ в формулу (7-7) подставляются эти предельные значения, поскольку при $b/B \leq 0,2$ и $p/H \geq 3$ величину K можно считать практически неизменной.

Значения коэффициента бокового сжатия K приведены в табл. 7-1.

На рис. 7-6 кривая 2 дает значения $b_{\text{сж}} = f(H)$, вычисленные по формуле (7-7). Как видим, результаты расчета близки к нашим экспериментальным данным (МЭИ, 1949 г.).

¹ Н. А. Петров, О пропускной способности водослива практического профиля в пространственных условиях, Труды МИСИ, сб. 24, вып. 2, 1958.

Таблица 7-1

Коэффициенты бокового сжатия K [формула (7-7)]

$\frac{b}{B}$	$\frac{p}{H}$				
	0	0,5	1	2	≥ 3
1,0	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000
0,9	0,933	0,989	0,991	0,992	0,993
0,8	0,968	0,979	0,982	0,986	0,987
0,7	0,953	0,969	0,974	0,979	0,981
0,6	0,940	0,960	0,967	0,973	0,976
0,5	0,929	0,953	0,960	0,968	0,971
0,4	0,919	0,946	0,955	0,963	0,967
0,3	0,912	0,942	0,951	0,960	0,965
$\leq 0,2$	0,909	0,940	0,950	0,959	0,964

На величине K сказывается также плановое положение быков, ширина горизонтальной вставки на гребне, наличие пазов. Так, по данным А. Р. Березинского при отсутствии горизонтальной вставки на гребне, выдвижение в сторону верхнего бьефа быков с круговыми оголовками на $0,5H$ уменьшает K примерно на 1,5%, при горизонтальной вставке длиной $c' = 1,5H$ имеет место увеличение K на 2%. Влияние планового положения быков и ширины гребня лежит в пределах точности расчетов и опытных данных и потому им можно пренебречь. Влияние пазов А. Р. Березинский рекомендует учитывать умножением K , найденного по формуле (7-7), на 0,99.

Н. А. Петров¹ предлагает учитывать влияние на K не только величин b/B и p/H , как это делает А. Р. Березинский, но и b/H , а также влияние формы и размеров открылок, образующих подводящее русло. Н. П. Розанов предлагает разбивать в плане сооружение на фрагменты с симметричным и несимметричным обтеканием быков и устоев с последующим осреднением значений K . Эти уточнения дают значения K , незначительно отличающиеся от вычисленных по формуле (7-7), и потому при вычислении K можно ограничиться использованием формулы (7-7) с введением поправки, равной 0,99, учитывающей влияние пазов.

При неподтопленном водосливе низовые оголовки быков на пропускную способность водослива влияния не оказывают и могут быть приняты любой формы. Если же водослив подтоплен ($h_{\text{п}}/H \geq 0,75$), то для уменьшения влияния на пропускную способность водослива внезапного расширения за быками их низовые оголовки следует делать обтекаемыми.

Коэффициент подтопления $\sigma_{\text{п}}$ может быть найден по графику на рис. 7-7.

Для достижения возможно большей пропускной способности водосливов зданий совмещенных ГЭС следует построение профиля производить по Кригеру — Офицерову, причем максимальной пропускной способности удается достигнуть (см. приложение 9 и рис. 7-5; $\sigma_{\Phi} = 1$) при отсутствии прямолинейной горизонтальной вставки на гребне и наклонной прямолинейной вставки перед гребнем ($a = p$) при угле наклона

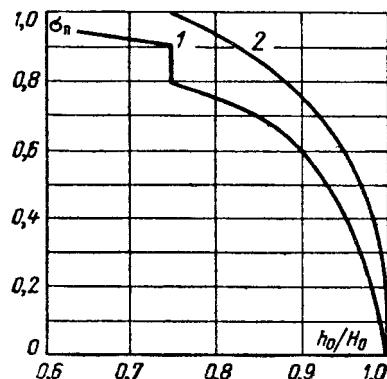


Рис. 7-7. График для определения коэффициента подтопления водослива практического профиля.

1 — безвакуумный водослив; 2 — то же с уширенным гребнем (близкий к водосливу с широким порогом).

¹ См. сноску на стр. 338.

слизной поверхности $\alpha_n = 60^\circ$. Осуществить такой профиль представляет возможным только на встроенных ГЭС, когда размещение здания в теле плотины не нарушает очертаний профиля, принятых из гидравлических требований. Чем меньше разность уровней в бьефах, тем распластанней получается водослив и тем меньше его коэффициент расхода. Однако в таких условиях становится неизбежным устройство на гребне прямолинейного горизонтального участка, как это имеет место, на ряде отечественных водосливных ГЭС.

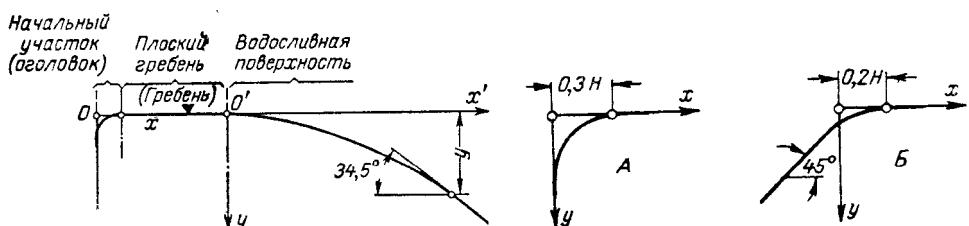


Рис. 7-8. Схемы и относительные (в долях напора) координаты водослива с уширенным гребнем.

Координаты оголовка

Координаты водосливной поверхности

x'	y	x'	y	x'	y
0	0,0000	0,4	0,0536	0,8	0,2100
0,1	0,0049	0,5	0,0830	0,9	0,2540
0,2	0,0146	0,6	0,1170	1,0	0,3220
0,3	0,0316	0,7	0,1610		

x	y	
	A	B
0,0	0,126	0,043
0,1	0,036	0,010
0,2	0,007	0,000
0,3	0,000	0,000

На рис. 7-8 даны схемы и координаты водослива с уширенным гребнем, рассчитанные и подобранные из условия получения максимального коэффициента расхода и отсутствия при любых режимах работы водослива вакуума (как при форсированных уровнях верхнего бьефа, так и при истечении из-под затвора).

На рис. 7-9 даны кривая свободной поверхности и пьезометрического напора на этом водосливе (профилирующий напор 10,35 м). В первых трех схемах носок на уступе отсутствует, в последней схеме — водослив с носком, очерченным радиусом 7,5 м (длина горизонтального участка носка 1,77 м). Во всех рассмотренных случаях избыточное давление на водосливе положительно.

Аналогичные данные о свободной поверхности и давлении на водосливную поверхность представлены на рис. 7-10 (модель Камской водосливной ГЭС с горизонтальным агрегатом). В данном случае исследовались водосливы с прямоугольной входной кромкой и с обтекаемым (эллиптическим) входным оголовком. Обращает на себя внимание наличие водоворотной зоны за входной прямоугольной кромкой. Но давление в водоворотной области все же больше атмосферного (пьезометр П5). При малых открытиях затвора на водосливе появляется вакуум. Профиль водослива построен по тем же координатам, что и в предыдущем случае.

При $H = 10,35$ м водослив без горизонтальной вставки на гребне (рис. 7-9) имеет пропускную способность примерно на 12% больше, чем водослив с уширенным гребнем (рис. 7-8). Устройство обтекаемого оголовка у водослива без вставки увеличило его пропускную способность при $H = 10,35$ м на 2%.

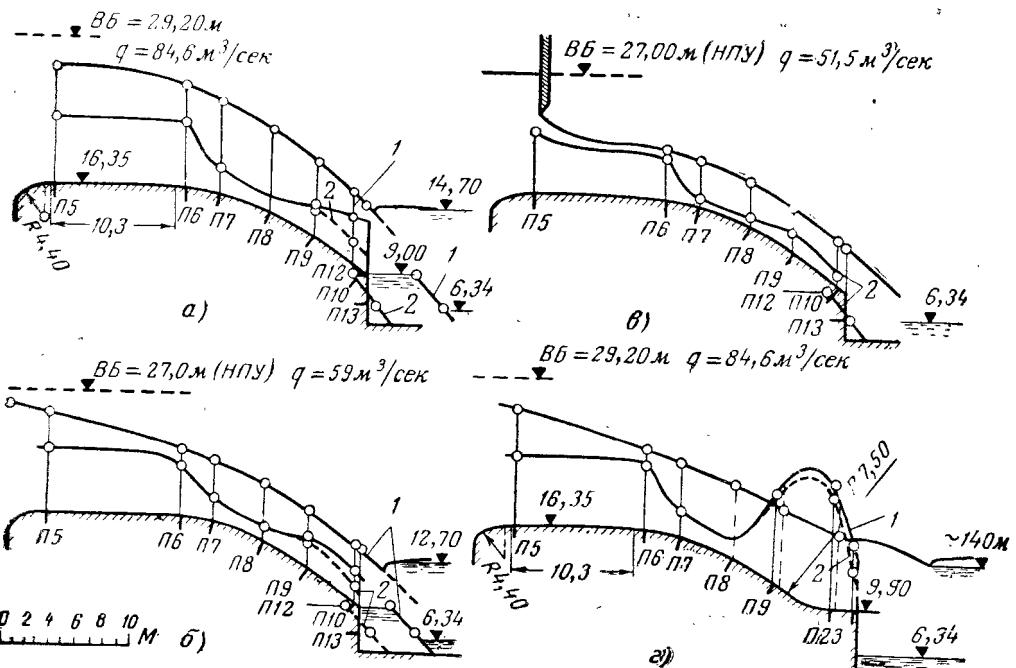


Рис. 7-9. Кривые свободной поверхности и пьезометрического напора на водосливе модели Камской ГЭС.

a, б, в — водослив без носка на уступе; *г* — водослив с носком; — — — пьезометрическая линия при уровне вблизи уступа $\nabla \text{НБ} = 6,34 \text{ м}$; — — — то же при $\nabla \text{НБ} = 12,70 \text{ м}$. Числа в створах пьезометров — давление на водосливную позерность в м вод. ст. (приведено к натура).

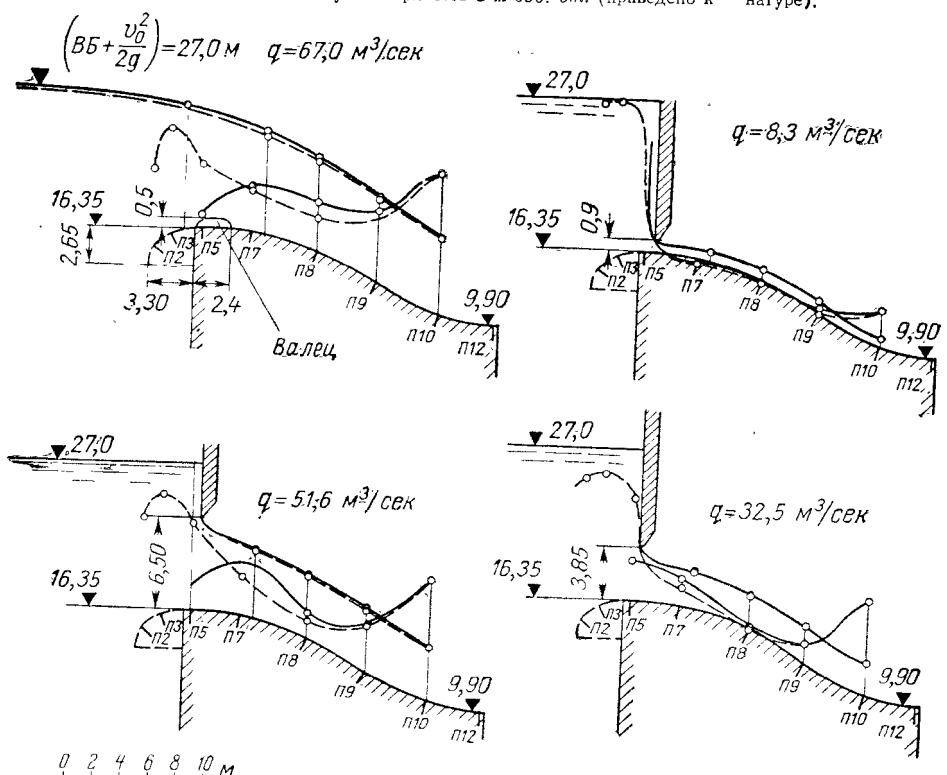


Рис. 7-10. Свободная поверхность и пьезометрические линии на водосливе с прямоугольной кромкой и обтекаемым эллиптическим оголовком.

— — — прямоугольная кромка; — — — эллиптический оголовок.

Оба рассмотренных водослива имеют ширину в свету 12,0 м. Оголовки быков круглого очертания, быки выдвинуты в верхний бьеф.

Перед водосливом, представленным на рис. 7-10, в верхнем бьефе размещена камера с генератором горизонтального агрегата, которая несколько снизила пропускную способность водослива.

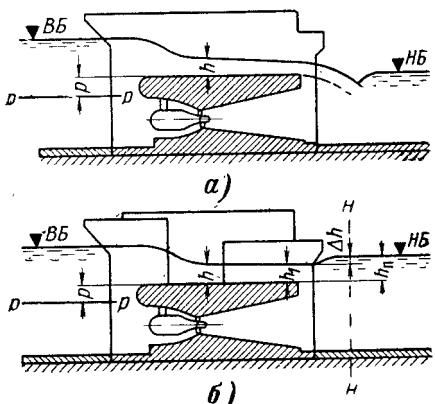


Рис. 7-11. Неподтопленный (а) и подтопленный (б) водосливы с широким порогом здания ГЭС с горизонтальным агрегатом.

Неподтопленный способностью сужение или расширение водослива на некотором расстоянии от гребня (как это бывает на водосливах консольного типа) за сечением, в котором поток перешел критическую глубину.

б) Водослив с широким порогом

Пропускная способность неподтопленного водослива здания ГЭС с широким порогом может быть определена по формуле

$$Q_b = m \varepsilon b V \sqrt{2g} H^{3/2}. \quad (7-8)$$

Коэффициент расхода с достаточной для практики точностью исчисляется по формулам А. Р. Березинского [44, 45]:

при закругленном входном ребре

$$m = 0,36 + 0,01 \frac{3 - \frac{p}{H}}{1,2 + 1,5 \frac{p}{H}}; \quad (7-9)$$

при прямоугольном ребре

$$m = 0,32 + 0,01 \frac{3 - \frac{p}{H}}{0,46 + 0,75 \frac{p}{H}}, \quad (7-10)$$

которые при $p/H \geq 3$ дают соответственно $m = 0,36$ и $0,32$.

Как и раньше, здесь и в последующем высота водослива p отсчитывается от раздельной линии (рис. 7-11).

Коэффициент бокового сжатия $\varepsilon = K$ как при закругленном, так и при прямоугольном ребре и плавно очерченных быках или устоях определяется по формуле (7-7).

Глубина h_1 в конце водослива при расчете режима сопряжения бьефов или эжекции может приниматься равной $0,7h_{kp}$.

Форму свободной поверхности (непрерывное уменьшение глубины, параллельноструйное течение, волнообразное течение, прыжок-волна) и

глубину воды на водосливе с широким порогом, которые следует учитывать при назначении высотного положения опор сегментных затворов, различных отверстий в быках, служебных мостов и пр., можно расчитывать по В. В. Смыслову [249]. В частности, волнистая поверхность

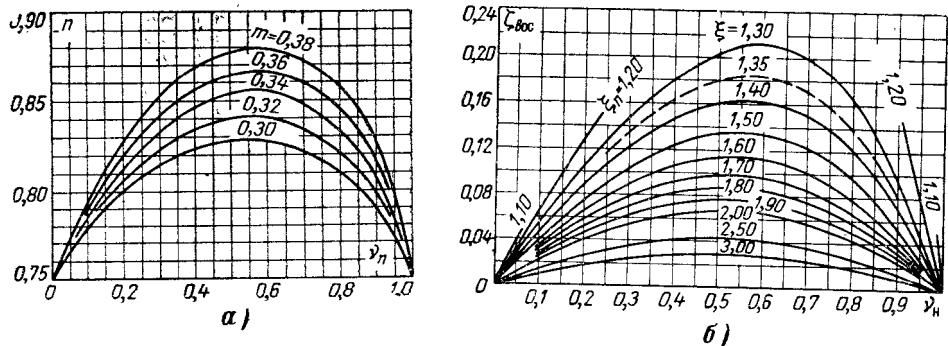


Рис. 7-12. Вспомогательные графики для расчета пропускной способности водослива с широким порогом.

a — для определения критерия подтопления n ; *б* — для определения относительного перепада $\zeta_{вос}$.

может быть рассчитана по графикам на рис. 6-2. Глубину на пороге неподтопленного водослива можно также определить при известных Q_B , H и b из уравнения

$$Q_B = \varphi b h_1 \sqrt{2g(H - h_1)}, \quad (7-11)$$

где по [269] φ принимается в зависимости от величины m (табл. 7-2).

Водослив с широким порогом можно считать подтопленным при

$$h_n \geq nH, \quad (7-12)$$

где n — критерий подтопления, определяющийся по графику на рис. 7-12, *a*, в функции коэффициента расхода и коэффициента расширения потока при выходе в нижний бьеф v_n , равного

$$v_n = \frac{b h_n}{\Omega}, \quad (7-13)$$

где Ω — площадь сечения нижнего бьефа на ширине турбинного блока, измеряемая в створе nn , рис. 7-11, *b*.

Пропускная способность подтопленного водослива равна:

$$Q_f = \varphi_n b h_1 \sqrt{2g(H - h_1)}. \quad (7-14)$$

Коэффициент φ_n определяется по табл. 7-2 в функции от m .

В первом приближении глубина на водосливе h_1 может быть принята равной h_n . С учетом перепада восстановления Δz

$$h_1 = h_n - \Delta z = h_n - \zeta_{вос} h_{kp}, \quad (7-15)$$

где $\zeta_{вос}$ — относительный перепад восстановления, который находится по графику на рис. 7-12, *b* в зависимости от относительного подтопления $\xi = h_n/h_{kp}$ и коэффициента расширения v_n .

Свободная поверхность в пределах подтопленного водослива может быть принята горизонтальной. Однако следует учитывать возможность образования (под влиянием бокового сжатия) косых стоячих волн, гребень которых [269] может возвышаться над порогом на

$$\Delta h = h_n + 0,1(H - h_n). \quad (7-16)$$

Таблица 7-2

Коэффициенты скорости φ и φ_{II} для водослива с широким порогом

m	0,30	0,31	0,32	0,33	0,34	0,35	0,36	0,37	0,38
φ	0,943	0,950	0,956	0,963	0,970	0,976	0,983	0,990	0,996
φ_{II}	0,76÷0,78	0,81	0,84	0,87	0,90	0,93	0,96	0,98	0,99

Примечание. При $m=0,30$ коэффициент $\varphi_{II}=0,78$ следует принимать при $\frac{h_1}{H} < 0,85$,

в) Водослив с консолью

Независимо от плановых очертаний консольных водосбросов расчет их пропускной способности производится по тем же формулам, что и водосливов практического профиля, при условии, что критическая глубина на водосливе устанавливается до сечения, в котором начинается сужение или расширение слива в плане.

При решении вопроса о том принять в плане водослив сужающимся или расширяющимся, следует иметь в виду, что в зависимости от степени сужения глубина потока может сохраняться или увеличиваться. При увеличении глубины удельные расходы при сходе с консоли возрастают, гидравлические потери в пределах слива уменьшаются, что приводит к увеличению энергии на единице ширины потока. При расширяющемся водосливе или водосливе с постоянной шириной глубина по длине водослива уменьшается, удельные расходы на сходе с консоли становятся меньше, поток в большей степени аэрируется. При уменьшении удельного расхода уменьшается энергия, приходящаяся на единицу ширины падающей струи, аэрация приводит к более интенсивному распаду струи, что в конечном счете облегчает условия гашения энергии в нижнем бьефе и уменьшает размывы, но в то же время уменьшает дальность отброса струи.

Обращаясь к рис. 1-24 и 1-27, на которых изображен ряд постоянных ГЭС с консольными водосбросами, видим, что ни на одной из ГЭС нет расширяющегося консольного водосброса. Отсутствие расширяющегося консольного водосброса в одних случаях объясняется необходимостью сброса в нижний бьеф компактной струи (узкое ущелье), в других случаях при нескольких расположенных рядом отверстиях водослива — нерациональностью такого устройства. Однако весьма возможно, что применение расширяющегося консольного водослива на некоторых из этих ГЭС могло оказаться вполне целесообразным.

Расширение в плане может быть выполнено на коротком концевом участке в виде так называемого рассеивающего трамплина. Л. И. Высоцкий¹ приводит данные лабораторных исследований рассеивающего трамплина, из которых следует, что при угле расширения потока в плане, равном 90° , достигнуто пятнадцатикратное уменьшение удельного расхода в месте падения потока. Целесообразна, как это сделано, например, на ГЭС Наглу или Слапы (рис. 1-25, г и д) установка в конце консоли расщепителей потока, увеличивающих степень аэрации водобросной струи.

Расчет плановых очертаний сужающихся консольных водосливов, определение высоты бортов слива производятся таким же путем, как при расчете быстротоков. При расширяющихся консольных водосливах в задачу расчета входит определение очертаний дна (профилей его по-

¹ Л. И. Высоцкий, Гидравлический расчет рассеивающих трамплинов методом продольных аппроксимаций, МИСИ, 1960.

перечных сечений), обеспечивающих равномерное распределение потока по ширине слива. Расчету переменных по ширине, и криволинейных в плане бурных потоков посвящены специальные работы [70, 99].

Важным вопросом проектирования здания ГЭС с водоизливом, оканчивающимся консолью, является назначение отметки сливной кромки и угла наклона носка, обеспечивающих наибольшую дальность отлета струи. В первом приближении можно считать, что наибольший отлет струи обеспечивается при превышении центра сбрасываемой струи в сечении на конце консоли над уровнем нижнего бьефа, равным $0,5z$, где z — разность отметок верхнего и нижнего бьефов [297].

г) Водоизлив, имеющий сжатие в плане

Сжатие в плане водоизлива придается при расположении на водоизливе турбинной шахты или шахты генератора (рис. 1-4, схемы 3, 4; рис. 1-14, схема 10). Рассчитать пропускную способность такого водоизлива с достаточной точностью можно, лишь используя экспериментальные данные, полученные на моделях, близких по относительным параметрам к рассчитываемому сооружению.

Для водоизлива с широким порогом, имеющим сжатие в плане, образованное одной из его стенок, могут быть использованы данные, полученные А. П. Гурьевым [85] при лабораторных исследованиях вариантов Нижне-Камской и Саратовской ГЭС (рис. 7-13).

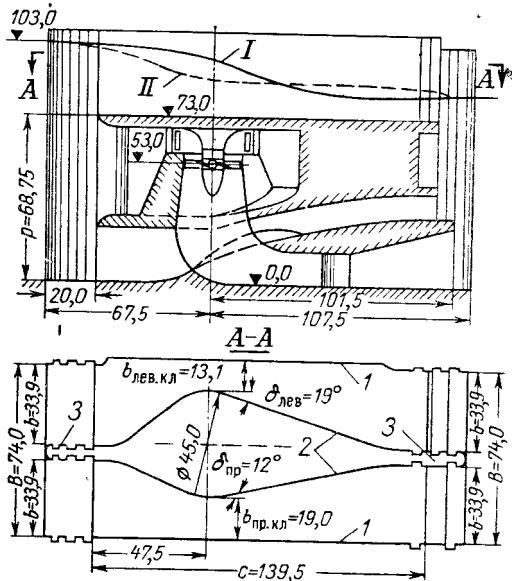


Рис. 7-13. Водоизлив с широким порогом, имеющим сжатие в плане (модель).

I — прямолинейные стени; 2 — криволинейные стени; 3 — промежуточные бычки; I — кривая свободной поверхности в правом пролете; II — то же для обычного водоизлива с широким порогом. Размеры и отметки в сантиметрах.

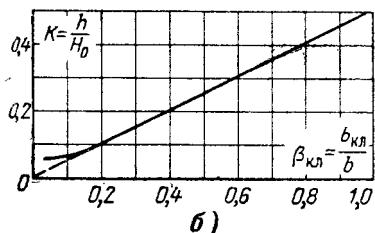
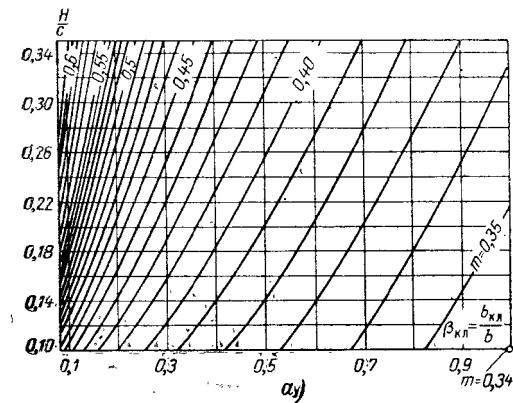


Рис. 7-14. К расчету водоизлива с широким порогом, имеющим плавное сжатие в плане (ключевое сечение на расстоянии от входной кромки, равном 0,34 длины водоизлива по потоку, входная кромка в виде заостренной полки).

а — номограмма для определения коэффициентов расхода; б — график для определения глубины в конце водоизлива, на некотором расстоянии от сливной кромки.

Параметрами, характеризующими такой водослив, являются относительные величины:

$$\frac{H}{c} = 0,1 \div 0,25, \quad \frac{b_{\text{кл}}}{H} = 1,36 \div 0,06, \quad \frac{P}{H} = (4,9 \div 2,1).$$

Суженное ключевое сечение в опытах отстояло от начала водослива (от входного оголовка) на 0,34 длины с водослива. Очертания криволинейной стенки — плавные, угол расширения водослива за ключевым сечением 12—19°.

Коэффициенты расхода для этого водослива определяются в функции от H/C и $b_{\text{кл}}/b$, где $b_{\text{кл}}$ — ширина в свету ключевого сечения по номограмме на рис. 7-14, а.

Расчет пропускной способности ведется по формуле

$$Q = mb_{\text{кл}} V \sqrt{2g} H_0^{3/2}.$$

Глубина h в конце водослива может быть найдена по графику на рис. 7-14, б.

д) Два последовательно расположенных водослива

При последовательном расположении двух водосливов, как это имеет место, например, в турбинном блоке Камской ГЭС с горизонтальным агрегатом (см. рис. 1-6, б), пропускная способность водослива может быть определена следующим путем [55].

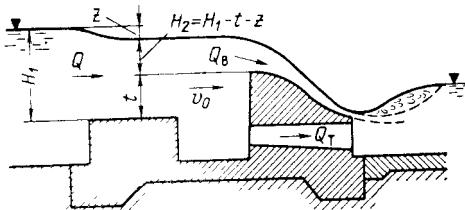


Рис. 7-15. Схема к расчету пропускной способности двух последовательно расположенных водосливов.

где z (понижение уровня свободной поверхности на пороге первого водослива) неизвестно и подлежит определению.

Для второго водослива (практического профиля)

$$Q_{2B} = mb V \sqrt{2g} \left(H_2 + \frac{v_0^2}{2g} \right)^{3/2}, \quad (7-18)$$

где v_0 — скорость подхода ко второму водосливу, которую необходимо учитывать вследствие того, что она имеет значительную величину:

$$v_0 = \frac{Q}{b(H_1 - z)} = \frac{\varphi_n b (H_1 - z) V \sqrt{2g z}}{b(H_1 - z)} = \varphi_n V \sqrt{2g z};$$

$$\frac{v_0^2}{2g} = \varepsilon^2 \varphi_n^2 z.$$

Подставляя это значение $v_0^2/2g$ в формулу расхода для водослива и заменяя в ней величину H_2 равной ей величиной $H_2 = H_1 - t - z$, получаем формулу расхода водосливов при неработающей турбине

$$Q_B = mb V \sqrt{2g} (H_1 - z - t + \varepsilon^2 \varphi_n^2 z)^{3/2}. \quad (7-19)$$

При работе турбины $Q_{1B} > Q_{2B}$. Обозначим отношение расходов $Q_{1B}/Q_{2B} = k$. Тогда в общем случае (при неравенстве расходов через первый и второй водосливы) будем иметь:

$$\frac{\varphi_{II}}{k} \varepsilon b (H_1 - z) \sqrt[3]{2gz} = mb \sqrt[3]{2g} (H_1 - z - t + \varepsilon^2 \varphi_{II}^2 z)^{3/2};$$

$$\sqrt[3]{(H_1 - z)^2 z} = \left(\frac{km}{\varepsilon \varphi_{II}} \right)^{2/3} (H_1 - z - t + \varepsilon^2 \varphi_{II}^2 z).$$

Разделив обе части этого равенства на $\left(\frac{km}{\varepsilon \varphi_{II}} \right)^{2/3}$ и перенеся все члены в левую часть, имеем окончательно следующее уравнение для определения искомого перепада z :

$$\sqrt[3]{\left(\frac{\varepsilon \varphi_{II}}{km} \right)^2} \sqrt[3]{(H_1 - z)^2 z} + [z(1 - \varepsilon^2 \varphi_{II}^2) - (H_1 - t)]^{3/2} = 0. \quad (7.20)$$

Полученное уравнение позволяет определить перепад z при известных K , φ_{II} , m , H_1 , t , ε . Заметим, что φ_{II} определяется по табл. 7-2, m и ε подсчитываются в соответствии с изложенным выше.

Полученные формулы позволяют определить отметку гребня водослива практического профиля. При известных расходе турбины Q_t и расходе водосброса Q_b определяется

$$k = \frac{Q_{1B}}{Q_{2B}} = \frac{Q_{2B} - Q_t}{Q_{2B}},$$

затем по формуле (7.20) находится z и по (7.17) вычисляется H_1 . Тогда $H_2 + t = H_1 - z$. Далее определяется скорость v_0 и из формулы (7.18) находится H_2 , что дает возможность определить искомую отметку гребня. При неработающей турбине $k=1$.

Формула (7.20) проверена В. И. Будиловым экспериментально. По его данным напор турбины уменьшается на перепад z , что сказывается на ее мощности. По данным П. М. Слисского, исследовавшего в лаборатории МЭИ турбинный блок с горизонтальным агрегатом Камской водосливной ГЭС, потеря напора при работе водослива достигла $\sim 1\%$ от действующего напора турбины (без учета влияния эжекции).

7-3. ОБОБЩЕННАЯ ФОРМУЛА ПРОПУСКНОЙ СПОСОБНОСТИ НАПОРНЫХ ВОДОСБРОСОВ С ВОДОСБРОСНЫМИ ОТВЕРСТИЯМИ НА УСТУПЕ

При расчете пропускной способности напорных водосбросов следует различать три режима истечения из водосбросов (рис. 7-16):

а) свободное истечение из водосбросных отверстий;

б) истечение при подтопленной струе;

в) истечение при затопленном водосбросном отверстии.

Во втором и третьем случаях уровень свободной поверхности в отводящем русле за счет образования перепада восстановления бывает выше уровня воды в створе водосбросных отверстий (рис. 7-16, б, в).

Предложения учитывать перепад восстановления при расчете пропускной способности данных отверстий при истечении из-под затвора сделаны давно. В 1930 г. способ расчета предложен Эйнвахтером [320], в 1932 г.—И. И. Леви [146], в 1934 г.—Б. Ф. Рельтовым [209]. Однако необходимость учета влияния перепада восстановления на пропускную способность стала совершенно очевидной лишь при проведении лабораторных исследований моделей совмещенных ГЭС.

Под уровнем верхнего бьефа при определении напоров водосброса понимается уровень энергии, являющейся суммой уровня свободной поверхности в подводящем русле и имеющегося там скоростного напора. Практически же, пренебрегая потерями в коротком подводящем русле, уровень энергии в верхнем бьефе определяют уровнем свободной поверхности в водохранилище перед отводящим руслом (рис. 2-4). В нижнем бьефе уровни по длине русла переменны, в связи с чем при расчете пропускной способности напорных водосбросов различаются:

стационарный напор $H_{ст} = \nabla_{ВБ} - \nabla_{НБ}$, при определении которого исходим из уровня свободной поверхности в нижнем бьефе

в удалении от блока, где устанавливается нормальное распределение скоростей;

действующий напор H_d — разность удельных энергий, полной — в верхнем бьефе и потенциальной — в створе выходных отверстий водосбросов.

Соответственно этим понятиям различаем коэффициенты расхода:

μ_d — зависящий от очертаний водосбросов и определяющийся по действующему напору; $\mu_{ст}$ — отвечающий стационарному напору.

Строгим является определение напора как разности удельных полной энергии в верхнем бьефе и потенциальной — в створе отверстий. Но в общем случае определение удельной потенциальной энергии в створе водосбросных отверстий связано с некоторыми трудностями вследствие наличия в этом сечении при определенных условиях кривизны струи (за счет разности давлений на струю снизу и сверху или при истечении из-под затвора). Поэтому практически с некоторой погрешностью напор H_d может определяться по уровню в створе водосбросных отверстий, причем при достаточной длине полки за водосбросными отверстиями указанный уровень определяет потенциальную энергию в створе отверстий без погрешности, поскольку в этом случае кривизна струи в створе отверстий водосбросов отсутствует, что не нарушает гидростатического распределения давления в створе отверстий.

Рис. 7-16. Характер истечения из напорных водосбросов в зависимости от степени подтопления водосбросных отверстий.

а — неподтопленные отверстия, свободное истечение; б — подтопленное отверстие; в — затопленное отверстие; $\nabla_{B_{kp}}$ — отметка верхней кромки отверстий; ∇_{O} — уровень свободной поверхности в створе отверстий; ∇_{OT} — пьезометрический уровень, отвечающий давлению в выходном сечении отсасывающей трубы.

Согласно определениям напоров и коэффициентов расхода пропускная способность напорных водосбросов может определяться по формулам:

$$Q_B = \mu_{ст} \varepsilon \omega_1 \sqrt{2g H_{ст}}; \quad (7-21)$$

$$Q_B = \mu_d \varepsilon \omega_1 \sqrt{2g H_d}. \quad (7-21')$$

При расчете Q_B по первой формуле затруднение возникает с определением $\mu_{ст}$, при расчете по второй формуле — с определением H_d .

Более просто будто бы вести расчет пропускной способности по статическому напору H_{ct} . Однако в этом случае неизвестной величиной является μ_{ct} . Этот коэффициент не характеризует пропускной способности собственно водосбросов, поскольку он является величиной переменной, зависящей от степени затопления отверстий, режима сопряжения бьефов, отметки водобоя, глубины нижнего бьефа, величины расхода водосбросов и турбин. Коэффициент расхода μ_{ct} может быть больше единицы, что противоречит физическому смыслу понятия коэффициента расхода как отношения действительного расхода к расходу идеальной жидкости.

На рис. 7-17 показана зависимость μ_{ct} от уровня нижнего бьефа (модель Волжской ГЭС имени В. И. Ленина без пристройки со стороны нижнего бьефа; опыты автора). Такой же характер имеет μ_{ct} в зависимости от H_{ct} для водосбросов модели турбинного блока Воткинской ГЭС (рис. 7-18, а, опыты автора). Разброс экспериментальных точек в данном случае является следствием влияния переменного значения высотного положения водобоя (рис. 2-30), а при $Q_t \neq 0$ также непостоянства турбинного расхода.

Длина полки за водосбросными отверстиями на модели Воткинской ГЭС равна $0,9h_1$, т. е. невелика. Вследствие этого изменение давления под струей в створе уступа оказывается на величине коэффициента расхода μ_d . При незатопленных отверстиях по мере повышения уровня нижнего бьефа напор H_d до некоторого момента остается неизменным (рис. 7-18, б, $H_d = 26,4$ м), но коэффициент расхода μ_d изменяется от 0,939 (при свободном падении струи) до 0,886 (момент перед затоплением верхней кромки отверстий). После затопления отверстия коэффициент расхода μ_d с уменьшением напора первоначально несколько возрастает (по мере уменьшения кривизны затопленной струи), а затем стабилизируется.

При достаточно длинной полке коэффициент расхода μ_d определяется лишь формами и шероховатостью проточной части водосбросов и не зависит от внешних факторов, определяющих режим истечения. Коэффициент расхода μ_d всегда меньше единицы.

Несмотря на наличие ряда работ, в которых расчет пропускной способности водосбросов с уступом изложен с учетом особенностей режима истечения (М. Э. Факторович [279], Н. М. Щапов [307], П. М. Слисский [238]), иногда еще используются рекомендации, не отвечающие состоянию изученности вопроса (ТУ 29-53 [270], РУ 10-53 [218]).

Обобщенная формула пропускной способности напорных водосбросов, соответствующая всем случаям истечения, может быть представлена в следующем виде¹:

$$Q_B = \sigma_r \sigma_n \varepsilon \mu_d \omega_1 \sqrt{2gH_{ct}}. \quad (7-22)$$

Здесь σ_r — коэффициент, учитывающий влияние кривизны струи в створе отверстий; ε — коэффициент, учитывающий сжатие струи (при истечении из-под затвора); σ_n — коэффициент, учитывающий разницу Δh между действующим и статическим напорами, ω_1 — площадь водосбросных отверстий.

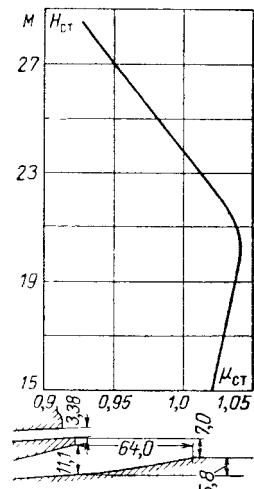


Рис. 7-17. Изменение μ_{ct} в зависимости от H_{ct} . Превышение УВВ над сливной кромкой полки равно 31,0 м, над горизонтальным участком водобоя — 38,0 м. Площадь водосбросного отверстия в свете 29,15 м².

¹ Аналогично обобщенной формуле водослива Н. Н. Павловского [187, стр. 451].

Во избежание нежелательных режимов нижнего бьефа (см. § 6-14) напорные водосбросы всегда должны иметь на уступе полку. Пренебрегая в этом случае влиянием кривизны струи в створе отверстий на пропускную способность водосбросов, полагаем $\sigma_r = 1$.

Для того чтобы получить значение коэффициента σ_h , учитывающего в формуле (7-22) разницу Δh между действующим и статическим напорами (как при затопленных, так и при незатопленных отверстиях), заменим в формуле (7-21') напор H_d на $H_{ct} + \Delta h$:

$$Q_b = \mu_d \epsilon \omega_1 \sqrt{2gH_d} = \mu_d \epsilon \omega_1 \sqrt{2g(H_{ct} \pm \Delta h)} = \mu_d \epsilon \omega_1 \sqrt{2gH_{ct} \left(1 \pm \frac{\Delta h}{H_{ct}}\right)}$$

или

$$Q_b = \sigma_h \mu_d \epsilon \omega_1 \sqrt{2gH_{ct}}, \quad (7-23)$$

где

$$\sigma_h = \sqrt{1 \pm \frac{\Delta h}{H_{ct}}}. \quad (7-24)$$

Таким образом, расчет пропускной способности напорных водосбросов следует вести по формуле (7-23) или (7-21'), принимая в последнем случае $H_d = H_{ct} \pm \Delta h$. Формулу (7-21) можно использовать только при наличии экспериментальной кривой $\mu_{ct} = f(\nabla H_B, Q_T)$, полученной для данного турбинного блока.

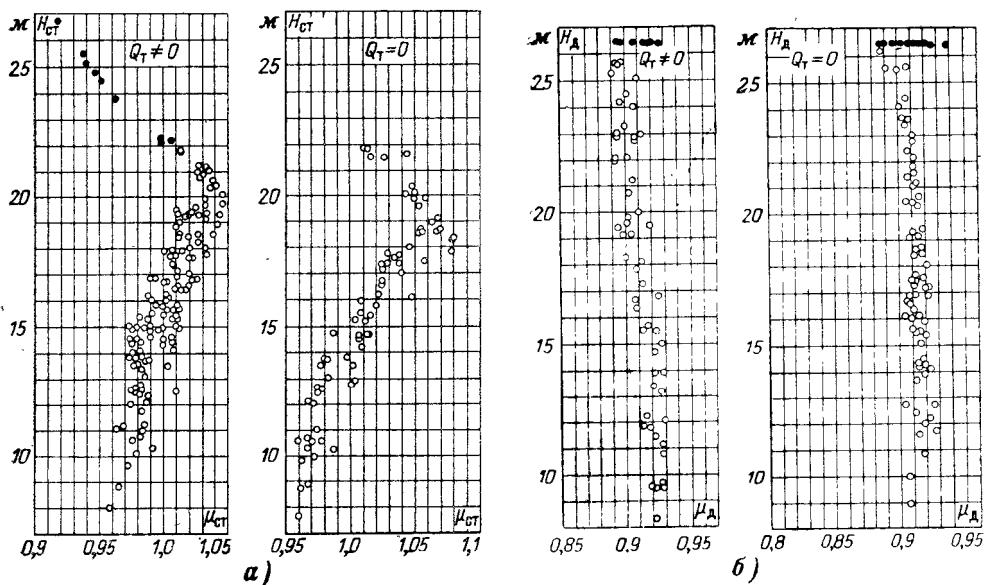


Рис. 7-18. Коэффициент расхода модели Воткинской ГЭС с напорными водосбросами при различных высотных положениях водобоя (рис. 2-30), работающих и неработающих турбинах.

a — $\mu_{ct} = f(H_{ct})$; *b* — $\mu_d = f(H_d)$; ● — истечение из водосбросов при незатопленных отверстиях.

Поскольку при наличии полки за водосбросными отверстиями кривизна струи в створе уступа не влияет на распределение давления в створе отверстий и оно может быть принято гидростатическим, потенциальная энергия здесь определяется уровнем ∇O в этом створе. Следовательно, действующий напор водосбросов равен:

$$H_d = \nabla B_B - \nabla O. \quad (7-25)$$

При свободном истечении и при подтопленной струе уровень ∇O равен отметке верхней кромки отверстий ∇B_{kp} (рис. 7-16, *a, б*).

7-4. КОЭФФИЦИЕНТ РАСХОДА НАПОРНЫХ ВОДОСБРОСОВ

Коэффициент расхода $\mu_{\text{ст}}$ по данным исследований напорных водосбросов различных ГЭС при затопленных отверстиях изменяется в пределах 0,82—1,13 в зависимости от указанных выше факторов.

Коэффициент расхода μ_d , отвечающий действующему напору, может определяться:

1) по аналогии с водосбросами, по которым имеются данные гидравлических исследований;

2) по формуле

$$\mu_d = \frac{1}{\sqrt{1 + \Sigma \zeta}}, \quad (7-26)$$

где $\Sigma \zeta$ — суммарный коэффициент сопротивления водосброса, отвечающий скорости в его выходном сечении;

3) с некоторым приближением по графику на рис. 7-19.

4) на модели.

График $\mu_d = f\left(\frac{\omega_1}{\omega_{\text{кл}}}\right)$ на рис. 7-19 построен по данным, полученным нами при лабораторных гидравлических исследованиях в МЭИ водосбросов различных вариантов турбинных блоков Волжской ГЭС имени В. И. Ленина и ХХII съезда КПСС, Саратовской, Воткинской и Нижне-Камской ГЭС¹. Здесь ω_1 и $\omega_{\text{кл}}$ — площади выходного отверстия и ключевого сечения (рис. 7-3).

График действителен в пределах изменения параметров исследованных водосбросов, а именно при $0,5 \leq \frac{l}{L} \leq 0,66$ и угле при вершине эквивалентного контура, равном от $-0,33^\circ$ (конфузор) до $+5,6^\circ$ (диффузор). Здесь L — полная длина водосброса, измеренная по горизонтальному направлению, l — длина диффузорного или конфузорного участка от ключевого сечения до выходного (рис. 7-3). Очертания раздельного оголовка в водоприемнике и быков на всех моделях были достаточно плавные, что следует иметь в виду при пользовании графиком на рис. 7-19.

7-5. РАСЧЕТ УРОВНЯ НИЖНЕГО БЬЕФА, ПРИ КОТОРОМ ПРОИСХОДИТ ЗАТОПЛЕНИЕ ОТВЕРСТИЙ НАПОРНЫХ ВОДОСБРОСОВ

Момент затопления водосбросных отверстий практически совпадает с затоплением поверхности водосбросной струи. При отсутствии полки расчет соответствующего уровня нижнего бьефа можно вести по формулам (6-50)–(6-59) второго критического режима, вводя в расчет вместо глубины струи на уступе высоту отверстия в свету, также обозначенную через h_1 .

Получим расчетные формулы при длине полки $l_{\text{пол}} \geq h_1$ и наличии в отверстиях водосбросов дополнительных быков, оканчивающихся в створе сливной кромки полки (рис. 1-16,а) или до этого створа (рис. 1-16,в).

¹ Исследование модели Нижне-Камской ГЭС проводилось в НИС Гидропроекта.

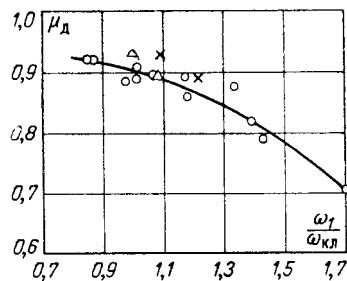


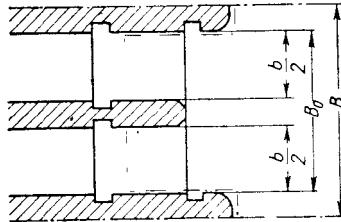
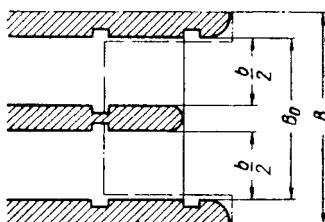
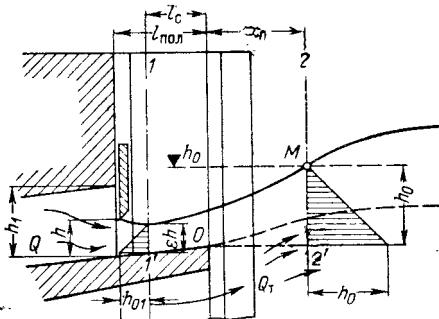
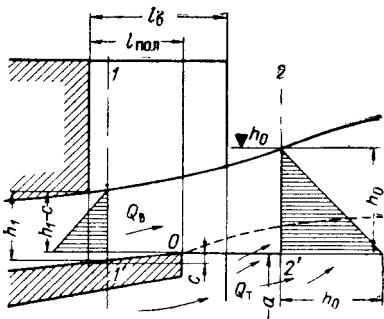
Рис. 7-19. График для определения коэффициента расхода напорных водосбросов, построенный по данным лабораторных исследований турбинных блоков ГЭС.

○ — конфузорные или диффузорные водосбросы, несимметричные в плане; × — симметричные в плане диффузорные водосбросы; △ — водосбросы с коротким диффузорным участком.

Исходя из тех же рассуждений, что и при выводе формулы пьезометрического напора при втором критическом режиме (§ 6-6,6), но, принимая в сечении 1—1 гидростатическое распределение давления и рассматривая поток на ширине, ограниченной в начале быками и за их оголовками — вертикальными плоскостями, проходящими по осям быков (рис. 7-20,*a*), получаем выражение, аналогичное (6-26) (последний член, учитывающий силу турбулентного трения, опускаем):

$$\Pi \frac{2Q_B^2}{gh_0 B_0} - \frac{2Q_B^2}{gh_1 b} = (h_1 - c)^2 B_0 - h_0^2 B_0. \quad (7-27)$$

Здесь первый член выражает количество движения в сечении 0—2'—2, второй — в сечении 1—1'. Выражение в правой части составлено в предположении, что сила давления на торец промежуточного быка определяется



a)

б)

Рис. 7-20. Схемы к расчету пьезометрического напора, отвечающего моменту затопления отверстий напорных водосбросов с полкой. *a* — полностью открытое отверстие; *б* — истечение из-под затвора.

ляется исходя из глубины струи h_1 ; на торцах основных быков она отвечает глубине h_0 . Принято, что на длине полки горизонтальная составляющая силы давления уравновешивается силой, составляющей часть эпюры давления высотой c в сечении 1—1'.

После взятия производной $\partial\Pi/\partial h_0$, приравнивания ее нулю и решения полученного выражения относительно $h_0 = h_{0\text{кр2}}$ получаем формулу пьезометрического напора, отвечающего моменту затопления верхней кромки отверстия, совпадающего с пьезометрическим напором при втором критическом режиме:

$$h_{0\text{кр2}} = 0,58 h_1 \sqrt{2\beta' \text{Fr} + \left(1 - \frac{c}{h_1}\right)^2}. \quad (7-28)$$

Для рассмотренной схемы $\beta' = \beta_0 = b/B_0$. Но если принять, что давление на торцы быков определяется глубиной струи h (это возможно при длине быков $l_6 > h_1$), то получим $\beta' = \beta_0 = b/B_0$. Поэтому при расчете по формуле (7-28) следует принимать (рис. 7-20):

при $l_6 > h_1$ (длинные быки) $\beta' = \beta_0 = b/B_0$;

при $l_6 < h_1$ (короткие быки) $\beta' = \beta = b/B$.

Эта же формула применима для расчета пьезометрического напора, соответствующего моменту затопления кромки затвора при истечении из-под затвора на полке (рис. 7-20, б). При этом число Фруда следует вычислять по формуле

$$Fr = \frac{q^2}{g (\varepsilon h)^3}$$

и вместо h_1 подставлять в формулу (7-28) εh , где h — высота отверстия в свету под затвором, ε — коэффициент сжатия, вычисляемый по формуле (4-2).

Формула (7-28) проверена по результатам многочисленных опытов, проведенных на различных моделях турбинных блоков зданий ГЭС. Сопоставление расчетных данных с опытами приведено на рис. 7-21. Как видно из графика, учет подъема полки (кривая 2) незначительно сказывается на результатах расчета и влияние с лежит в пределах точности оценки затопления отверстия; расход, поступающий под струю из отверстия отсасывающей трубы, на h_{0kp2} не влияет.

На рис. 7-21 отклонение отдельных экспериментальных значений от расчетных является или следствием субъективности оценки момента затопления отверстия (например, при неодновременном затоплении отверстия правого и левого водосбросов), или следствием погрешности в определении на модели исходных данных (расхода, пьезометрического уровня).

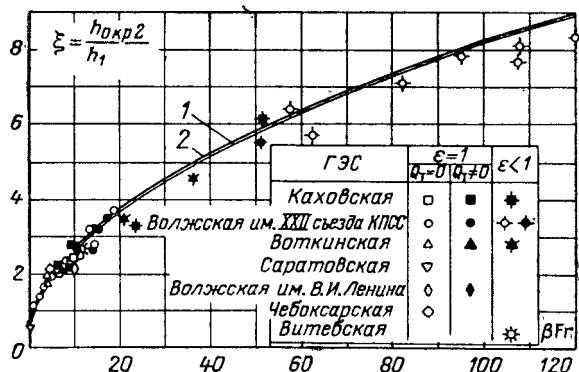


Рис. 7-21. Сопоставление относительных значений пьезометрического напора h_0 , отвечающего моменту затопления водосбросных отверстий.

Точки — опытные данные; кривые — расчет по формуле (7-28); 1 — без учета обратного уклона полки; 2 — полка с обратным уклоном; при $Fr > 20$ — истечение из-под затвора.

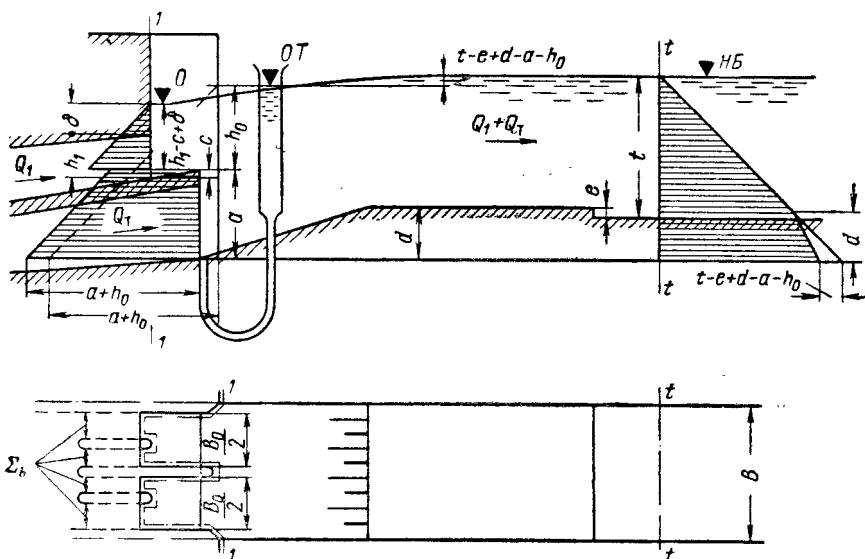


Рис. 7-22. Схема к расчету напоров при затопленном водосбросном отверстии.

К изложенному расчету применимы критерии, устанавливающие характер затопления струи в пространственных условиях, § 6-7. Но вместо ширины водослива в свету b при использовании критериев следует принимать расстояние между быками B_0 .

При известном значении h_{0kp} уровень свободной поверхности в отводящем русле (глубина t_{kp}) определяется из уравнения количества движения, составленного для отсека нижнего бьефа.

При быках, значительно выступающих в нижний бьеф ($l_b > h_{0kp}$),

$$t_{kp} = \sqrt{(a-d)^2 + 2(a-d)h_{0kp} + \beta_0 h_1^2 + (1-\beta_0)h_{0kp}^2 + A}, \quad (7-29)$$

при $l_b < h_{0kp}$

$$t_{kp} = \sqrt{(a-d)^2 + 2(a-d)h_{0kp} + h_1^2 + A}, \quad (7-30)$$

где $h_{0kp} = h_{0kp2}$ вычисляется по формуле (7-28), A — по формулам (6-52), (6-53).

7-6. РАСЧЕТ ДЕЙСТВУЮЩЕГО НАПОРА ВОДОСБРОСОВ (И ТУРБИНЫ) ПРИ ЗАТОПЛЕННЫХ ОТВЕРСТИЯХ

Если отверстия затоплены (т. е. затоплена верхняя кромка отверстий), то в формуле (7-25) отметка ∇O равна (рис. 7-22):

$$\nabla O = \nabla B_{kp} + \delta,$$

где δ — глубина затопления верхней кромки отверстий, определяющаяся специальным расчетом.

Из рассмотрения отсека нижнего бьефа (рис. 7-23) имеем при затопленных отверстиях три взаимосвязанные величины t , h_0 и δ . Предположим, что глубина t задана. Тогда неизвестными являются h_0 и δ .

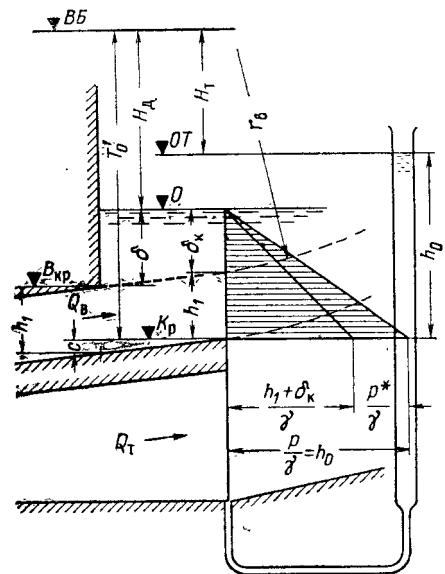
Для определения одновременно двух неизвестных (h_0 и δ) уравнения количества движения недостаточно. Поэтому большинство авторов принимает, что при затопленной струе отметка ∇OT , отвечающая давлению под струей в створе уступа, и отметка ∇O свободной поверхности в створе выходных сечений водосбросов одинаковы, т. е.

$$h_0 = \delta + h_1 - c,$$

где h_1 — высота выходных отверстий водосбросов; c — превышение сливной кромки полки над порогом отверстий.

Предположение о равенстве отметок ∇OT и ∇O в общем случае не отвечает действительности. При затопленной водосбросной струе пьезометрический уровень, отвечающий давлению под струей, всегда больше уровня свободной поверхности воды в створе отверстий водосбросов ($\nabla OT > \nabla O$). При незатопленной струе, т. е. когда $\delta = 0$, пьезометрический уровень, отвечающий давлению под струей, может быть и выше и ниже уровня воды в створе выходных отверстий водосбросов ($\nabla OT \leq \nabla O$) (рис. 7-16).

Рис. 7-23. К определению связи между h_0 и δ .



Метрический уровень, отвечающий давлению под струей, всегда больше уровня свободной поверхности воды в створе отверстий водосбросов ($\nabla OT > \nabla O$). При незатопленной струе, т. е. когда $\delta = 0$, пьезометрический уровень, отвечающий давлению под струей, может быть и выше и ниже уровня воды в створе выходных отверстий водосбросов ($\nabla OT \leq \nabla O$) (рис. 7-16).

Разница между ∇ ОТ и ∇ О при затопленной струе особенно существенна в момент перед затоплением отверстий¹. Так, на модели турбинного блока Волжской ГЭС имени XXII съезда КПСС она превышала 2 м (приведено к натуре), на модели Воткинской ГЭС (вариант совмещенного здания ГЭС) — 3 м, Кауховской ГЭС — 2,5 м. Неучет этой разницы приводит к существенной погрешности в определении напоров водосбросов и турбины.

Для установления взаимосвязи между h_0 и δ рассмотрим расчетную схему на рис. 7-23, согласно которой глубина струи в створе уступа равна высоте отверстий водосбросов, а скорость в сечении струи изменяется по закону $ur = \text{const}$.

Давление на нижней границе струи в створе уступа равно:

$$p = p' + p^*,$$

где p' и p^* — соответственно гидростатическая и кинетическая (\S 6-5) составляющие полного давления.

Поскольку $p = \gamma h_0$ и $p' = \gamma(h_1 + \delta_k)$, где δ_k — глубина затопления струи в створе уступа, получаем:

$$\delta_k = h_0 - h_1 - \frac{p^*}{\gamma}.$$

При изменении скорости в струе в створе уступа по закону $ur = \text{const}$ кинетическое давление на нижней границе струи (струя, обращенная выпуклостью вниз) в створе уступа равно:

$$\frac{p^*}{\gamma} = \frac{u_b^2}{2g} \left(1 - \frac{r_b^2}{(r_b + h_1)^2} \right), \quad (7-31)$$

где u_b и r_b — соответственно скорость и радиус кривизны струйки на верхней границе транзитной струи в створе уступа.

Радиус r_b с увеличением h_0 изменяется от некоторого значения r_0 в момент затопления струи до бесконечности при значительном затоплении струи², когда $\delta \approx h_0 - h_1$.

Имея это в виду, зададим функцию:

$$r_b = f \left(\frac{\delta_k}{h_0 - h_1}, r_0 \right),$$

которая отвечает поставленным выше условиям, а именно:
при

$$\frac{\delta_k}{h_0 - h_1} = 0 \quad r_b = r_0;$$

при

$$\frac{\delta_k}{h_0 - h_1} = 1 \quad r_b = \infty.$$

Таковой является функция

$$r_b = \left(K \ln \frac{1}{1 - \frac{\delta_k}{h_0 - h_1}} + 1 \right) r_0, \quad (7-32)$$

¹ Первая попытка рассчитать пропускную способность водосбросов и напор турбины с учетом разницы ∇ ОТ и ∇ О сделана П. Е. Ткаченко [273].

² По мере того как $(h_1 + \delta) \rightarrow h_0$, давление под и над струей уравновешивается, $r_b \rightarrow \infty$.

где K — коэффициент, уточняющий значение принятой функции; $K = 1,1$.

Заменяя в выражении (7-31) $u_b^2/2g$ на $\mu^2(T'_0 + c - h_1 - \delta)$, где μ — коэффициент расхода водосбросов, T'_0 — удельная энергия верхнего бьефа над сливной кромкой полки, c — подъем полки, подставляя в это выражение r_b из формулы (7-32) и имея в виду, что

$$\delta_k = h_0 - h_1 - \frac{p^*}{\gamma},$$

получаем:

$$\delta_k = h_0 - h_1 - \mu^2(T'_0 + c - h_1 - \delta) \left\{ 1 - \left[\frac{\left(1 + K \ln \frac{1}{1 - \frac{\delta_k}{h_0 - h_1}} \right) r_0}{\left(1 + K \ln \frac{1}{1 - \frac{\delta_k}{h_0 - h_1}} \right) r_0 + h_1} \right]^2 \right\} \quad (7-33)$$

Для использования формулы (7-33) надо знать радиус r_0 свободной поверхности водосбросной струи в момент затопления верхней кромки отверстий.

Пьезометрический напор h_0 под струей в створе уступа в момент затопления отверстий ($\delta = 0$) принимает некоторое значение h_{0kp} , а радиус кривизны свободной поверхности струи в створе уступа становится равным r_0 . Следовательно,

$$h_{0kp} - h_1 = \frac{u_b^2}{2g} \left(1 - \frac{r_0^2}{(r_0 + h_1)^2} \right).$$

Заменив $u_b^2/2g$ на $\mu^2(T'_0 + c - h_1)$, получим:

$$1 - \frac{h_{0kp} - h_1}{u_b^2/2g} = \left(\frac{r_0}{r_0 + \mu^2(T'_0 + c - h_1)} \right)^2.$$

Извлекаем из правой и левой частей уравнения корень. Правая часть всегда положительна, следовательно, перед радикалом левой части принимаем знак плюс. Решаем полученное уравнение относительно r_0 :

$$\frac{r_0}{h_1} = \frac{\sqrt{1 - \frac{h_{0kp} - h_1}{\mu^2(T'_0 + c - h_1)}}}{1 - \sqrt{1 - \frac{h_{0kp} - h_1}{\mu^2(T'_0 + c - h_1)}}}. \quad (7-34)$$

Критический пьезометрический напор h_{0kp} под водосливной струей, определяющий переход от истечения из водосбросов при незатопленной верхней кромке отверстий к истечению при затопленной верхней кромке, вычисляется по формуле (7-28).

Формула (7-33) дает искомую связь между h_0 и h_k .

Для установления связи h_0 и h_k с глубиной t в отводящем русле составляем уравнение количества движения для отсека $II-tt$ (рис. 7-22) нижнего бьефа [243]:

$$\begin{aligned} \frac{\gamma}{g} \left[\frac{\alpha_1 Q_1^2}{\omega_1} + \frac{\alpha_T Q_T^2}{\omega_T} - \frac{\alpha_t (Q_1 + Q_T)^2}{Bt} \right] &= \gamma \frac{(t + d - e)^2}{2} B - \gamma \frac{t - e + d - a - h_0}{2} dB - \\ &- \gamma \frac{(h_1 - c + \delta)^2}{2} B_0 - \gamma a h_0 B_0 - \gamma \frac{a^2}{2} B_0 - \gamma \frac{(a + h_0)^2}{2} (B - B_0). \end{aligned}$$

* См. также С. М. Слисский и Э. И. Перцова «К расчету пропускной способности затопленных напорных водосбросов», «Гидротехническое строительство», 1967, № 9.

Первые два члена правой части в сумме определяют проекцию сил давления в сечении tt' на наклонный участок водобоя; последний член представляет собой проекцию сил давления на быки, разделяющие блоки или водосбросы.

Обозначив $\beta_0 = B_0/B$, как и ранее (6-52),

$$A = \frac{2}{gB} \left(\frac{\alpha_1 Q_1^2}{\omega_1} + \frac{\alpha_m Q_T^2}{\omega_m} - \frac{\alpha_t (Q_1 + Q_T)^2}{Bt} \right)$$

и имея в виду, что $h_1 - c + \delta = h_1 + \delta_k$, получаем:

$$h_0 = \frac{-(2a-d) + \sqrt{(2a-d)^2 - 4(1-\beta_0)[a^2 - (a-d)d - dt - (t-e)^2 + \beta_0(h_1 + \delta_k)^2 + A]}}{2(1-\beta_0)} \quad (7-35)$$

При значительном затоплении отверстий имеем $\nabla OT \approx \nabla O$ (т. е. при $h_0 = h_1 + \delta_k$), что дает формулу

$$h_0 = \frac{-(2a-d) + \sqrt{(2a-d)^2 - 4[a^2 - (a-d)d - dt - (t-e)^2 + A]}}{2} \quad (7-36)$$

Формула (7-35) применяется при затопленных отверстиях в случае $\nabla HB - \nabla Kp \leq 3(h_{okp} - h_1)$, формула (7-36) — при значительном затоплении отверстий, когда $\nabla HB - \nabla Kp > 3(h_{okp} - h_1)$.

При расчете h_0 по формуле (7-36) для определения глубины затопления δ_k необходимо найти пересечение кривых $h_0 = f(\delta_k)$ [уравнение (7-35)], и $\delta_k = f(h_0)$ [уравнение (7-33)].

Построение кривой $\delta_k = f(h_0)$ производится по номограмме¹, охватывающей диапазон значений μ_d , h_0 , h_1 и δ_k существующих и строящихся ГЭС.

Номограмма приведена на рис. 7-24. Заданными величинами являются $\frac{T'_0 - h_1 + c}{h_0 - h_1}$, $\frac{r_0}{h_1}$ и μ_d , искомой — $\frac{\delta_k}{h_0 - h_1}$. Умножая найденное по номограмме значение $\frac{\delta_k}{h_0 - h_1}$ на $(h_0 - h_1)$ при изменении h_0 в пределах $h_{okp} \leq h_0 \leq HB - Kp$, получаем ряд значений δ_k , по которым строим кривую $\delta_k = f(h_0)$ (рис. 7-25).

Для построения по формуле (7-35) кривой $h_0 = f(\delta_k)$ задаемся значениями δ_k в диапазоне $0 \leq \delta_k \leq HB - Kp$.

При вычислении A в формуле (6-52) расходы водосбросов и турбин определяем, принимая $H_{d.v} = H_t = H_{ct} = VB - HB$, т. е. $Q_v \approx \mu_d \omega_1 \sqrt{2gH_{ct}}$, что определяет A с достаточной точностью.

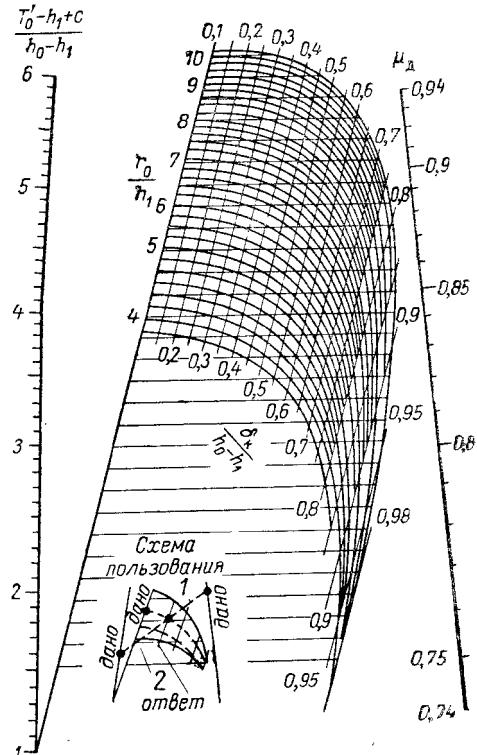


Рис. 7-24. Номограмма для расчета $\frac{\delta_k}{h_0 - h_1}$ [формула (7-33)].

¹ Номограмма построена Л. П. Бородулиной и Э. И. Перцовой.

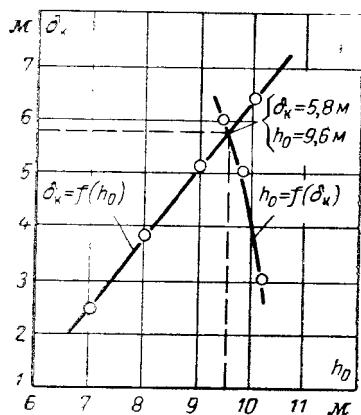


Рис. 7-25. Совместное решение уравнений $h_0 = f(\delta_k)$ и $\delta_k = f(h_0)$ [формулы (7-33) и (7-35)].

Расход турбин находятся по универсальной характеристике.

Найдя точку пересечения кривых $h_0 = f(\delta_k)$ и $\delta_k = f(h_0)$, получаем искомое значение δ_k , по которому вычисляется искомый напор водосброса $H_{\text{д.в}} = \nabla \text{ВБ} - (\nabla B_{\text{kp}} + \delta_k)$ и одновременно величина h_0 , по которой определяется искомый напор турбины $H_t = \nabla \text{ВБ} - (\nabla K_p + h_0)$.

Пример расчета глубины затопления отверстий напорных водосбросов, пьезометрического напора под струей (в выходном сечении отсасывающей трубы), напора и расхода водосбросов и напора турбины (Волжская ГЭС имени XXIII съезда КПСС).

Дано: $\nabla \text{ВБ} = 40,39 \text{ м}$; $\nabla \text{НБ} = 24,28 \text{ м}$; $\nabla B_{\text{kp}} = 15,91 \text{ м}$; $\nabla K_p = 13,51 \text{ м}$; $T_0 = 26,88 \text{ м}$; $h_1 = 2,40 \text{ м}$; $a = 13,51 \text{ м}$; $d = 7,80 \text{ м}$; $t = 16,48 \text{ м}$; $\mu_d = 0,88$; $\omega_m = 254 \text{ м}^2$; $\omega_1 = 41,8 \text{ м}^2$; $\beta = \frac{17,40}{30,0} = 0,58$; $\beta_0 = 21/30 = 0,70$;

$$l_6 = 10,0 \text{ м}; c = 0; e = 0.$$

Вычисляем удельный расход водосбросов при незатопленных отверстиях:

$$q = \mu_d h_1 \sqrt{2g(\nabla \text{ВБ} - \nabla B_{\text{kp}})} = 0,88 \cdot 2,40 \sqrt{2 \cdot 9,81 \cdot 24,48} = 46,2 \text{ м}^3/\text{сек};$$

$$Fr = \frac{q^2}{gh_1^3} = \frac{46,2^2}{9,81 \cdot 2,40^3} = 15,75.$$

По формуле (7-28) при $c = 0$ вычисляем $h_{0\text{кр}}$. Так как $l_6 > h_1$, то принимаем:

$$\beta' = \beta_0 = 0,70; h_{0\text{кр}} = 0,58h_1 \sqrt{2\beta' Fr + 1} = 0,58 \cdot 2,40 \sqrt{2 \cdot 0,70 \cdot 15,75 + 1} = 6,64 \text{ м}.$$

В данном случае $l_6 = 10,0 > h_{0\text{кр}} = 6,64 \text{ м}$, поэтому $t_{\text{кр}}$ рассчитывается по формуле (7-29):

$$t_{\text{кр}} = \sqrt{(13,51 - 7,80)^2 + 2(13,51 - 7,80)6,64 + 0,70 \cdot 2,40^2 + (1 - 0,70)6,64^2 + A} = \sqrt{125,9 + A} = 14,28 \text{ м}.$$

При вычислении A $Q_t = 620 \text{ м}^3/\text{сек}$ (по универсальной характеристике для $H_{\text{ст}} = H_t = 16,11 \text{ м}$). Расход водосброса определяем при незатопленных отверстиях, т. е. при напоре $H_{\text{д.в.}} = \nabla \text{ВБ} - \nabla K_p$

$$Q_s = 0,88 \cdot 41,8 \sqrt{2 \cdot 9,81 (40,39 - 15,91)} = 805 \text{ м}^3/\text{сек};$$

$$A = \frac{2}{9,81 \cdot 30} \left(\frac{620^2}{254} + \frac{805^2}{41,8} - \frac{1425^2}{30 \cdot 12,35} \right) = 78,4 \text{ м}^2.$$

Согласно рекомендаций табл. 6-7 принято $t = a - d + h_{0\text{кр}} = 13,51 - 7,80 + 6,64 = 12,35 \text{ м}$.

Получаем $t_{\text{кр}} = 14,28 < t = 16,48 \text{ м}$, что отвечает затопленной верхней кромке водосбросов; отверстия водосбросов затоплены.

Для уточнения расчета можно повторить расчет, принимая при вычислении A глубину $t = t_{\text{кр}} = 14,28 \text{ м}$. В этом случае получаем $A = 83,5 \text{ м}^2$, $t_{\text{кр}} = 14,4 \text{ м}$. Уточнение лежит в пределах точности расчета.

Определяем, по какой из формул [(7-35) или (7-36)] следует вести расчет пьезометрического напора h_0 .

Имеем $\nabla \text{НБ} - \nabla K_p < 3(h_{0\text{кр}} - h_1)$:

$$24,28 - 13,51 < 3(6,64 - 2,40), \text{ м}; 10,77 < 12,70, \text{ м},$$

т. е. расчет h_0 ведется по формуле (7-35).

Таблица 7-2 А

$\delta_k, м$	$\nabla O = \nabla B_{kp} + \delta_k + c, м$	$H_{\Delta, B} = H_T \approx \nabla B - \nabla O, м^*$	$Q_B, м^3/сек$	$Q_T, м^3/сек$	$A, м^2$	$h_0, м$
3	18,91	21,48	756	600	77,3	10,2
5	20,91	19,48	718	645	69,3	9,8
6	21,91	18,48	700	660	65,8	9,5

*Напор $H_{\Delta, B} = H_T$ задаем для определения Q_B и Q_T при вычислении A .

Таблица 7-2 Б

$h_0, м$	7	8	9	10
$h_0 - h_1, м$	4,60	5,60	6,60	7,60
$\frac{T'_0 - h_1}{h_0 - h_1}$	5,32	4,37	3,71	3,22
$\frac{\delta_k}{h_0 - h_1}$ (по номограмме)	0,45	0,69	0,79	0,84
$\delta_k, м$	2,07	3,86	5,21	6,38

Значение h_0 [формула (7-35)] рассчитывается для δ_k в диапазоне $0 < \delta_k < \nabla HB - \nabla B_{kp} = 24,28 - 15,91 = 8,37 м$. Расчет сводим в табл. 7-2 А.

Значения δ_k определяем с помощью номограммы, принимая изменение h_0 в диапазоне $h_{0 kp} \leq h_0 \leq \nabla HB - \nabla Kp$, т. е. $7 \leq h_0 \leq 11,0$.

Предварительно подсчитываем:

$$\frac{r_0}{h_1} = \frac{17,70}{2,40} = 7,38, \quad T'_0 - h_1 = 26,88 - 2,40 = 24,48 м.$$

Вычисление δ_k сводим в табл. 7-2 Б.

Точка пересечения кривых $h_0 = f(\delta_k)$ и $\delta_k = f(h_0)$ дает искомые $\delta_k = 5,8 м$ и $h_0 = 9,6 м$ (рис. 7-25).

Далее вычисляем $\nabla O = \nabla Kp + \delta$ и $\nabla OT = \nabla Kp + h_0 - c$, по формулам (7-21), (7-25) находим напор и пропускную способность водосбросов и по формуле (2-6') — напор турбины.

На рис. 7-26 сопоставлены расчетные и опытные данные, подтверждающие достоверность полученных зависимостей. Использованы опытные данные П. Е. Ткаченко, полученные на модели турбинного блока Каховской ГЭС, выполненной в масштабе 1 : 32, и наши опытные данные, полученные на модели блока Воткинской ГЭС, выполненной в масштабе 1 : 50. Обе модели имели турбины. Опыты проводились при работающих турбинах.

7-7. РАСЧЕТ ПРОПУСКНОЙ СПОСОБНОСТИ ПОЛУНАПОРНЫХ ВОДОСБРОСОВ

При расчете пропускной способности полунапорных водосбросов важно правильно оценить коэффициент сопротивления напорного участка и действующий напор, по которым этот участок работает.

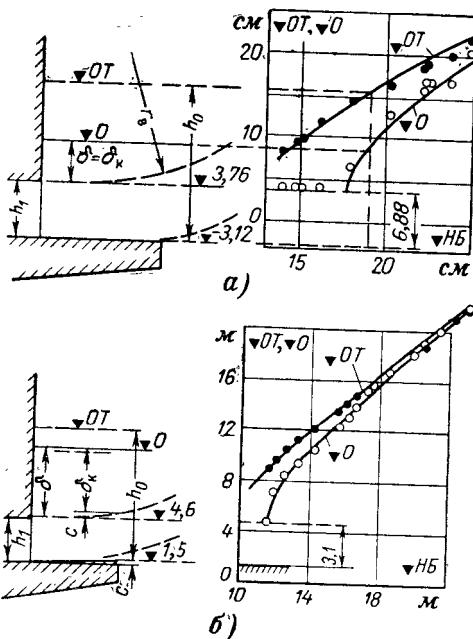


Рис. 7-26. Зависимость ∇_{OT} и ∇_O от уровня нижнего бьефа.

a — модель Каховской ГЭС; *b* — модель Воткинской ГЭС (размеры приведены к натуре); кривые — расчетные данные; точки — опытные.

Когда за напорным участком (рис. 7-27,*b*, *c*), профиль которой отвечает траектории свободного падения (рис. 7-27,*b*), или когда в створе отверстия имеется под струей воздушная полость с атмосферным давлением (рис. 7-27,*c*), уровень удельной потенциальной энергии практически определяется отметкой центра отверстия, поскольку можно принять, что давление в струе в створе отверстия атмосферное.

Если сливная грань перед напорным участком и за ним криволинейна, но не отвечает траектории свободного падения в створе отверстия оказывают влияние нормальные ускорения. Давление под струей может быть и больше и меньше гидростатического в зависимости от радиуса кривизны дна. Используя выражение (6-33) и последующие за ним преобразования, можно получить формулу для определения удельной потенциальной энергии в створе отверстия.

Однако усложнение расчета в целях более точной оценки напора, под действием которого находится напорный участок водосброса, едва ли оправдывается, поскольку погрешность расчета обычно более существенна вследствие приближенности определения коэффициента расхода — суммированием коэффициентов сопротивления.

Действующий напор во всех случаях равен разности уровней удельных энергий: полной — в верхнем бьефе и потенциальной — в выходном стечении напорного участка.

Значение потенциальной энергии в выходном сечении напорного участка, вычисляемое относительно плоскости, проходящей через линию пересечения створа отверстия и дна водовода, зависит от формы сопряжения дна напорного и безнапорного участка водосброса.

При истечении из напорного участка в безнапорный с горизонтальным дном, как это, например, имело место в одном из вариантов здания Новосибирской ГЭС, или с наклонным прямолинейным дном удельная потенциальная энергия относительно указанной плоскости сравнения определяется уровнем свободной поверхности в створе отверстия, т. е. положением его верхней кромки (рис. 7-27,*a*, *b*).

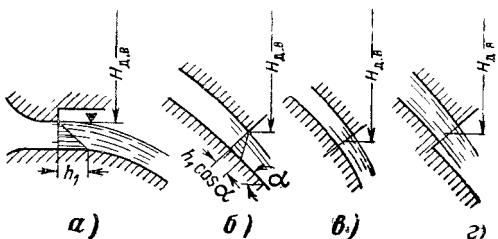


Рис. 7-27. К определению напора полунапорных водосбросов.

a, *b* — при истечении из отверстия на плоскую грань слива; *c* — при профиле слива соответствующему траектории свободного падения; *d* — при атмосферном давлении под струей в створе отверстия.

7-8. ДИФФУЗОРНАЯ КАМЕРА

а) Увеличение пропускной способности водосбросов за счет диффузорной камеры

Возможность увеличения пропускной способности напорных водосбросов путем устройства за водосбросами диффузорной камеры [285] установлена при исследовании в МЭИ моделей турбинных блоков Воткинской и Саратовской гидроэлектростанций¹.

Диффузорная камера (рис. 7-28) представляет собой участок водосброса, с боков ограниченный основными быками, снизу — полкой или перекрытием отсасывающей трубы, а сверху — открытый или полуоткрытый участок (в последнем случае за счет устройства на некоторой его длине козырька). С низовой стороны участок ограничен забральной стенкой.

Ниже забральной стенки образуется отверстие, размеры которого должны обеспечивать безударное и безотрывное (по периметру отверстия) движение струи.

В общем случае камера может выполняться иной формы, обеспечивающей расширение струи (свободно или за счет влияния расходящихся стенок и наклонного днища) на участке от водосбросного отверстия до выходного отверстия камеры.

Действие камеры заключается в снижении за счет диффузорного эффекта уровня свободной поверхности в камере, в результате чего увеличивается действующий напор водосбросов.

Камера образуется устройством низовой забральной стенки, не имеющей козырька или с козырьком, направленным внутрь или наружу камеры (рис. 7-29)². Устройство козырька, т. е. напорного диффузорного участка, уменьшает на этом участке потери энергии и увеличивает диффузорный эффект, что еще больше снижает уровень в камере. Предел понижения уровня в камере определяется динамическим равновесием. Камера с козырьком на всей ее длине становится единым целым с водосбросами, которые превращаются в диффузорные. Пропускная способность диффузорных водосбросов несколько больше, чем водосбросов с диффузорной камерой, имеющей такие же размеры проточной части, как и диффузорный участок водосбросов. Однако это не исключает применения диффузорной камеры, поскольку напорные водосбросы с такой камерой и турбинный блок имеют некоторые конструктивные преимущества, в частности требуются меньшие размеры затворов для водосбросных отверстий и создаются благоприятные условия для размещения подъемных механизмов этих затворов, что позволяет уменьшить длину турбинного блока.

Обязательным условием эффективной работы камеры является приданье ей надлежащих размеров и правильный выбор высотного положения нижней кромки забральной стенки.

б) Экспериментальная проверка действия диффузорной камеры

Проверка действия диффузорной камеры проведена в МЭИ на моделях турбинных блоков Воткинской и Саратовской ГЭС (в масштабе 1 : 50). Часть опытов была поставлена применительно к Чебоксарской ГЭС.

¹ С. М. Слисский и А. В. Кузнецов, Способ и устройство для повышения пропускной способности напорных затопленных водосбросных систем, Авторское свидетельство № 113144, «Бюллетень изобретений», 1958, № 5.

² И. И. Тайчер и В. И. Станкевич, Применение сборного железобетона в гидротехническом строительстве, «Гидротехническое строительство», 1953, № 7.

Рис. 7-28. Схемы диффузорных камер, исследованные в МЭИ.

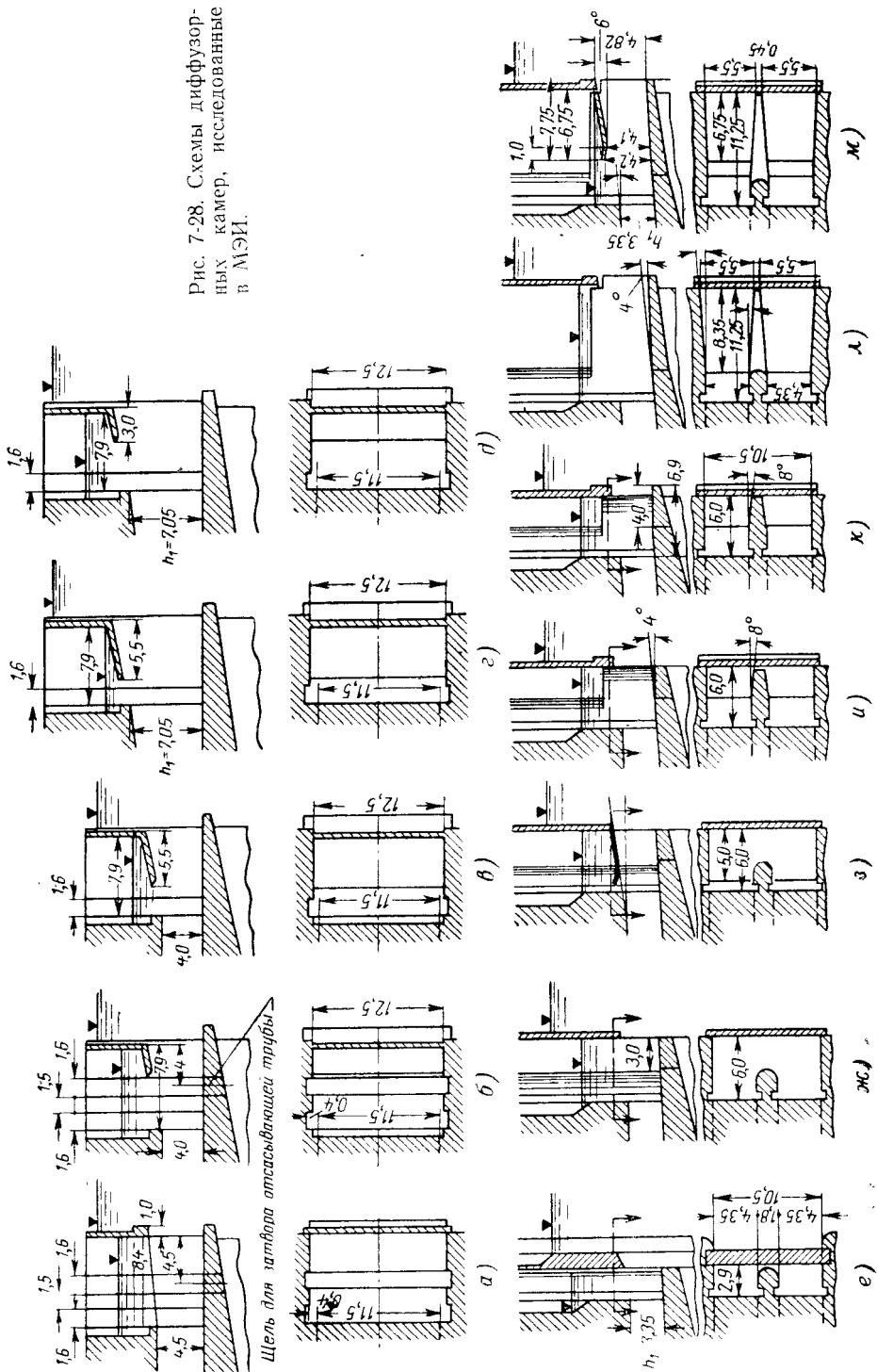


Таблица 7-3

Увеличение напора водосбросов за счет диффузорной камеры (% от напора при отсутствии камеры) при высоте отверстий водосбросов 3,35—4,0 м

Камера	Длина камеры, м					
	2,9	4,1	6,0	7,9	8,4	11,25
Без козырька	14,2	25,3	28,6	—	30,5	31,8
С козырьком	—	—	30,7	53,7	—	60,2

На рис. 7-30 виден уровень воды внутри камеры и (за прозрачной стенкой) уровень в нижнем бьефе за камерой. Одно деление рейки соответствует 1 м натуры.

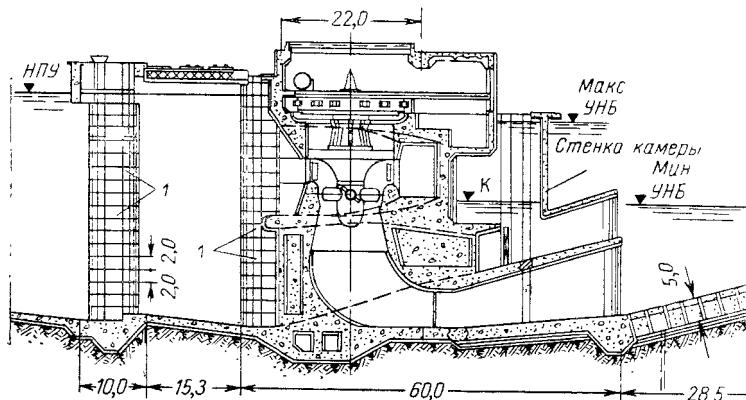


Рис. 7-29. Здание ГЭС с диффузорной камерой, имеющей козырек, направленный в сторону нижнего бьефа (проектные проработки Гидропроекта).

1 — сборные элементы.

Исследовалась работа диффузорных камер без козырьков и с козырьком, с промежуточным быком в камере и без него, без щели в днище камеры для пропуска затвора отсасывающей трубы и со щелью, расширяющейся в плане и постоянной ширины. Испытано было более 15 камер длиной от 2,9 до 11,25 м (размеры натуры), с высотой выходных отверстий 3,35, 4,0, 4,5 и 7,05 м, с длиной козырька 2,5, 3,0, 5,5 и 7,75 м, с углом наклона козырька к горизонту от 0 до 20°.

На модели турбинного блока Воткинской ГЭС исследовались схемы рис. 7-28,е—м, на модели Саратовской ГЭС — схемы рис. 7-28,а—д. Данные об увеличении напора при использовании диффузорной камеры приведены в табл. 7-3.

Увеличение напора на 60,2% не является предельным, поскольку размеры и формы исследованных камер не были оптимальными.

Из опытов следует, что диффузорная камера обеспечивает повышение действующего напора водосбросов и их

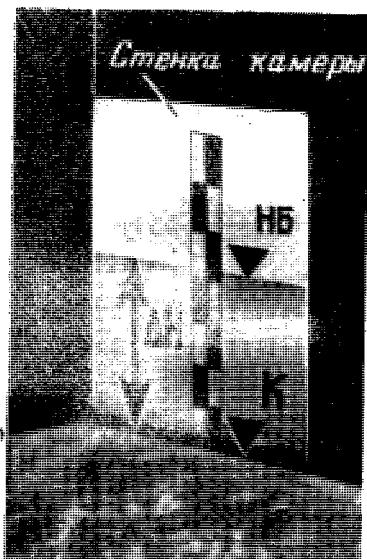


Рис. 7-30. Вид диффузорной камеры со стороны водосброса (модель турбинного блока Воткинской ГЭС совмещенного варианта). Стенка выполнена из органического стекла.

▼НВ — уровень воды при выходе из камеры; ▼К — уровень воды в камере; ΔН — увеличение напора водосбросов за счет камеры.

пропускной способности. Оптимальное высотное положение нижней кромки забральной стенки от уровня нижнего бьефа не зависит. Уровень в камере устойчив.

в) Гидравлический расчет диффузорной камеры

Для гидравлического расчета диффузорной камеры используем уравнение количества движения для отсека, выделенного внутренней поверхностью камеры и сечениями I—I и II—II (рис. 7-31).

Принимаем, что давление в сечении I—I, и на боковые стенки выше транзитной струи распределяется по гидростатическому закону.

Давление на дно камеры отвечает пьезометрической линии, которую схематически можно представить прямой, соединяющей уровень нижнего бьефа за камерой и в сечении I—I'.

Давление на боковые стенки в пределах транзитной струи изменяется по линейному закону от давления над струей, определяемого уровнем ∇K в камере, до давления на дно в данном сечении.

Давление в сечении II—II у верхней кромки отверстия камеры равно глубине ее погружения под уровень нижнего бьефа за стенкой, у нижней кромки оно определяется пьезометрическим напором h_0 под струей, отсчитываемым от поверхности полки в сечении II—II.

Эпюра давления здесь расчленяется на две составляющие: гидростатическую и добавочную части.

При наличии козырька в расчетной схеме учитываются эпюры давления на верхнюю и нижнюю поверхности козырька (рис. 7-32). Давление на верхнюю границу определяем уровнем свободной поверхности в сечении I—I. Давление на нижнюю поверхность принимаем, исходя из линейного распределения давления по длине козырька. В сечении O—O оно определяется глубиной погружения кромки козырька под уровень в сечении I—I, а в сечении II—II глубиной погружения верхней кромки отверстия под уровень свободной поверхности за камерой.

Рис. 7-31. Расчетная схема диффузорной камеры.

a — продольное сечение; *b* — план камеры с коротким промежуточным быком, без расширения в плане; *c* — то же с длинным быком и расширением в плане; *d* — объемная эпюра давления на вертикальную проекцию стенок камеры, расширяющейся в плане. *I* — линия давления на дно камеры.

Как следует из экспериментальной схемы, она близка к действительности.

¹ С. М. Слисский, Вопросы гидравлики нижнего бьефа гидроэлектростанций. Автореферат диссертации на соискание ученой степени доктора техн. наук, МЭИ, 1962.

Рассмотрим камеру без козырька с дном, имеющим обратный уклон, с постоянной шириной в плане с коротким промежуточным быком (рис. 7-31, б) или расширяющуюся в плане без промежуточного короткого быка (рис. 7-31, в). Получаем уравнение количества движения в проекциях на горизонтальную ось

$$\frac{\alpha_{02}Q^2}{g\epsilon h_1\eta b} - \frac{\alpha_{01}Q^2}{gh_1b} = \frac{h_k^2}{2} B_0 - \frac{(h_k - c)^2}{2} B_0 + \frac{(1 + \epsilon)h_1(\eta - 1)b}{2 \cdot 3} \Delta H -$$

$$-\frac{h_h - c + h_k}{2} c B_0 - \Delta H \epsilon h_1 B_0 - \frac{h_0 - h_h + c}{2} \epsilon h_1 B_0,$$

где α_{01} , α_{02} — коэффициенты количества движения. Остальные обозначения ясны из рис. 7-31.

Первый и второй члены правой части выражают проекцию на ось x сил, действующих в сечениях I—I, II—II и на стенки камеры, определяющихся исходя из гидростатического закона и отвечающих уровню ∇K в камере.

Третий член определяет проекцию сил давления (сверх гидростатических) на стенки камеры (рис. 7-31, г) в пределах транзитной струи, четвертый — проекцию силы давления на днище камеры (его ширина принимается равной B_0), пятый член — силы давления в отвер-

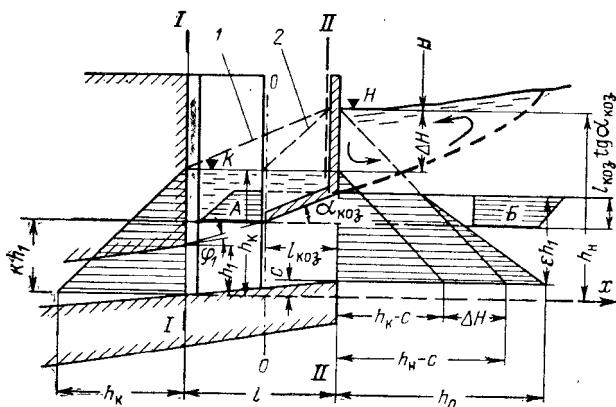


Рис. 7-32. Расчетная схема диффузорной камеры с козырьком.

1 — линия давления на дно камеры; 2 — то же на нижнюю поверхность козырька.

стии камеры, определяющейся разностью уровней ΔH за камерой и в камере, последний член — силы давления (сверх гидростатического), появляющейся вследствие того, что в створе уступа пьезометрический напор h_0 под струей больше глубины h_h .

Имея в виду, что $h_k = h_h - \Delta H$ и $Q = qb$, обозначая $\beta_0 = b/B_0$ и деля составленное уравнение на $h_1 B_0$, получаем:

$$\frac{\alpha_{01}\beta_0 q^2}{g h_1} \left(\frac{\alpha_{02}}{\alpha_{01}\epsilon\eta} - 1 \right) = \frac{(h_h - \Delta H)c}{h_1} - \frac{c^2}{2 h_1} +$$

$$+ \frac{(1 + \epsilon)(\eta - 1)\beta_0}{6} \Delta H - \frac{2h_h - c - \Delta H}{2h_1} c - \epsilon \Delta H - \frac{h_0 - h_h + c}{2} \epsilon.$$

Выражая удельный расход q через действующий напор $H + \Delta H$: $q = \mu_d h_1 \sqrt{2g(H + \Delta H)}$, получаем формулу

$$\frac{\Delta H}{H} = \frac{2\alpha_{01}\beta_0 \mu_d^2 \left(1 - \frac{\alpha_2}{\alpha_{01}\varepsilon\eta}\right) - \frac{h_0 - h_n + c}{2H}}{\varepsilon - 2\alpha_{01}\beta_0 \mu_d^2 \left(1 - \frac{\alpha_{02}}{\alpha_{01}\varepsilon\eta}\right) + \frac{c}{2h_1} - \frac{(1-\varepsilon)(\eta-1)}{6} \beta_0}, \quad (7-37)$$

по которой можно определить увеличение напора H за счет диффузорной камеры без козырька.

При выводе формулы мы пренебрегли наличием в камере стоячей волны, оказывающей некоторое дополнительное давление на низовую стенку камеры, поскольку дополнительная сила, образующаяся за счет волны, незначительна.

При наличии козырька приходится учитывать дополнительно проекции реакций сил давления на козырек со стороны камеры (эпюра A на рис. 7-32) и со стороны нижнего бьефа (эпюра B). Формула принимает следующий вид:

$$\frac{\Delta H}{H} = \frac{2\alpha_{01}\beta_0 \mu_d^2 \left(1 - \frac{\alpha_{02}}{\alpha_{01}\varepsilon\eta}\right) - \frac{h_0 - h_n + c}{2H} \varepsilon + \frac{f(R_1)}{h_1 B_0 H} - \frac{f(R_2)}{h_1 B_0 H}}{\varepsilon - 2\alpha_{01}\beta_0 \mu_d^2 \left(1 - \frac{\alpha_{02}}{\alpha_{01}\varepsilon\eta}\right) + \frac{c}{2h_1} - \frac{(1+\varepsilon)(1-\eta)}{6} \beta_0 - \frac{2b_0 l_{k0z} \operatorname{tg} \alpha_{k0z}}{3h_1 B_0}}, \quad (7-38)$$

$$f(R_1) = \frac{1}{3} \left[(h_n - c - \varepsilon h_1) B_0 + (h_n - c - kh_1) b_0 + V(h_n - c - \varepsilon h_1)(h_n - c - kh_1 - \Delta H) B b_0 \right] l_{k0z} \operatorname{tg} \alpha_{k0z}, \quad (7-39)$$

где b_0 — ширина козырька по его входной кромке.

При затопленной поверхности козырька внутри камеры (рис. 7-32) т. е. при $\Delta H < h_n - c - \varepsilon h_1$, следует принимать:

$$f(R_2) = - \left[h_n - c - (k + \varepsilon) \frac{h_1}{2} \right] b_0 l_{k0z} \operatorname{tg} \alpha_{k0z}, \quad (7-40)$$

а при незатопленной поверхности, т. е. при $\Delta H > h_n - c - \varepsilon h_1$

$$f(R_2) = - \frac{(h_n - c - \varepsilon h_1 - \Delta H)^2}{2} b_0. \quad (7-40')$$

В полученных формулах kh_1 — превышение входной кромки козырька над порогом отверстия водосбросов (на рис. 7-32 — над осью x), выраженное через высоту отверстия h_1 . Формулы получены для камеры, имеющей полку с обратным уклоном. При горизонтальной полке следует принимать $c=0$, при полке с прямым уклоном в формулах следует перед c изменить знак с минуса на плюс.

Выражения (7-39) и (7-40') содержат искомую величину ΔH . Поэтому расчет камеры с козырьком следует вести, первоначально приняв $\Delta H=0$. При значительном затоплении отверстия камеры $h_0 \rightarrow (h_n - c)$, что позволяет пренебречь влиянием h_0 ; в формулах (7-37), (7-38) второй член в числителе следует принять равным нулю. Если влияние h_0 учитывается, то h_0 приходится опреде-

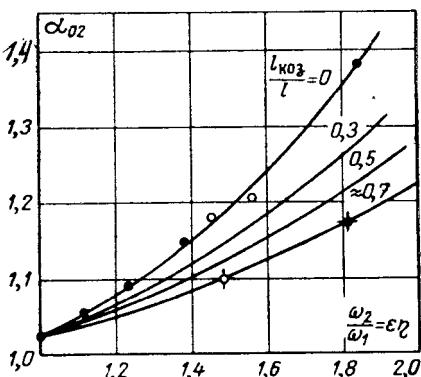


Рис. 7-33. Изменение коэффициента количества движения в выходном сечении камеры в зависимости от отношения площадей отверстий камеры.

лять из расчета эжекции, ведя расчет путем последовательных приближений.

Коэффициент a_{01} для выходного отверстия водосбросов может быть принят равным 1,02, для выходного отверстия камеры значение a_{02} можно найти по графику рис. 7-33 в зависимости от отношения площадей отверстия камеры и водосбросов, равного $\varepsilon\eta = \omega_2/\omega_1$. Во избежание преувеличения значений $\Delta H/H$ и $\Delta Q/Q$ следует a_{02} , найденный по графику, увеличивать в 1,02 раза.

Отношение расходов, пропускаемых напорным водосбросом при наличии и отсутствии камеры, равно:

$$\frac{Q + \Delta Q}{Q} = \sqrt{\frac{H + \Delta H}{H}}.$$

Следовательно, относительное увеличение расхода за счет напора составляет:

$$\frac{\Delta Q}{Q} = \sqrt{1 + \frac{\Delta H}{H}} - 1. \quad (7-41)$$

Достоверность расчетных формул проверена нами при исследова-

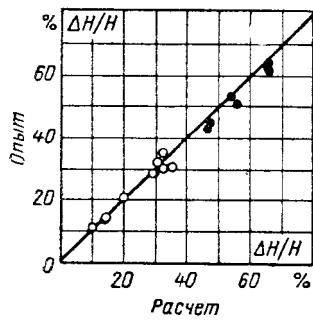


Рис. 7-34. Сопоставление экспериментальных и расчетных значений эффективности диффузорной камеры. О — камера без козырька; ● — камера с козырьком.

ния десяти камер без козырька и семи — с козырьком (рис. 7-28). Точность расчета вполне отвечает требованиям практики (рис. 7-34).

При конструировании диффузорной камеры важно правильно назначить положение нижней кромки забральной стенки или козырька. Отклонение ее вверх или вниз от оптимальной отметки ведет к снижению эффективности камеры.

На рис. 7-35 представлены экспериментальные кривые $\nabla K = f(\nabla H_B)$ и $Q = f(\nabla \text{кромки})$ для камеры e на рис. 7-28. Кривые соответствуют постоянному уровню верхнего бьефа и трем различным уровням нижнего бьефа.

Положение кромки, отвечающее оптимальным значениям $\Delta H/H$ и $\Delta Q/Q$, определяется по рассматриваемым кривым весьма четко. Видно, что уровень нижнего бьефа (а следовательно, и напор) на оптимальную отметку нижней кромки не влияет, что весьма важно.

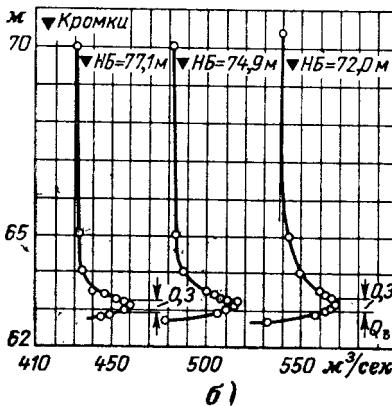
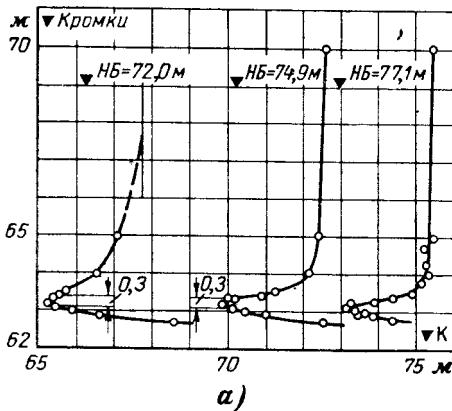


Рис. 7-35. Изменение уровня в камере ∇K (длиной 2,9 м, без козырька) и пропускной способности напорных водосбросов в зависимости от отметки нижней кромки забральной стенки при различных уровнях нижнего бьефа.

$a - \nabla K = f(\nabla H_B)$; $b - Q_b = f(\nabla \text{кромки})$.

Для различных диффузорных камер были определены φ_1 — угол расширения транзитной струи вверх и φ_0 — центральный угол расширения транзитной струи в вертикальной плоскости, отвечающие оптимальному высотному положению забральной стенки. Оказалось, что угол φ_1 равен $6\text{--}9^\circ$, центральный угол расширения струи φ_0 может быть от 7 до 10° . Рекомендуется принимать $\varphi_0 = \varphi_1 + \varphi_2 = 8^\circ$.

Значения углов φ_1 и φ_2 зависят от наклона днища камеры, степени диффузорности камеры в плане, от ее длины. Установить соответствующие зависимости пока не удалось. Для ориентировочных расчетов можно принимать центральный угол расширения транзитной струи по высоте равным 8° .

Угол наклона днища камеры φ_2 в опытах не превышал $2^\circ 30'$, поэтому, принимая $\varphi_0 = 8^\circ$, при расчетах не следует задавать φ_2 большим $2^\circ 30'$.

Центральный угол диффузорности камеры в плане $\varphi_3 + \varphi_4$ может быть также принят равным 8° .

Зная углы φ , находим значения ε и η .

Для камеры, изображенной на рис. 7-36,

$$\varepsilon = 1 + \frac{l}{h_1} (\operatorname{tg} \varphi_1 + \operatorname{tg} \varphi_2), \quad (7-42)$$

где φ_1 — угол между плоскостью потолка водосбросов и линией, соединяющей верхнюю кромку водосбросных отверстий с нижней кромкой забральной стенки (угол расширения струи вверх), φ_2 — угол наклона дна камеры относительно дна водосброса.

Для схемы на рис. 7-31, б

$$\eta = 1 + n \frac{l_1}{b} \operatorname{tg} \varphi_3; \quad (7-43)$$

для схемы на рис. 7-31, в

$$\eta = 1 + n \frac{l}{b} (\operatorname{tg} \varphi_3 + \operatorname{tg} \varphi_4). \quad (7-43')$$

В данном случае $n=2$ есть число отверстий, приходящихся на расчетную ширину b .

На модели оптимальное положение кромки определено с точностью порядка $\pm 1 \text{ mm}$, чему в натуре соответствует $\pm 0,05 \text{ m}$. Но практически отметка кромки, отвечающая оптимуму $\Delta H/H$ и $\Delta Q/Q$, может назначаться с меньшей точностью, поскольку изменение в некоторых пределах высотного положения кромки в оптимуме оказывается на величине $\Delta H/H$ и $\Delta Q/Q$ незначительно. Пределы возможного положения нижней кромки забральной стенки с удлинением камеры расширяются. Так, для камеры длиной $2,9 \text{ m}$ возможное положение кромки забральной стенки в оптимуме может изменяться без ущерба для $\Delta H/H$ и $\Delta Q/Q$ в пределах $\pm 0,15 \text{ m}$. Для камеры длиной $11,25 \text{ m}$ этот предел возрастает до $\pm 0,35 \text{ m}$.

Угол наклона козырька диффузорной камеры можно назначить по следующим данным проведенных исследований.

В зависимости от длины козырька $l_{\text{коз}}$ можно рекомендовать $\alpha_{\text{коз}}$:

при $l_{\text{коз}}^* = 4,8 \text{ kh}_1 \quad \alpha_{\text{коз}} = 10^\circ$;

при $l_{\text{коз}} = 3,6 \text{ kh}_1 \quad \alpha_{\text{коз}} = 13^\circ$;

при $l_{\text{коз}} = 0,6 \text{ kh}_1 \quad \alpha_{\text{коз}} = 15^\circ$.

Принятие большего угла наклона козырька может привести к отрыву струи от поверхности козырька, что снижает эффективность работы камеры по сравнению с расчетной.

Рекомендуемые допустимые значения угла наклона козырька отвечают случаю горизонтального днища камеры. При наклонном днище при-

Веденные значения $\alpha_{\text{коz}}$ следует рассматривать как величину центрального угла напорного участка камеры и назначать наклон козырька с учетом угла наклона днища камеры.

Пример расчета диффузорной камеры. На рис. 7-36 изображена низовая часть турбинного блока совмещенной ГЭС с диффузорной камерой.

Ширина блока $B=30,0 \text{ м}$, высота отверстий $h_1=3,35 \text{ м}$, ширина в свету отверстий одного водосброса $2 \cdot 4,35=8,70 \text{ м}$, ширина промежуточного быка в водосбросных отверстиях $1,8 \text{ м}$. Коэффициент расхода $\mu_d=0,92$. Дно и потолок водосбросов на выходе горизонтальные.

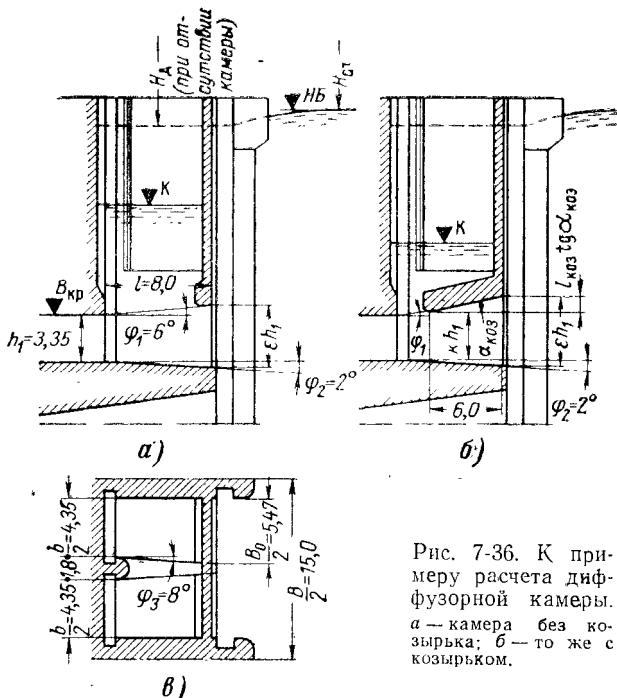


Рис. 7-36. К примеру расчета диффузорной камеры.
а — камера без козырька; б — то же с козырьком.

Рассчитать увеличение пропускной способности напорных водосбросов за счет применения диффузорной камеры длиной $l=8,0 \text{ м}$ без козырька и с козырьком; дно камеры имеет прямой уклон.

Камера без козырька (рис. 7-36, а). 1) Назначаем размеры камеры. Принимаем $\varphi_2=2^\circ$, $\operatorname{tg} \varphi_2=0,035$, $c=l \operatorname{tg} \varphi_2=8,00 \cdot 0,035=0,28 \text{ м}$.

При центральном угле расширения струи в вертикальной плоскости (отвечающем оптимальному высотному положению забральной стенки) $\varphi_0=8^\circ$ получаем $\varphi_1=\varphi_0-\varphi_2=8-2=6^\circ$, $\operatorname{tg} \varphi_1=0,105$.

При длине камеры $l=8 \text{ м}$ относительная высота ее выходного отверстия:

$$\epsilon = 1 + \frac{l}{h_1} (\operatorname{tg} \varphi_1 + \operatorname{tg} \varphi_2) = 1 + \frac{8}{3,35} (0,105 + 0,035) = 1,33.$$

Диффузорность камеры в плане обеспечивается за счет сужающегося удлиненного промежуточного быка водосбросных отверстий ($\varphi_4=0^\circ$, $\varphi_3=8^\circ$, $\operatorname{tg} \varphi_3=0,141$):

$$\eta = 1 + n \frac{l}{b} (\operatorname{tg} \varphi_3 + \operatorname{tg} \varphi_4) = 1 + 2 \cdot \frac{8}{8,70} \cdot 0,141 = 1,26;$$

$$B_0 = \eta b = 1,26 \cdot 8,70 = 10,94 \text{ м}; \quad \beta_0 = \frac{b}{B_0} = \frac{8,70}{10,94} = 0,795.$$

2) Относительное увеличение напора водосбросов. По формуле (7-37), пренебрегая влиянием h_0 (т. е. опуская последний член числителя) и учитывая, что дно камеры имеет прямой уклон (что требует изменения в формуле знака перед c), получаем:

$$\frac{\Delta H}{H} = \frac{2\alpha_{01}\beta_0 \mu_d^2 \left(1 - \frac{\alpha_{02}}{\alpha_{01}\epsilon\eta}\right)}{\epsilon - 2\alpha_{01}\beta_0 \mu_d^2 \left(1 - \frac{\alpha_{02}}{\alpha_{01}\epsilon\eta}\right) + \frac{c}{2h_1} - \frac{(1+\epsilon)(\eta-1)}{6} \beta_0} = \frac{2 \cdot 1,02 \cdot 0,795 \cdot 0,92^2 \times}{1,334 - 2 \cdot 1,02 \times} \dots \rightarrow$$

$$\leftarrow \dots \frac{\times \left(1 - \frac{1,31}{1,02 \cdot 1,68}\right)}{\times 0,795 \cdot 0,92^2 \left(1 - \frac{1,31}{1,02 \cdot 1,68}\right) + \frac{(-0,28)}{2 \cdot 3,35} - \frac{(1+1,33) \cdot (1,26-1)}{6} \cdot 0,795} = 0,364,$$

т. е. напор увеличивается на 36,4%.

Коэффициент α_{02} найден по графику на рис. 7-33: при $\epsilon\eta = 1,33 \cdot 1,26 = 1,68$ получаем $\alpha_{02} = 1,28$ или после введения коэффициента запаса 1,02 имеем $\alpha_2 = 1,02 \cdot 1,28 = 1,31$.

3) Увеличение расхода составляет:

$$\frac{\Delta Q}{Q} = \sqrt{1 + 0,364} - 1 = 0,17.$$

Камера с козырьком. Расчет производится в той же последовательности, как и расчет камеры без козырька, но с использованием формул (7-38) и (7-39). Из расчета получаем: $\Delta H/H = 0,80$, $\Delta Q/Q = 0,32$.

Как это следует из формул и из опытов, глубина затопления отверстия камеры практически не влияет на значения $\Delta H/H$ и $\Delta Q/Q$, но, естественно, применение камеры целесообразно лишь при затопленном ее отверстии. Следовательно, при заданном уровне нижнего бьефа должен производиться расчет, устанавливающий затоплено ли отверстие камеры, по тем же формулам, что и расчет затопления отверстий напорных водосбросов (§ 7-5) при расходе $Q + \Delta Q$.

7-9. РАСЧЕТ ДАВЛЕНИЯ И СКОРОСТЕЙ В СЕЧЕНИИ НА ПОВОРОТЕ НАПОРНЫХ ВОДОВОДОВ

а) Краткий обзор существующих способов расчета

Напорным водосбросам совмещенных ГЭС, пропускающим потоки с большими скоростями, необходимо придавать такие внутренние очертания, при которых давление на поверхностях не снижалось бы ниже некоторого предельного значения, обеспечивающего отсутствие кавитации или ограничение ее во времени. В связи с этим требуется производить расчет распределения давления и скоростей в сечениях водосбросов, в том числе на криволинейных участках.

Расчету скоростей и давлений в сечении на повороте прямоугольных напорных водоводов посвящен ряд работ. Они могут быть разделены на две группы¹. Решения первой группы, куда могут быть отнесены работы А. К. Ананяна [15], С. Камияма [327], Н. А. Слезкина [237] и ряд других, выполнены методами гидромеханики. Будучи математически сложными, они в большинстве своем не доведены до инженерного решения или требуют большой вычислительной работы, не оправдывающейся требуемой точностью. Вторая группа объединяет инженерные решения, позволяющие использовать их на практике без сложных математических операций. Имеется также большое число экспериментальных работ, из которых выделим особенно интересную работу Г. Ниппера [339], детально исследовавшего поток на повороте в напорном водоводе прямоугольного и круглого сечений. Интересные экспериментальные данные можно найти в работах [2] и [30].

¹ Полностью опускаем здесь работы, посвященные ламинарному и безнапорному потокам на повороте.

В работах второй группы — И. М. Нелидова [337], А. Я. Миловича¹, Лю Да-мина [158] рассматривается водовод постоянной площади, очерченный по дугам окружности с общим центром кривизны. Исходя из «закона площадей» авторы пришли к решениям, отличающимся друг от друга из-за некоторой незначительной разницы в исходных допущениях.

Сам по себе закон площадей ($vR=C$) получается при рассмотрении потенциального потока. Согласно этому закону скорость изменяет-ся поперек потока по гиперболе.

В. И. Туманян при выводе формулы принимает, что как скорости, так и скоростные напоры по сечению изменяются пропорционально отношению радиусов струек [277, стр. 17, 18]. Но первое предположение отвечает закону $vR=C$, а второе $v\sqrt{R}=C$, что строго говоря, не совместимо. Исходя из первого предположения, ею рассчитывается распределение скоростей по сечению, и их второго — распределение давления. В некоторых из полученных ею формул (для определения «средней величины давления в целом потоке» (?)) не соблюдены размерности [277, формулы (24-24')].

В. И. Туманян полагает, что потери напора по длине водовода можно исчислять для каждой элементарной струйки отдельно, принимая их изменяющимися по сечению пропорционально отношению радиусов осевой и рассматриваемой струек.

Из предположения, что $v\sqrt{R}=C$, исходит С. И. Кеберле [121], получивший следующую формулу распределения скоростей в сечении на повороте:

$$u = \frac{Q}{b V_r (\sqrt{R_2} - \sqrt{R_1})}, \quad (7-44)$$

где b — ширина прямоугольного водовода, r — радиус кривой, на которой лежит рассматриваемая точка сечения.

Т. В. Иванова и А. С. Казимирович [107] предложили решения для расчета давлений на повороте сифона с радиусами кривизны стенок, имеющими общий центр. Решение основано на уравнении Эйлера в цилиндрических координатах. Как отмечают сами авторы, решение не дает результатов, строго соответствующих натуре.

Способ расчета давлений на повороте сифона, основанный на явно ошибочных представлениях², дан Т. В. Ивановой [106].

В. Т. Орлов³ для плоского потока получает линии токов методом ЭГДА. Среднее давление в сечении определяется обычным гидравлическим расчетом, а давление в любой точке сечения находится введением в расчет нормальных ускорений, обусловленных искривлением линий токов. Для определения радиусов кривизны линий токов используется формула кривизны, для чего первая и вторая производные скорости по длине дуги линии тока находятся с помощью метода сеток. Наличие линий токов позволяет построить эпюры скоростей, разумеется, без учета влияния вязкости.

Г. В. Симаков [224] определяет предельный максимальный расход сифона, допустимый при известной кривизне его потолка и гребня, исходя из условия ограничения вакуума в любой точке сечения.

Все рассмотренные выше способы расчета получены для водовода с концентрическими стенками. Но на совмещенных ГЭС применяются также напорные водосбросы с поверхностями, имеющими несовпадаю-

¹ Решение А. Я. Миловича приведено в работе [71].

² Утверждается, например, что «так как сифон располагается не в горизонтальных, а в вертикальных плоскостях, где на величины давления оказывает вес воды, то закон площадей $vR=C$ неприменим».

³ В. Т. Орлов, Плоское движение жидкости на повороте напорного водовода, Труды ЛПИ, № 289, 1967.

щие центры кривизны, или даже водоводы, у которых одна из поверхностей имеет бесконечный радиус кривизны, как это имеет место у напорных водосбросов Волжской ГЭС имени XXII съезда КПСС (в ключевом сечении одна из стенок водосброса плоская) или у напорных водосбросов Асуанской гидроэлектростанции (плоское дно на участке поворота водовода в вертикальной плоскости).

Зависимости для расчета давления в сечении с поверхностями, имеющими несовпадающие центры кривизны, предлагает Г. В. Васильченко [61, 62]. Исходя из выражения центробежной силы элементарного объема струйки и задавая линейное изменение радиусов кривизны по сечению, располагая центры кривизны на прямой, он приходит к зависимостям, позволяющим определить радиус кривизны линии тока, отвечающей средней скорости, скорость в любой точке сечения водовода, разность давлений на противоположные поверхности.

В приведенных Г. В. Васильченко сопоставлениях расчетных и полученных опытом линий давления на стенки напорных водосбросов показано, что ошибка в величине давления, найденного расчетом, не превышает 7%.

Формулы Г. В. Васильченко не могут быть использованы в случае, когда одна поверхность водовода криволинейна, а другая — плоская.

Расчет давлений и скоростей в ключевом сечении конфузорных или диффузорных водосбросов дан А. М. Прудовским и В. Г. Вереземским [207]. Задавшись линейным и гиперболическим законами распределения по сечению радиусов кривизны струек, подставив выражения радиусов кривизны в уравнение движения потока на повороте, они получили две формулы скоростей в ключевом сечении водосброса. Формула, полученная из линейного закона распределения радиусов кривизны, дает лучшее совпадение с опытными данными для несимметричных водосбросов, а из гиперболического закона — для симметричных. Полученные формулы содержат интегралы, не выражаются элементарными функциями, что требует при расчете применения численного интегрирования.

Для упрощения расчета приведены графики распределения скоростей по сечению.

Определение давления на стенки водосброса по А. М. Прудовскому и В. Г. Вереземскому производится при помощи так называемого коэффициента давления, который выражается, как и при расчете давления на оголовке водоприемника, формулой (4-12). Для исследованных авторами водосбросов в рассматриваемой работе даны графики распределения скоростей по сечению и поля давлений для криволинейной стенки и вута в районе ключевого сечения. Метод расчета, предлагаемый в данной работе, позволяет в сходственных случаях произвести достаточно надежные расчеты давления и скоростей в ключевых сечениях симметричных и несимметричных напорных водосбросов.

б) Расчет давления в сечении на повороте

Получим формулы, позволяющие рассчитывать изменение скоростей и давления в сечении на повороте, по которым можно вести расчет при конечных радиусах кривизны и в случае, если один из радиусов бесконечно велик, т. е. одна из стенок прямолинейна. Первонациально рассматриваем поворот при конечных значениях радиуса кривизны стенок (рис. 7-37).

Рассматриваем плоскопараллельный поток в изогнутом водоводе с различными радиусами кривизны стенок. Отношение h/R_1 , где h — высота сечения, R_1 — внутренний (меньший) радиус стенки водосброса, должно быть меньше некоторого определенного значения, при котором

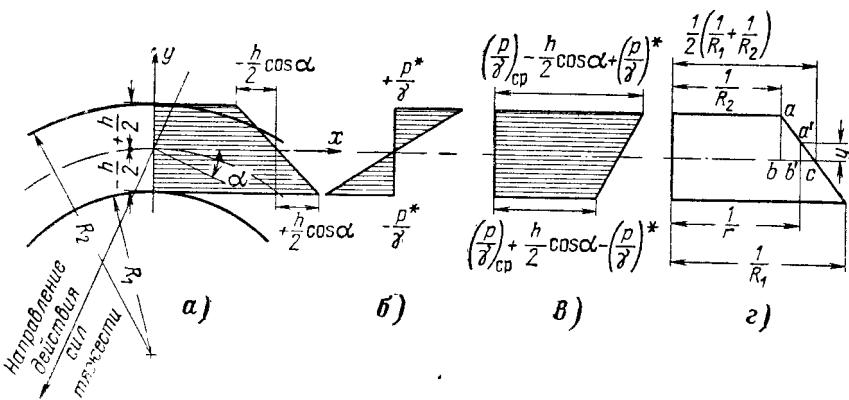


Рис. 7-37. К расчету давления на повороте.

a — гидростатическая составляющая давления; *b* — то же кинетическая; *c* — полное давление; *d* — принятное изменение по сечениюм кривизны струек.

наблюдается отрыв потока от стенки. Степень диффузорности участка водовода также ограничиваем условием сохранения безотрывного течения. Силой трения пренебрегаем.

Из уравнения Эйлера:

$$\frac{du_y}{dt} = y - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y}. \quad (7-45)$$

Направив ось y в направлении от центра кривизны (в общем случае под некоторым углом α к вертикали), получаем:

$$\frac{du_y}{dt} = -g \cos \alpha - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y}. \quad (7-46)$$

Исходя из условия

$$y \cos \alpha + \frac{p}{\gamma} + \frac{u_x^2}{2g} = \text{const},$$

имеем после дифференцирования этого выражения:

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} = -g \cos \alpha - u_x \frac{\partial u_x}{\partial y}. \quad (7-47)$$

Подставив выражение (7-47) в уравнение (7-46), получаем:

$$\frac{du_y}{dt} = u_x \frac{\partial u_x}{\partial y}. \quad (7-48)$$

Поскольку рассматривается равномерное криволинейное движение, то $du_y/dt = -u_x^2/r$:

$$-\frac{u_x^2}{r} = u_x \frac{\partial u_x}{\partial y} \quad (7-49)$$

и

$$\frac{du_x}{u_x} = -\frac{dy}{r}. \quad (7-50)$$

Решение этого уравнения дает формулу скорости в сечении криволинейного участка напорного водосброса: $u_x = f(y)$.

Имея формулу скорости, получаем выражение эпюры давления.

Следуя Л. Прандтлю [202, стр. 61], разложим давление на два слагаемых p' и p^* , из которых p' является гидростатической составляющей, т. е. величиной, отвечающей гидростатическому закону распределения давления, а p^* — кинетической составляющей, обусловленной наличием нормальных ускорений:

$$p = p' + p^* = -\gamma y \cos \alpha + p^*. \quad (7-51)$$

Дифференцируем это выражение:

$$\frac{\partial p}{\partial y} = -\gamma \cos \alpha + \frac{\partial p^*}{\partial y}. \quad (7-52)$$

Подставляя последнее выражение в уравнение (7-46) и заменяя du_y/dt на u_x^2/r , получаем:

$$\frac{u^2}{r} = \frac{1}{\rho} \frac{\partial p^*}{\partial y},$$

откуда

$$\frac{p^*}{\gamma} = \frac{1}{g} \int_{-y}^{+y} \frac{u_x^2}{r} dy. \quad (7-53)$$

Принимаем, что кривизна струек $1/r$ изменяется по сечению от $1/R_1$ до $1/R_2$ линейно⁴. Совместив начало координат с геометрической осью водосброса, направив ось y в сторону внешней кривой, а ось x — по нормали к сечению в направлении течения, из подобия треугольников abc и $a'b'c'$ имеем (рис. 7-37, ε):

$$\frac{\frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) - \frac{1}{R_2}}{h/2} = \frac{\frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) - \frac{1}{r}}{y},$$

откуда

$$\frac{1}{r} = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) - \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \frac{y}{h}. \quad (7-54)$$

Решаем уравнение (7-50), подставляя в него выражение (7-54):

$$\begin{aligned} \int \frac{du_x}{u_x} &= - \int \left[\frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) - \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \frac{y}{h} \right] dy, \\ \ln u_x &= \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \frac{y^2}{2h} - \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \frac{y}{2} + C, \end{aligned}$$

откуда

$$u_x = Ce^{\left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \frac{y^2}{2h} - \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \frac{y}{2}}. \quad (7-55)$$

Постоянную C определяем из условия

$$\begin{aligned} &\int_{-\frac{h}{2}}^{+\frac{h}{2}} u_x dx = vh, \text{ т. е.} \\ &C \int_{-\frac{h}{2}}^{+\frac{h}{2}} e^{\left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \frac{y^2}{2h} - \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \frac{y}{2}} dy = vh. \end{aligned}$$

Подынтегральное выражение раскладываем в степенной ряд $e^x = 1 + \frac{x}{1} + \frac{x^2}{2!} + \dots$, беря два первых члена ряда. Тогда

$$C \int_{-\frac{h}{2}}^{+\frac{h}{2}} \left[1 + \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \frac{y^2}{2h} - \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \frac{y}{2} \right] dy = C \left[1 + \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \frac{h}{24} \right] h.$$

⁴ Задавая такой закон изменения кривизны струек, получаем расчетную модель, не отвечающую потенциальному движению, при котором имеем закон изменения кривизны струек $\frac{1}{r} = \frac{v}{c}$.

Таким образом,

$$C = \frac{v}{1 + \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \frac{h}{24}}.$$

Подставляя это выражение в формулу (7-55), получаем искомую формулу местной осредненной скорости в сечении криволинейного участка прямоугольного напорного водосброса

$$u_x = \frac{ve^{\left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \frac{y^2}{2h}} - \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \frac{y}{2}}{1 + \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \frac{h}{24}}. \quad (7-56)$$

Переходим к выводу формулы кинетического давления. Подставляем в уравнение (7-53) выражения (7-54) и (7-56). При этом второй член числителя представляется в виде двух первых членов степенного ряда

$$\begin{aligned} \frac{p^*}{\gamma} = & -\frac{1}{g} \frac{v^2}{\left[1 + \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \frac{h}{24} \right]^2} \int \left[1 + \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \frac{y^2}{h} - \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) y \right] \times \\ & \times \left[\frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) - \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \frac{y}{h} \right] dy. \end{aligned}$$

Определяя в некоторой точке сечения давления p^*/γ , производим для положительной части сечения интегрирование по сечению от оси ($y=0$) до данной точки сечения (y), а для отрицательной части сечения от данной точки ($-y$) до оси ($y=0$).

Для положительных значений y

$$\begin{aligned} \frac{p^*}{\gamma} = & \frac{v^2}{g \left[1 + \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \frac{h}{24} \right]^2} \left[\left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \frac{y}{2} - \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \frac{y^2}{2h} - \right. \\ & \left. - \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right)^2 \frac{y^2}{4} + \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) \frac{y^3}{2h} - \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right)^2 \frac{y^4}{4h^2} \right]. \end{aligned} \quad (7-57)$$

Для отрицательных значений ($-y$)

$$\begin{aligned} \frac{p^*}{\gamma} = & \frac{v^2}{g \left[1 + \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \frac{h}{24} \right]^2} \left[\left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \frac{y}{2} + \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \frac{y^2}{2h} + \right. \\ & \left. + \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right)^2 \frac{y^2}{4} + \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) \frac{y^3}{2h} + \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right)^2 \frac{y^4}{4h^2} \right]. \end{aligned} \quad (7-58)$$

Кинетическое давление на стенку с большим радиусом кривизны (наружная стенка: $y=h/2$)

$$\begin{aligned} \left(\frac{p^*}{\gamma} \right)_2 = & \frac{v_1^2}{g \left[1 + \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \frac{h}{24} \right]^2} \left[\left(\frac{1}{R_1} + \frac{3}{R_2} \right) \frac{h}{8} - \right. \\ & \left. - \left(\frac{1}{R_1^2} + \frac{1}{R_2^2} \right) \frac{5h^2}{64} - \frac{3h^2}{32R_1R_2} + \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) \frac{h^2}{16} \right]. \end{aligned} \quad (7-59)$$

Кинетическое давление на стенку меньшего радиуса кривизны (внутренняя стенка $y=-h/2$)

$$\begin{aligned} \left(\frac{p^*}{\gamma} \right)_1 = & \frac{-v_1^2}{g \left[1 + \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \frac{h}{24} \right]^2} \left[\left(\frac{3}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \frac{h}{8} + \right. \\ & \left. + \left(\frac{1}{R_1^2} + \frac{1}{R_2^2} \right) \frac{5h^2}{64} + \frac{3h^2}{32R_1R_2} + \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) \frac{h^2}{16} \right]. \end{aligned} \quad (7-60)$$

Действительное давление (или вакуум) на стенках получаем (без учета влияния неровностей и выступов шероховатости поверхности водосброса) согласно схеме на рис. 7-38

$$\left(\frac{p}{\gamma}\right)_A = \nabla \left(z + \frac{p}{\gamma}\right)_{cp} - \nabla z_A \pm \frac{p^*}{\gamma}, \quad (7-61)$$

где знак перед кинетическим давлением определяется направлением действия нормальных ускорений в данном сечении. Средний пьезометрический напор в каком-либо сечении равен:

$$\left(z + \frac{p}{\gamma}\right)_{cp} = \nabla WB - \frac{\alpha v_{cp}^2}{2g} - h_{wn} \quad (7-62)$$

или

$$\left(z + \frac{p}{\gamma}\right)_{cp} = \nabla O + \frac{v_{wkh}^2}{2g} + h_{wk} - \frac{\alpha v_{cp}^2}{2g}. \quad (7-62')$$

Здесь v_{cp} — средняя скорость в рассматриваемом сечении; h_{wn} и h_{wk} — потери напора на начальном участке (от верхнего бьефа до рассматриваемого сечения) или на конечном (между рассматриваемым и выходным сечениями); ∇O — отметка свободной поверхности воды в створе верхней кромки водосбросного отверстия; при незатопленных отверстиях $\nabla O = \nabla B_{kp}$.

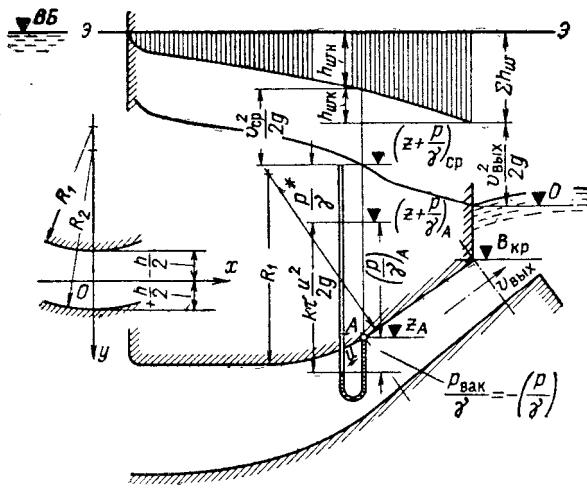


Рис. 7-38. К определению давления в сечении на повороте (в точке A) с учетом кинетического давления и влияния местного понижения давления при налинии на поверхности неровностей.

где u_0 — скорость оси водовода, R_0 — радиус поворота оси,

$$u_0 = \frac{Q}{R_0 b \ln R_2/R_1}.$$

Как и ранее, y отсчитывается от оси сечения.

Коэффициент кинетической энергии в сечении на повороте в данном случае равен

$$\alpha = \frac{(1/R^2 - 1/R_2^2)(R_1 - R_2)^2}{2(\ln R_2/R_1)^3}.$$

в) Расчет скоростей в сечении на повороте

Как известно, распределение скоростей по сечению зависит от режима течения, относительной гладкости (шероховатости) и кривизны водовода. Сопоставление расчетных (формула (7-56)) и опыт-

ных данных показало, что в формулу требуется введение поправки. В работе [30] формула (7-56) приведена к следующему виду:

$$u_x = \frac{1,025 v e^{\left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2}\right) \frac{y^2}{2h}} + \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}\right) \frac{y}{2}}{1 + \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2}\right) \frac{h}{24}} \left(1 - \frac{\frac{y^2}{h^2}}{\left(\frac{h}{2}\right)^2}\right)^{\frac{1}{k}}, \quad (7-64)$$

где $k = 20$.

Результаты расчета по этой формуле достаточно хорошо совпадают с данными опытов (рис. 7-39, а), проведенных с прямоугольными водоводами (из органического стекла) сечением $10 \times 10 \text{ см}$, при центральном угле поворота от 30 до 120° , числах Рейнольдса $\text{Re} = \frac{4Rv}{\nu} = 3,9 \cdot 10^5$, $R_0 = 25 \text{ см}$.

Как известно, при относительной шероховатости $\Delta = \frac{\Delta}{r_0} \leq 17,85 \text{ Re}^{-0,875}$

стенки трубы в условиях равномерного движения можно считать гидравлически гладкими¹. В работе [30] при числе Рейнольдса $\text{Re} = 3,9 \cdot 10^5$ предельное значение относительной шероховатости составляло $\bar{\Delta} = 17,85 (3,9 \cdot 10^5)^{-0,875} = 0,000228$. При абсолютной шероховатости органического стекла порядка $0,015 \text{ мм}$ относительная шероховатость водоводов $\bar{\Delta} = 0,015/100 = 0,00015$, что меньше $0,000228$.

Измерение скоростей можно было производить у стенок в осевой плоскости на расстоянии не ближе 3 мм , поэтому значения скоростей у стенок на расстоянии менее $\frac{3}{100} h$ не обоснованы экспериментально.

В то же время правильное определение скоростей у стенок имеет существенное значение, поскольку для расчета возможности образования кавитации важно знать скорость набегания потока на неровности.

Недостаток формулы (7-64) заключается также в том, что при $R_1 = \infty$, $R_2 = \infty$, т. е. в водоводе с прямолинейными параллельными стенками расчетная эпюра скоростей не совпадает с полученными по известным решениям. Правда, в нашем распоряжении нет эпюры скоростей для прямолинейного прямоугольного водовода, вследствие чего сравнение приходится производить с данными по круглым трубам.

Формулы (7-64) при $R_1 = \infty$, $R_2 = \infty$ принимают вид:

$$u_x = 1,125 v \left[1 - \left(\frac{y}{h/2}\right)^2\right]^{0,05}. \quad (7-64')$$

Формула, обеспечивающая приемлемое совпадение расчетного распределения скоростей с экспериментальным в сечении на повороте и в прямолинейном водоводе, в практически встречающемся интервале гладкости водоводов зданий ГЭС ($\infty \geq R_0/\Delta \geq 125$), получена нами в следующем виде:

$$u_x = A \frac{v e^{\left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2}\right) \frac{y^2}{2h}} - \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}\right) \frac{y}{2}}{1 + \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2}\right) \frac{h}{24}} \left[1 - \left(\frac{y}{h/2}\right)^2\right]^B, \quad (7-65)$$

где

$$A = 1 + \frac{0,125}{1 + 10 \frac{h}{R_0}}; \quad B = 0,125 - 0,0833 \left(\frac{h}{R_0}\right)^{0,113}.$$

¹ И. Л. Повх, Техническая гидромеханика, изд-во «Машиностроение», 1964, стр. 308.

Таблица 7-4

Значения коэффициента A и показателя B в формуле (7-66)

$\frac{h}{R_0}$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	0,10
A	1,125	1,062	1,042	1,031	1,025	1,021	1,018	1,016	1,014	1,012	1,011
B	0,125	0,060	0,056	0,052	0,050	0,048	0,046	0,045	0,044	0,043	0,042

Формула (7-65) дает эпюру скоростей (рис. 7-40, эпюра 2) практическую близкую к эпюре для круглых труб (рис. 7-40, эпюры 3, 4), а при $h/R_0=0,4$ — эпюру, отвечающую опытным данным, имеющимся в работе [30]. Эпюра 1 рассчитана по (7-64). Расчет по (7-65') при $y=0$ дает $u_{\max}/v=1,125$, что согласуется с имеющимися данными ([38], стр. 29, $u_{\max}/v=1,125 \div 1,19$).

Значения поправочного коэффициента A и показателя B можно определять по табл. 7-4.

Нельзя не отметить, что предлагаемые формулы для расчета скоростей на повороте не учитывают влияния на распределения скоростей относительной высоты водовода h/b и коэффициента трения λ . Влияние этих факторов на распределение скоростей на повороте показано в работе [161]. В нашем случае опыты, в которых получены данные для корректировки расчетных зависимостей, проводились с водоводами, имеющими поперечные сечения, характеризующиеся отношением $h/b=1$, при малой величине относительной шероховатости водоводов. Это обстоятельство следует иметь в виду при пользовании формулой (7-65). Следует также иметь в виду, что эпюра скоростей вблизи стенки не отражает влияния на распределения скоростей, обусловленного шероховатостью стенок. Поэтому найденные расчетом скорости следует оценивать как приближенные, позволяющие лишь ориентировочно оценить величину скорости набегания потока на неровности стенки.

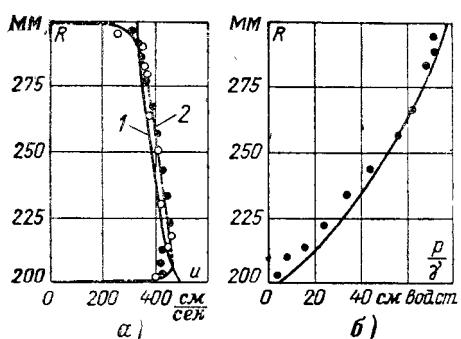


Рис. 7-39. Распределение скоростей и давлений на повороте водовода сечением 10×10 см, $R_1=30$ см, $R_2=20$ см.

а — эпюра скоростей: 1 — расчет по формуле (7-64); 2 — по формуле (7-65). ● — опыты при угле поворота 90° ; ○ — при 120° ; б — эпюра давлений при угле поворота 45° ; кривая — расчет по формулам (7-57), (7-58); точки — опыт.

дует оценивать как приближенные, позволяющие лишь ориентировочно оценить величину скорости набегания потока на неровности стенки.

г) Сопоставление расчетных и экспериментальных значений давления и скоростей в сечении на повороте

Формулы давления на стенки в сечении на повороте напорного водосброса проверены по лабораторным и натурным данным, относящимся как к напорным водоводам с постоянными по длине формой и размерами поперечных сечений, так и к водосбросам турбинных блоков, имеющим сложные, переменные по длине формы поперечных сечений и большое различие кривизны стенок в данном сечении, включая случай, когда кривизна одной из стенок равна нулю. Во всех случаях получено вполне удовлетворительное совпадение результатов расчетов и опытов.

Практически полное совпадение [30] дают расчеты по формулам (7-59), (7-60) с данными Нипперта [339] и Камияма [327], полученными на моделях с $h/R_0=0,667$, $R_2/h=2$ и центральным углом поворота

90°. В опытах Нипперта поперечное сечение водовода было равно 5×12 см, в опытах Камиямы — 5×5 см.

В работе [30] сопоставлены также расчетные и экспериментальные данные для сечения на повороте водоводов, имеющих $h/R_0=0,4$ и центральный угол 30, 45, 60, 90 и 120° (рис. 7-39, б).

На рис. 7-41 даны расчетные кривые [30] изменения давления на гребне сифона Тимпа — Гранде (Италия) [107] и экспериментальные точки, полученные на модели и в натуре. Высота сечения на гребне в натуре составляет 1,1 м, ширина 1,0 м. Радиусы кривизны потолка и дна в сечении на гребне равны 1,82 и 0,72 м. Несовпадение модельных и натурных экспериментов является, по-видимому, следствием погрешности натурных измерений. Атмосферное давление при натурных испытаниях составляло 9,9 м вод. ст., и, таким образом, при минимальном давлении на гребне 0,9 м вод. ст. вакуум в натуре достигал 9,0 м вод. ст. Исходной величиной для расчета являлось известное из опыта давление на стенке p/γ на уровне оси.

На рис. 7-42 представлен чертеж модели диффузорного напорного водосброса одного из вариантов турбинного блока Саратовской ГЭС.

На рис. 7-43 даны экспериментальные значения давления в ключевом сечении на криволинейной стенке в точке M , расположенной у потолка на 3,2 м выше устья пьезометра, установленного на этой стенке (опыты автора, МЭИ, 1964 г.), и нанесена расчетная кривая изменения давления в этой точке в функции расхода водосброса. Расход изменялся (при постоянном уровне верхнего бьефа) за счет изменения открытия водосбросных отверстий, причем опыты производились как при одинаковом открытии обоих отверстий, так и при неравномерном.

Расчет среднего пьезометрического напора в ключевом сечении производился по формуле (7-62). Потери напора $h_{wh} = \zeta \frac{v_2^2}{2}$ определялись при $\zeta = 0,7$, принятом на основании имеющихся экспериментальных данных. Кинетическое давление согласно формуле (7-60) получается со знаком минус. Удовлетворительное совпадение расчетных и экспериментальных данных позволило рассмотреть варианты водосбросов с иными размерами ключевого сечения и кривизной стенки без постановки лабораторных исследований.

Достоверность расчетных формул подтверждается также сопоставлением результатов расчета с величинами давлений на потолок напорного водосброса

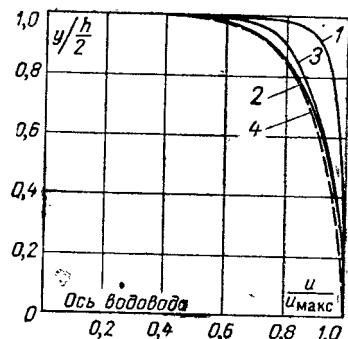


Рис. 7-40. Эпюры скоростей в прямолинейном водоводе.

1 — расчет по формуле (7-64); 2 — расчет по (7-65); 3 — опытные данные Никурадзе для гидравлически гладкой трубы при $Re=3,24 \cdot 10^6$; 4 — то же при относительной шероховатости $\Delta/R_0=1/507$, $Re=10^6$.

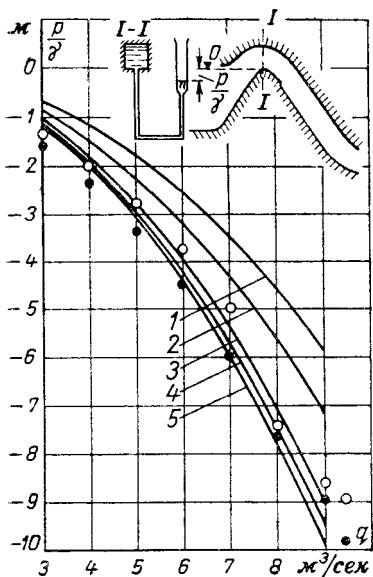


Рис. 7-41. Изменение давления на гребне сифона Тимпа — Гранде в зависимости от удельного расхода.

1 — расчет по В. И. Туманян при $\alpha = -1$; 2 — то же при $\alpha = 1$; 3 — по И. М. Нелидову, Г. В. Симакову, или Г. В. Васильченко при $\alpha = 1$; 4 — по Лю Да-мину; 5 — по С. М. Слизскому [формула (7-60)]; О — опытные точки на натуре; ● — то же на модели.

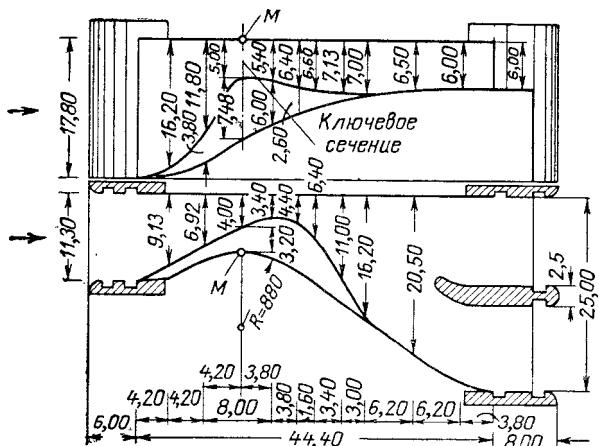


Рис. 7-42. Модель диффузорного водосброса, для которой произведено сопоставление экспериментальных и расчетных значений давления в точке M (размеры в метрах на натуре). Коэффициент расхода $\mu_d = 0,65$, коэффициент количества движения в выходном отверстии $a_0 = 1,13$.

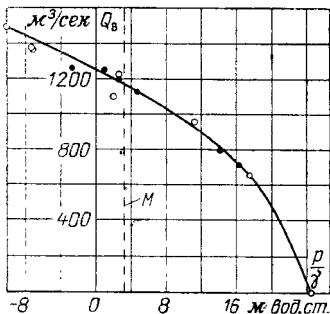


Рис. 7-43. Сопоставление экспериментальных и расчетных величин давлений в ключевом сечении напорного водосброса (рис. 7-42). Отсчет p/γ принимается от устья пьезометра. M — уровень расположения точки M (потолок). O — опытные точки при равномерном открытии водосбросных отверстий; \bullet — то же при неравномер-

модели Асуанской ГЭС (опыты НИС Гидропроекта, рис. 7-44). Исходные данные, характеризующие размеры сечения и кривизну потолка, и результаты расчета даны в табл. 7-5. Дно водосброса в сечении $I-I$ плоское. Расчет среднего пьезометрического напора произведен по формуле (7-62') при $h_{w_k}=0$, кинетического давления на потолок в точке A — по формуле (7-60), давления $(p/\gamma)_A$ — по формуле

Таблица 7-5

Расчетные и опытные значения давления на потолок водосброса при $R_2=\infty$; модель Асуанской ГЭС

Параметры водосброса									
№ п/п.	$R_1, м$	$h_1, м$	$b, м$	$h, м$	$\omega_1, м$	$\nabla z_A, м$	$\varepsilon, м$	$v_{1-1}, м/сек$	$v_{вых}, м/сек$
1	12,2	99,45	3,33	4,2	13,99	99,45	13,23	34,29	36,28
2	12,8	99,60	3,30	4,2	14,28	99,60	13,23	33,61	36,28
3	17,6	99,80	3,65	4,2	15,33	99,80	13,23	31,31	36,28
4	34,94	100,60	4,15	4,2	17,43	100,60	13,23	27,54	36,28

Продолжение табл. 7-5

Расчетные данные и сопоставление с опытами

№ п/п.	$\frac{v_{вых}^2 - v_{1-1}^2}{2g}, м$	$\nabla \left(z + \frac{p}{\gamma} \right)_{1-1}, м$	$\frac{p^*}{\gamma}, м$	$\nabla \left(z + \frac{p}{\gamma} \right)_A$		$\left(\frac{p}{\gamma} \right)_A$	
				Расчет	Опыт	Расчет	Опыт
1	7,16	110,96	-13,22	97,74	85,0	-1,7	-14,5*
2	9,51	113,36	-12,30	101,06	101,8	1,45	2,2
3	17,12	120,66	-8,31	112,35	108,7	12,55	8,9
4	28,42	132,16	-2,46	129,70	130,4	29,1	29,8

* Чему в натуре отвечает максимально возможный вакуум, поскольку при пересчете вакуума с модели в натуре он получается больше физически возможного.

(7-61) при расходе 480 м³/сек и незатопленном водосбросном отверстии. Как это видно из табл. 7-5 и рис. 7-44, результаты расчета близки к опытным данным. Исключение составляет вариант № 1 ($R=12,2$ м): по опыту в точке А наблюдается предельно возможный вакуум, а по расчету он достигает лишь 1,75 м. Это расхождение, по-видимому, произошло вследствие несоблюдения на модели заданной кривизны потолка или размеров сечения. Отклонение результата расчета от опытных данных для варианта № 3 также следует отнести за счет несовпадения действительных параметров сечения 1—1 с вводимыми в расчет.

На рис. 7-45 представлены опытные значения относительных скоростей в сечении на повороте [161], полученные на моделях при $h/b = 1$ и при различных значениях λ , а также кривая $\frac{u}{v} = f\left(\frac{R_2 - r}{h}\right)$, рассчитанная

по формуле (7-65). Имея в виду, что значения поправочных коэффициента A и показателя B в этой формуле найдены на модели, имеющей $b/h = 1$ и $\lambda = 0,012$ [сечение 10×10 см, абсолютная шероховатость органического стекла 0,01 мм, гидравлический диаметр $D_g = 10$; расчет λ произведен по формуле (4-35)], видим, что результаты расчета близки к опытным данным Шукри ($h/b = 1$ и $\lambda = 0,0104$).

На рис. 7-46 сопоставлены расчетные и опытные данные для одного из сечений водосброса модели турбинного блока Иркутской ГЭС [158].

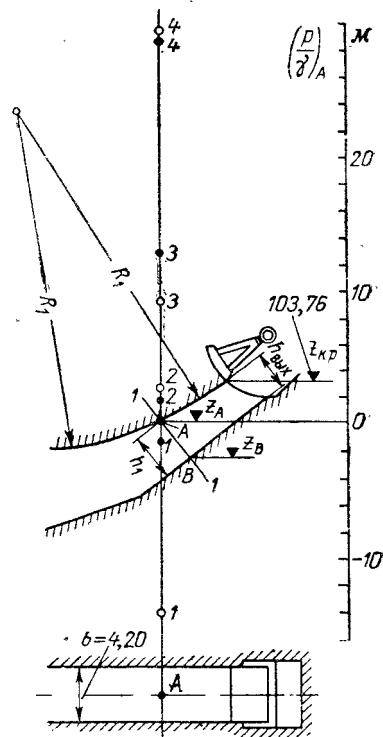


Рис. 7-44. Сопоставление расчетных и экспериментальных величин давления на потолке в сечении 1—1.

— расчетные величины $(p/\gamma)_A$;
○ — то же экспериментальные. Цифры у расчетных и экспериментальных точек соответствуют нумерации вариантов в табл. 7-5.

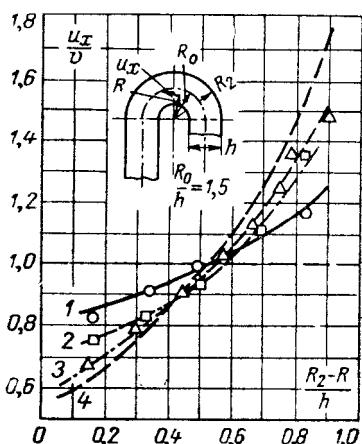


Рис. 7-45. Распределение скоростей на повороте при $R_1/b = 1,5$ и различных λ и h/b .

1 — опыты В. М. Ляяхера и А. М. Прудовского на воздушной модели ($h/b = 100$, $\lambda = 0,045$); 2 — опыты И. Л. Розовского ($h/b = 13,3$, $\lambda = 0,012$); 3 — опыты Шукри ($h/b = 1$, $\lambda = 0,0104$); 4 — расчет по формуле (7-65) ($h/b = 1$, $\lambda = 0,012$).

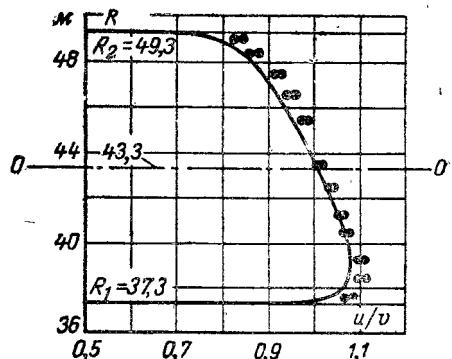


Рис. 7-46. Сопоставление расчетных и экспериментальных значений скоростей на повороте.

— расчет по формуле (7-65);
○ — опытные точки.

д) Распределение скоростей по сечению на прямолинейном участке

На прямолинейном участке водовода распределение скоростей по сечению надежнее определять по формулам, учитывающим влияние шероховатости. Для режимов с полным проявлением шероховатости расчет может производиться по формуле И. Никурадзе [38].

$$u = u_* (8.48 + 5.75 \lg y/\Delta), \quad (7-66)$$

где $u_* = v_{ср} \sqrt{\lambda/8}$, λ — коэффициент шероховатости определяющийся по формуле (4-35), y — расстояние, отсчитываемое от стенки водовода, Δ — высота выступа шероховатости.

е) Оценка возможности возникновения кавитации

Согласно изложенному в § 4-2, во избежание появления кавитации требуется, чтобы избыточное давление в рассматриваемой точке было больше давления критического, вычисляемого по формуле (4-9).

При известном в данном сечении пьезометрическом напоре давление в некоторой точке A на стенке, днище или потолке в этом сечении с учетом влияния кинетического давления p^*/γ , пульсационной составляющей и возможного понижения давления при набегании потока со скоростью u на неровности, равно (рис. 7-38):

$$\left(\frac{P}{\gamma}\right)_A = \nabla \left(z + \frac{P}{\gamma}\right)_{\text{cp}} - \nabla z_A + \frac{P^*}{\gamma} - k\tau \frac{u^2}{2g} - \delta \frac{v^2}{2g}, \quad (7-67)$$

- где k , τ — коэффициенты, учитывающие понижение давления при набегании потока на неровности; δ — пульсационная составляющая давления, выраженная волях скоростного напора, вычисленного по средней скорости.

Кинетическое давление может быть со знаком плюс или минус в зависимости от направления на повороте нормальных ускорений. Значения k и t определяются согласно изложенному в § 4-2 (табл. 4-3 и 4-4).

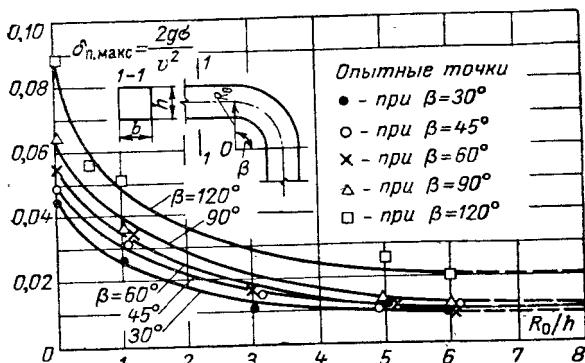


Рис. 7-47. Графики пульсационной составляющей давления в колене прямоугольного водовода (Б. М. Чиквашвили)

шагах турбулентности, в частности в зависимости от того, является ли данный участок диффузорным или конфузорным и какова кривизна стенок. Данных, позволяющих надежно учесть пульсационную составляющую давления в какой-либо точке сечения водосброса на повороте, пока недостаточно. В то же время имеющиеся материалы позволяют уточнить расчет.

На рис. 7-47 даны кривые изменения пульсационной составляющей давления в колене прямоугольного водовода в зависимости от относи-

Скорость вычисляется по формуле (7-65).

Значения коэффициента k в формуле (7-67) получены экспериментально [213] при набегании потока на неровности испытываемого образца в кавитационной камере, в которой пульсации скоростей и давлений соответствуют условиям опыта. В натурном потоке пульсации скоростей и давлений будут иными за счет изменения масштаба турбулентности,

тельного радиуса сго оси при различных углах поворота водовода. Здесь, как и на рис. 4-21, σ — стандарт пульсационной составляющей.

По данным Н. В. Халтуриной и Э. Г. Донченко [207], среднее квадратичное значение пульсационной составляющей давления (в долях от скоростного напора) в ключевом сечении водосбросов при безотрывном тече нии близко к $0,1 \frac{v^2}{2g}$, а ниже ключевого сечения диффузорного водосброса оно повышается до $0,3 \frac{v^2}{2g}$. При отрыве потока от стенок ниже ключевого сечения пульсационная составляющая увеличивается до $0,6 \frac{v^2}{2g}$. Эти данные кажутся завышенными; более правдоподобны значения δ , получаемые по графику на рис. 7-47.

Пример расчета скоростей и давлений для оценки допустимых неровностей облицовки водосброса. Для напорного водосброса (рис. 7-44) при $R_1=35,49$ м, $R_2=\infty$, высоте сечения 1—1, равной 4,15 м, отметках $\nabla Z_A=100,6$ м, $\nabla Z_B=98,2$ м, расходе 500 м³/сек определить допустимые выступы облицовки в сечении 1—1.

1. Средний гидравлический напор в сечении 1—1, отвечающий средней скорости течения, вычисляем по формуле (7-62') при $h_{\text{ст}}=0$:

$$\nabla \left(z + \frac{p}{\gamma} \right)_{\text{ср}} = 134,6 \text{ м.}$$

2. Кинетическое давление в точке А потолка [формула (7-60)] равно $p^*/\gamma=-3,8$ м, в точке Б $p^*/\gamma=1,3$ м.

3. Давление в точке А с учетом кинетического давления и падения давления при обтекании потоком выступов облицовки определяется по формуле (7-67):

$$\begin{aligned} \frac{p}{\gamma} = & \nabla \left(z + \frac{p}{\gamma} \right)_A - \nabla z_A + \frac{p^*}{\gamma} - k\tau \frac{u_A^2}{2g} = 134,6 - 100,6 - 3,8 - \\ & - k\tau \frac{u_A^2}{2g} = 30,2 - k\tau \frac{u_A^2}{2g}. \end{aligned}$$

Имея в виду неравенство (4-11), при выполнении которого следует ожидать отсутствия кавитации, получаем, что при отсутствии кавитации

$$30,2 - k \frac{u_A^2}{2g} > - \left(9,7 - \frac{100,6}{900} \right)$$

или

$$k \tau \frac{u_A^2}{2g} < 39,8, \quad \frac{u_A^2}{2g} < \frac{39,8}{k\tau}.$$

Аналогично получаем давление в точке Б при отсутствии кавитации

$$\frac{u_B^2}{2g} < \frac{47,3}{k\tau},$$

где u_A , u_B — скорость набегания потока на неровность, вычисленная по ф-ле (7-65).

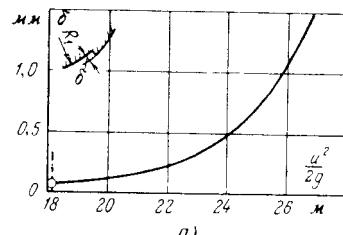
4. Скорость и скоростной напор на расстоянии от потолка или стенки $\delta=0,1 \div 3$ мм определяются (табл. А) по формуле (7-65).

Таблица А

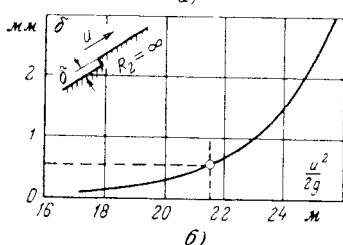
Потолок			Пол		
Расстояние от потолка, мм	$u, \text{м/сек}$	$\frac{u^2}{2g}, \text{м}$	Расстояние от пола, мм	$u, \text{м/сек}$	$\frac{u^2}{2g}, \text{м}$
0,1	19,7	19,8	0,1	18,5	17,4
0,3	21,2	22,9	0,3	19,8	20,0
0,5	21,7	24,0	0,5	20,4	21,2
1,0	22,5	25,8	1,0	21,2	22,9
3,0	23,6	28,4	3,0	22,4	25,6

Коэффициент A и показатель B в формуле (7-65) определяются по табл. 7-4 при $h_0/R_0 = 4,15/17,75 = 0,23 \approx 0,2$, где $1/R_0 = 1/17,75$ есть среднее из кривизны потолка $1/35,49$ и пола $1/\infty = 0$.

Определение допустимой высоты выступа облицовки производим, приняв по табл. 4-3 $k=2,2$ при $\tau=1$. При этом для потолка из условия отсутствия кавитации получаем:



a)



b)

Рис. 7-48. К примеру расчета допустимой высоты выступа облицовки.

а — на потолке; б — на полу.

для потолка

$$\frac{u_A^2}{2g} = 24,0 = \frac{39,8}{1,65} = 24,0 \text{ м вод. ст.,}$$

для пола

$$\frac{u_B^2}{2g} = 25,6 < \frac{47,3}{1,65} = 28,6 \text{ м вод. ст.}$$

Если исходить из графика (схема 7, табл. 4-3), по которому k уменьшается с уменьшением выступа, то следует, что на потолке выступ без наклона лобовой грани может быть высотой 3 мм, а на полу — более 4 мм.

Окончательное решение о требованиях к чистоте обработки облицовки следует решать с учетом продолжительности работы водосброса в возможных кавитационных режимах (см. § 4-2, б, рис. 4-16). В данном случае расчет произведен при расходе, отвечающем форсированному уровню верхнего бьефа, который при эксплуатации сооружения может быть в исключительных случаях. При меньших уровнях и, следовательно, при меньших расходах создаются более благоприятные условия, что позволяет снизить требования к чистоте обработки.

Изложенный метод расчета возможности возникновения кавитации является ориентировочным, поскольку приближенной является формула расчета скоростей, требует уточнения коэффициент, учитывающий пониженные давления при набегании потока на местные неровности, и пока недостаточно данных для вполне надежной оценки роли пульсационной составляющей давления. Однако расчет дает представление о требованиях, предъявляемых к качеству внутренних поверхностей водоводов. Аналогичный расчет может быть произведен для водоводов с прямолинейными гранями в случае естественной зернистой шероховатости поверхностей (при k , определяющемся по табл. 4-4, и τ — по графику на рис. 4-18).

$$\frac{u_A^2}{2g} \leq 39,8/2,2 = 18,1 \text{ м вод. ст.,}$$

для пола

$$\frac{u_B^2}{2g} \leq 47,3/2,2 = 21,5 \text{ м вод. ст.}$$

Построив графики функций $\delta = f\left(\frac{u^2}{2g}\right)$ (рис. 7-48), находим для скоростных напоров 18,1 и 21,5 м вод. ст. допустимые значения δ : для потолка около 0,1 мм, для пола менее 1 мм. Требования к облицовке в этом сечении, а также в последующих сечениях по направлению потока получились очень высокими, которые едва ли можно выполнить практически. Но это значит, что в данном случае следует стремиться к возможно большей чистоте обработки поверхностей. Неизбежно получающиеся выступы и уступы следует сглаживать обработкой.

Если принять $k=2,2$ и считать лобовую грань с наклоном 45° , то в расчет следует вводить $k = 2,2 \cdot 0,75 = 1,65$. При таком значении параметра кавитации допустим на потолке выступ высотой 0,5 мм с наклоном лобовой грани, а на полу > 3 мм, поскольку

Глава восьмая

ЭЖЕКЦИЯ НА СОВМЕЩЕННЫХ ГЭС

8-1. КРАТКИЙ ОБЗОР РАБОТ ПО РАСЧЕТУ ЭЖЕКЦИИ

Повышение уровня нижнего бьефа ГЭС в период паводков может вызывать падение напора турбины до величин, меньших ее расчетного напора, что приводит к уменьшению мощности ГЭС по сравнению с установленной (рис. 8-1).

Восстановление напора, а следовательно, и мощности ГЭС возможно за счет снижения пьезометрического уровня под рабочим колесом. Это может быть достигнуто за счет эжекции, осуществляющей путем холостых сбросов через блоки ГЭС или в непосредственной близости от них.

Способы эжекции рассмотрены в § 1-3. При эжекции в нижний бьеф происходит снижение давления в выходном сечении отсасывающей трубы, что приводит к соответствующему увеличению напора турбины. Поэтому расчет эжекции в нижний бьеф заключается в отыскании снижения пьезометрического уровня в выходном сечении отсасывающей трубы, происходящего при поступлении в нижний бьеф сбросного расхода.

При эжекции в отсасывающую трубу изменение давления под рабочим колесом происходит вследствие поступления в отсасывающую трубу эжектирующего потока. Кроме того, давление под рабочим колесом снижается за счет понижения уровня воды в створе выходного отверстия отсасывающей трубы, обусловленного увеличением расхода, поступающего из отсасывающей трубы. В связи с этим при эжекции в отсасывающую трубу различаем внутреннюю и внешнюю составляющие эффекта эжекции (см. ниже).

Впервые способ расчета эжекции в нижний бьеф был предложен еще в 1911 г. Б. А. Бахметевым [37] в связи с появившимися в иностранной литературе сведениями о применении эжекции на Шеврской ГЭС. Б. А. Бахметев, по существу, предложил способ расчета эжекции при отогнанном прыжке, использовав для расчета формулу прыжка.

Все способы расчета эжекции в нижний бьеф основаны на применении к отсеку нижнего бьефа уравнения количества движения. После Г. Крея и главным образом С. А. Егорова, которые расчет эжекции в нижний бьеф произвели путем непосредственного применения уравнения количества движения, работы в данной области свелись к уточнению расчетных схем, заключающемуся в более полном и достоверном учете граничных условий.

Г. Креем в 1920 г. дан способ расчета эжекции в нижний бьеф для схемы бычковой ГЭС (истечение сбросного потока из-под затворов при

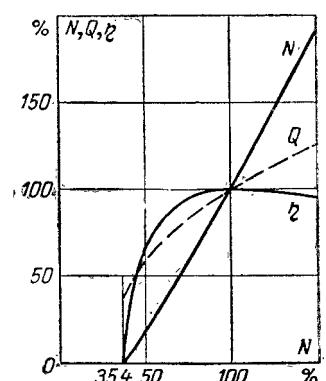


Рис. 8-1. Изменение мощности, расхода и к. п. д. турбины в зависимости от напора.

расположении порога на уровне дна нижнего бьефа). Экспериментальная проверка формулы Крея, по результатам которой в формулу введен поправочный коэффициент, была произведена в 1928 и 1929 гг. [96].

С. А. Егоров неоднократно [95—97] обращался к вопросам расчета эжекции начиная с 1942 г. Исходя первоначально из схемы, в которой отождествляется кривизна струи и слива¹ [95], он в последующем дал более строгую расчетную схему [96]. В формулах С. А. Егорова ошибочно введен косинус угла наклона оси диффузора отсасывающей трубы (см. § 2-5).

Кроме расчета эжекции при пропуске расхода через водослив или напорные водосбросы С. А. Егоров рассмотрел расчет эжекции при пропуске расхода на малых ГЭС через турбинную камеру и камеру отсасывающей трубы [97].

И. И. Леви в 1943 г. ввел в уравнение количества движения силу трения как некоторую функцию количества движения [239]². Получив расчетную зависимость, И. И. Леви воздерживается от рекомендаций «... однако было бы рисковано переходить к окончательным рекомендациям без экспериментальной проверки явления». И. И. Леви предлагает к использованию экспериментальные графики, «вполне удобные для расчета взамен теоретических формул».

Способ расчета эжекции при пропуске расходов через донные водосбросы опубликован Б. Д. Качановским [117].

Вопросам эжекции в нижний бьеф нами посвящен ряд работ [239, 242, 243 и др.]. Автору удалось улучшить расчетные зависимости, предложенные С. А. Егоровым, и установить влияние на эффект эжекции доступа воздуха под водосбросную струю. Способ расчета дан с учетом влияния на эффект эжекции наклонного участка водобоя.

Х. Ш. Мустафин рассмотрел расчет эжекции в нижний бьеф при горизонтальном водобое [175]. В его работе впервые при расчете эжекции в нижний бьеф учитывается перепад восстановления, определяемый из уравнения количества движения.

Зависимости, рекомендуемые РУ 10-53 [218], основаны на упрощенной расчетной схеме и содержат неточности. Влияние наклонного участка водобоя учитывается введением в формулу произвольного коэффициента.

Расчет эжекции при сбросе воды через водосливы в связи с определением оптимальной высоты уступа дан Д. И. Куминым (1951 г. [135]).

Более детально, чем это было сделано ранее, изучил эжекцию в нижний бьеф при сбросе воды через глубинные напорные водосбросы П. Е. Ткаченко³ [273]. В его работе впервые учитывается, что при затопленных водосбросных отверстиях уровень нижнего бьефа в створе отверстий и пьезометрический уровень, отвечающий давлению под водосбросной струей, могут быть неодинаковыми (напоры водосбросов и турбины могут различаться).

Весьма упрощенную схему использует для расчета эжекции Е. Мощони (1956 г. [335]).

Зависимости для расчета эжекции на малых ГЭС при пропуске сбросного расхода через открытую турбинную камеру даны также И. В. Филипповичем [282], который не внес каких-либо новых расчетных положений, повторив уже опубликованные С. А. Егоровым или С. М. Слисским. Вводя в расчетные формулы косинус угла наклона

¹ Кривизна струи может быть и меньше и больше кривизны слива и даже отличаться от кривизны слива по знаку (см. гл. 6).

² Опубликовано С. М. Слисским с согласия И. И. Леви.

³ Ткаченко П. Е., Энергетическое использование паводковых расходов на со-вмещенных ГЭС, Автореферат канд. диссерт., М, 1954.

диффузора отсасывающей трубы, И. В. Филиппович допускает неточность.

Для расчета эжекции на бычковых ГЭС предложены формулы Ван Цзун-яо (1956 г., МЭИ). В уравнении количества движения двумя неизвестными являются глубина в выходном сечении отсасывающей трубы и глубина водосливного потока. Дополнительное уравнение Ван Цзун-яо получает эмпирически.

Зависимости для расчета эжекции в нижний бьеф предложены в связи с определением пропускной способности двухъярусных водобросных плотин И. И. Вейцом [64], А. К. Аняняном [15], Ван Жуй-пеном (1956 г., МЭИ). Первые два автора изучают эжекцию, имеющую место лишь при донном режиме.

Эмпирические формулы для расчета увеличения за счет эжекции расхода донных труб в теле водосливов с широким порогом применительно к пропуску строительных расходов через бетонные сооружения предложены И. Я. Татаровым [265].

Расчет эжекции в отсасывающую трубу впервые выполнил А. А. Сабанеев¹ (1917 г. [193]). Расчет основан на использовании уравнения энергии.

Затем способ расчета эжекции в отсасывающую трубу (применительно к эжекторной турбине) разработал А. А. Альфорс (1924 г. [193]). Он ошибочно рассматривает энергию в одном из сечений как вектор.

Для расчета эжекции в отсасывающую трубу Д. И. Кумин применил систему уравнений количества движения, составленных для турбинного потока и потока, сбрасываемого в отсасывающую трубу, и для отсека нижнего бьефа (1947 г. [132]).

Эмпирические зависимости, полученные Ван Ли-янь [59] и Е. В. Сластениным [236], не учитывают внешней составляющей эжекции, что недопустимо.

При исследовании эжекции в колено отсасывающей трубы в МЭИ (автор) и в НИС Гидропроекта [101] было установлено, что в ряде случаев внутренняя составляющая эффекта эжекции отсутствует или пренебрежимо мала. В связи с этим нами предложено учитывать при предварительных расчетах лишь внешнюю составляющую эффекта эжекции, определяемую по формулам перепада восстановления².

Расчет эжекции из отсасывающей трубы в водобросы применительно к предложенной им конструкции разработан Н. В. Николаевым в 1956 г. [180].

Можно указать также на экспериментальные работы, связанные с исследованием турбинных блоков конкретных ГЭС или двухъярусных плотин, в которых рассмотрено влияние эжекции, следующих исследователей: А. С. Абелева, Н. А. Преображенского и А. М. Чистякова [1], В. П. Гурьева и И. Н. Смирнова [86], В. Ф. Лысова [157], А. С. Офицерова и В. Г. Соколова [185], С. Василева [315], Н. Н. Степанова [258], В. В. Перфильева [194], А. Н. Папира [192], В. П. Заваруева и М. Ф. Саркисовой [101].

Одна из задач совершенствования расчета эжекции в нижний бьеф заключается в получении формул для случая затопленной водобросной струи. Полуэмпирические способы расчета эжекции при затопленной водобросной струе на ГЭС с напорными водобросами (расчет затопления водобросных отверстий) были предложены П. Е. Ткаченко [273].

¹ Как это нам известно от А. А. Сабанеева, расчет эжекции в отсасывающую трубу он выполнил, будучи еще студентом Политехнического института, в дипломном проекте.

² Слисский С. М., Лабораторные гидравлические исследования турбинных блоков Молотовской, Куйбышевской и Сталинградской гидроэлектростанций, Труды МЭИ, вып. XIX, Гидроэнергетика, Госэнергоиздат, 1956.

и С. М. Слисским [239]. Формулы для расчета эжекции при затопленных водосбросных отверстиях, приведенные в настоящей работе, получены теоретическим путем.

8-2. УВЕЛИЧЕНИЕ МОЩНОСТИ ПРИ ЭЖЕКТИРОВАНИИ

Поскольку обычно сброс расхода через турбинный блок происходит при напорах турбины, меньших расчетного, увеличение напора, по сравнению со статическим в соответствии с характеристикой турбины обеспечивает увеличение ее расхода и к. п. д. (рис. 8-1). Таким образом, при известном эффекте эжекции по напору $\Delta H_{\text{эж}}$, определяющимся как разность напоров, имеющих место при эжекции и в ее отсутствие:

$$\Delta H_{\text{эж}} = H_{t,\text{эж}} - H_t, \quad (8-1)$$

придерживаясь линии ограничения мощности на характеристике, можно определить ΔQ и $\Delta \eta$ и, следовательно, мощность турбины при эжектировании

$$N_{\text{эж}} = 9,81 (Q + \Delta Q_t) (H + \Delta H_t) (\eta + \Delta \eta), \quad (8-2)$$

а также эффект эжекции по мощности

$$\Delta N = N_{\text{эж}} - N. \quad (8-3)$$

При определении эффекта эжекции по напору нельзя не учитывать возможности увеличения потерь напора в водоприемнике при пропуске через него одновременного турбинного и сбросного потоков, поскольку эти потери могут превысить увеличение напора за счет собственно эжекции, что имеет место, например, на Дубоссарской ГЭС (см. § 1-3). Способ определения дополнительных потерь в водоприемнике дан для некоторых случаев в § 4-11.

Определение эффекта эжекции по формулам (8-1), (8-2) в лабораторных условиях производится при постоянном уровне свободной поверхности нижнего бьефа в предположении, что бытовые уровни нижнего бьефа в отводящем русле машинного здания не зависят от схемы пропуска через гидроузел паводка данной величины [см. формулу (2-7)]. Но в натурных условиях уровень в отводящем русле машинного здания может зависеть от распределения расхода между водосбросной плотиной и машинным зданием, что следует учитывать во избежание переоценки эффекта эжекции. Чем длиннее отводящее русло машинного здания, тем меньшего эффекта эжекции следует ожидать на ГЭС, поскольку при пропуске через здание сбросных расходов в случае длинного отводящего русла повышение за зданием ГЭС уровня нижнего бьефа будет большим, чем при пропуске этого же расхода через плотину.

Относительное увеличение мощности за счет эжектирования может быть сколь угодно велико, поскольку речь идет о восстановлении мощности, которая в паводок может падать до нуля.

8-3. РАСЧЕТ ЭЖЕКЦИИ В НИЖНИЙ БЬЕФ

Эжекция в нижний бьеф осуществляется сбросом рабочего (эжектирующего) потока в нижний бьеф через водосбросы различного типа. При этом турбинный (эжектируемый) поток выходит из отсасывающей трубы либо под водосбросную струю, либо сбоку от нее. Расчетные формулы в этих случаях несколько различаются.

Различаются расчетные формулы и в зависимости от режима сопротивления бьефов. Поэтому расчетам эжекции должны предшествовать расчеты критических режимов.

При известных пьезометрических напорах h_0 в выходном сечении отсасывающей трубы (отсчитываемых от сливной кромки уступа) при эжекции и без таковой эффект эжекции по напору может быть вычислен как разность: 1) пьезометрических напоров; 2) пьезометрических уровней, отвечающих этим напорам; 3) пьезометрического эффекта эжекции и перепада восстановления:

$$\left. \begin{aligned} \Delta H_{\text{эж}} &= h_{0\text{эж}} - h_0; \\ \Delta H_{\text{эж}} &= (\nabla \text{OT})_{\text{эж}} - \nabla \text{OT}; \\ \Delta H_{\text{эж}} &= \Delta h_{\text{эж}} - \Delta h_0 \end{aligned} \right\} \quad (8-4)$$

или как разность напоров по формуле (8-1), причем $H_{t\text{эж}}$ может быть вычислен по формуле (2-7), а H_t — по формулам (2-6) — (2-6'').

Нахождение пьезометрического напора в выходном сечении отсасывающей трубы при отсутствии эжектирующего потока рассматривается в гл. 2. В настоящей главе рассмотрим способы определения пьезометрического напора $h_0 = h_{0\text{эж}}$ в выходном сечении отсасывающей трубы при эжектировании.

Основными уравнениями для отыскания пьезометрического напора являются уравнения Бернулли и уравнение количества движения (6-39), составленные для некоторых сечений и отсеков потока, прошедшего через здание ГЭС.

а) Эжекция при сбросе воды через водослив

Исходным для получения формул, связывающих пьезометрический напор h_0 и глубину нижнего быча t , остается уравнение (6-39). Для упрощения несколько изменяя выражения некоторых сил в сечении I—I на рис. 6-27. Так, при донном режиме силу давления в струе в створе уступа принимаем равной $P = \gamma 0,25h_1^2$, что отвечает эпюре давления в виде не зависящего от h_0 треугольника (рис. 6-24), а силу давления на торцы быков

$$\gamma \frac{(a + h_0)^2}{2} (B - b).$$

Для донного режима получаем следующие формулы.

При падении струи на наклонный участок водобоя

$$t = e - \frac{d}{2} + \sqrt{\left(a - \frac{d}{2}\right)^2 + h_0^2 + (2a - d)h_0 + \frac{\beta h_1^2}{2} + A}; \quad (8-5)$$

$$h_0 = -\frac{2a - d}{2} + \sqrt{\left(\frac{2a - d}{2}\right)^2 - a^2 + ad + (t - e)d - \frac{\beta h_1^2}{2} + (t - e)^2 - A}. \quad (8-5')$$

При падении струи за наклонный участок водобоя, т. е. при наклонном участке в пределах донного вальца:

$$t = e + \sqrt{(a - d)^2 + 2(a - d)h_0 + h_0^2 + 0,5\beta h_1^2 + A}; \quad (8-6)$$

$$h_0 = -(a - d) + \sqrt{(t - e)^2 - 0,5\beta h_1^2 - A}. \quad (8-6')$$

Эти формулы не изменяются при наличии на водосливе дополнительного быка, в котором размещена турбинная шахта, поскольку за ширину b принимается ширина водослива на сливной кромке носка.

При $h_0 < 0$ формулы действительны при условии обеспечения свободного доступа воздуха под струю в створе уступа.

Обозначения в формулах остались прежними (рис. 6-27), член A вычисляется по формуле (6-52).

Для поверхностных режимов сила давления в створе уступа в сечении струи принимается равной $P = \gamma \frac{h_1 h_0}{2}$. При длинных быках сила давления на их торцы равна $\gamma \frac{(a + h_0)}{2} (B - b)$, при коротких $\gamma \frac{(a + h_1)}{2} \times (B - b)$. В итоге получаем следующие формулы.

При длинных быках и падении струи на наклонный участок водобоя

$$t = e - 0,5d + \sqrt{(a - 0,5d)^2 + (2a - d)h_0 + (1 - \beta)h_0^2 + \beta h_1 h_0 + A}; \quad (8-7)$$

$$h_0 = \frac{-(a - 0,5d + 0,5\beta h_1) + \sqrt{(a - 0,5d + 0,5\beta h_1)^2 - (1 - \beta)[a^2 - (a + t - e)d + A]}}{1 - \beta}. \quad (8-7')$$

При длинных быках и при падении струи за наклонный участок водобоя

$$t = e + \sqrt{(a - d)^2 + 2(a - d)h_0 + (1 - \beta)h_0^2 + \beta h_1 h_0 + A}; \quad (8-8)$$

$$h_0 = \frac{-(a - d + 0,5\beta h_1) + \sqrt{(a - d + 0,5\beta h_1)^2 - (1 - \beta)[(a - d)^2 - (t - e)^2 + A]}}{1 - \beta}. \quad (8-8')$$

При коротких быках и падении струи за наклонный участок формулы получаются из уравнения количества движения аналогично тому, как была получена формула (6-50):

$$t = e + \sqrt{(a + h_1)^2 + (2a + h_1)\beta(h_0 - h_1) - (2a - d)d - 2dh_0 + A}; \quad (8-9)$$

$$h_0 = \frac{(t - e)^2 - (a - d)^2 - (1 - \beta)(a + h_1)^2 - (a - d)^2 - A}{2(a - d) + h_1}. \quad (8-9')$$

Обычно при поверхностных режимах струя падает за наклонный участок, поэтому при коротких быках ограничивается рассмотрением только этого случая. Как это показано в § 2-6 (рис. 2-24, 2-25), при длине донного вальца, меньшей длины наклонного участка, т. е. хотя бы при частичном падении струи на наклонный участок, эффект эжекции заметно снижается, что следует иметь в виду при назначении длины наклонного участка.

При практических расчетах быки следует считать «длинными» в том случае, когда $l_b > h_1$, «короткими» — при $l_b < h_1$.

Значение глубины h_1 струи на уступе определяется согласно рекомендации § 6-3, в. В частности, при $T_0/h_{kp} \leq 3 \div 4$ точность расчета увеличивается, если учитывать влияние h_0 на h_1 .

Для поверхностных режимов с затопленной струей, когда валец на-двигается на носок водослива, расчет осложняется появлением дополнительной неизвестной: h_{π} — глубины поверхностного вальца на носке и затруднениями, возникающими при оценке скорости сбросного потока в сечении в створе уступа. Однако при малой глубине вальца на носке расчетная схема нарушается весьма незначительно, и поэтому расчет эжекции в этом случае может производиться по формулам (8-9), (8-9') независимо от длины быков.

Имеющиеся сопоставления результатов расчета с опытными данными (Камская водосливная ГЭС [239]) показывают, что предлагаемый способ расчета при поверхностном режиме с затопленной струей можно применять достаточно уверенно в том случае, если

$$\Delta f \leq 0,8 \sqrt[3]{q^2} [m], \quad (8-10)$$

где Δt — превышение свободной поверхности нижнего бьефа на рисберме над сливной кромкой носка; q_b — удельный расход на сливной кромке водослива в кубических метрах в секунду.

В настоящее время не разработан способ расчета эжекции при донном восстановленном, а также при поверхностном восстановленном режимах. При этих режимах для расчета h_0 , так же как и при затопленном поверхностном прыжке, не хватает данных для определения глубины на уступе и скорости в сечении сливной кромки уступа.

При выборе расчетной формулы требуется знать, находится ли наклонный участок в пределах донного вальца или частично вне донного вальца, т. е. оказывает ли сбросная струя непосредственное динамическое воздействие на наклонный участок. Ответ на этот вопрос в первом приближении можно найти, используя формулы М. Ф. Складнева (табл. 6-8) или формулы § 6-9.

Ответить на вопрос, будет ли падать струя за наклонный участок или на наклонный участок, можно, используя формулы дальности отлета свободной струи (6-98), (6-103), (6-104). Если из этой формулы следует, что свободная струя отлетает за наклонный участок (рис. 8-2, а), то, так как при $h_0 > h_1$ дальность отлета струи увеличивается, наклонный участок водобоя будет определено в области донного вальца. Если же в соответствии с расчетом свободная струя падает в конце наклонного участка (рис. 8-2, б) или в начале горизонтального участка, то подтопленная струя при $h_0 < h_1$ будет падать на наклонный участок водобоя.

б) Эжекция при сбросе воды через напорные водосбросы

При незатопленных водосбросных отверстиях и отсутствии за отверстиями полки расчет пьезометрического напора h_0 , определяющего ∇OT , отличается от случая сброса воды через водослив только тем, что глубина струи на уступе известна, она равна высоте водосбросных отверстий в свету.

Если за водосбросными отверстиями имеется полка, то можно считать, что независимо от величины пьезометрического напора под струей в створе уступа давление в отверстиях изменяется по гидростатическому закону. В этом случае расчет пьезометрического напора при эжекции производится при затопленных отверстиях одновременно с расчетом напора водосборов (§ 7-6).

При незначительном затоплении отверстий, т. е. когда $(\nabla \text{НБ} - \nabla \text{Кр}) \leq 3(h_{0\text{кр}} - h_1)$ используется формула (7-35).

При значительном отверстии, т. е. при $(\nabla \text{НБ} - \nabla \text{Кр}) > 3(h_{0\text{кр}} - h_1)$, следует использовать формулу (7-36). Пьезометрический напор $h_{0\text{кр}}$ вычисляется по формуле (7-28).

При незатопленных отверстиях и поверхностном режиме ($t < t_{\text{кр2}}$) в формуле (7-35) следует принять $\delta_{\text{K}} = 0$, что дает:

$$h_0 = \frac{-(2a - d) + \sqrt{(2a - d)^2 - 4(1 - \beta_0)[a^2 - (a - d)d - dt + \beta_0(h_1 - c) + A]}}{2(1 - \beta_0)}. \quad (8-11)$$

Здесь A определяется, как и ранее, по формуле (6-52).

При донном режиме расчет эжекции при сбросе воды через напорные водосбросы можно вести по тем же формулам, что и при сбросе

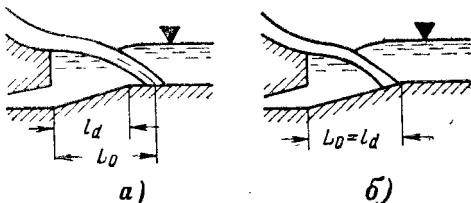


Рис. 8-2. К выбору формулы для расчета h_0 .

через водосливы. Во всех случаях h_1 есть высота водосбросных отверстий в свету. Формулы остаются в силе при отсутствии промежуточных быков в конце водосбросов. Если промежуточные быки имеют длину, одинаковую с основными быками, то B_0 следует принимать равной суммарному расстоянию между быками в свету.

в) Эжекция при сбросе воды по бокам отсасывающей трубы

Эжекция при сбросе воды по бокам отсасывающей трубы может осуществляться при отсутствии уступа у водосливов или напорных водосбросов, между которыми расположен агрегат, и при наличии уступа.

Расчетная формула для случая отсутствия уступа по бокам отсасывающей трубы дана Креем [96].

Водосбросы по бокам отсасывающей трубы могут представлять собой подтопленные водосливы с широким порогом или напорные водосбросы с отверстиями, имеющими пороги на уровне дна отводящего русла. Во втором случае, а также при

истечении из-под затвора в конце водослива с широким порогом в нижнем быфе будет иметь место донный затопленный прыжок. Это обстоятельство, а также неравномерность распределения скоростей в сечениях, выделяющих при составлении уравнения количества движения отсек нижнего быфа, формулой Крея не учитывается.

Ранее нами была рассмотрена эжекция при сбросе воды через водосливы по бокам отсасывающей трубы [239] на примере водосливной ГЭС при открытии

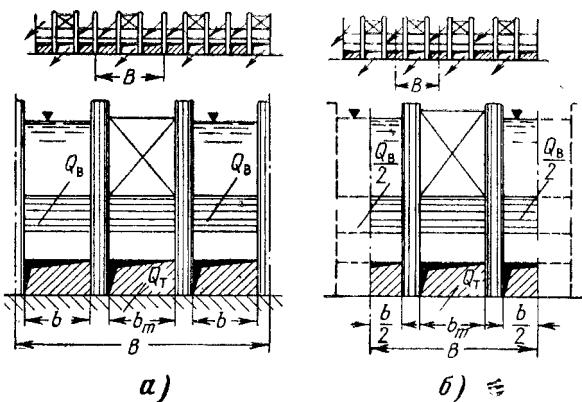


Рис. 8-3. К расчету эжекции при сбросе воды по бокам отсасывающей трубы.

a — сброс при открытии пролетов по два через один; *b* — при открытии пролетов через один.

два водосливных отверстия через одно или чередование открытых и закрытых отверстий (рис. 8-3). Опытами на модели трех блоков было установлено, что если быки, разделяющие турбинные блоки, значительно короче водоворотных областей под водосбросными струями, то давление в отверстии отсасывающей трубы и в створе уступов выравнивается, т. е. $\nabla OT = \nabla h_0$. Поэтому для случаев, соответствующих схемам, изображенным на рис. 8-3, при донном режиме могут быть использованы формулы (8-5), (8-6), а при поверхностном режиме — формулы (8-7) — (8-9). Формулы также применимы при работе всех турбин и чередовании открытых и закрытых отверстий.

г) Влияние на эффект эжекции диффузорной камеры и эжекторной балки

При использовании диффузорной камеры расход, проходящий через водосбросы, увеличивается (§ 7-8). Но одновременно вследствие увеличения размеров отверстия, из которого поступает в нижний быф сбросной расход, снижается скорость потока и несколько возрастает коэффициент количества движения в этом сечении. Отношение прира-

щений количества движения для отсека отводящего русла при наличии и отсутствии камеры близко к единице, что говорит о малом влиянии камеры на эффект эжекции в нижнем бьефе.

Эжекторная балка конструктивно схожа с диффузорной камерой без козырька (рис. 7-28,*a*, *e*, *ж* и др.), у которой отсутствует дно, разделяющее в пределах камеры сбросной и турбинный потоки.

В. И. Синотин [225] на основании проведенных исследований эжекторной балки на довольно крупной модели (ширина лотка 0,73 м) без турбины утверждает, что эжектирование с применением балки повышает «паводочный напор ГЭС до 40%, т. е. оно примерно в два раза эффективней эжекции при пропуске паводка любой обеспеченности» [225, стр. 191]. Экспериментальные данные подтверждаются им расчетами по формуле эффекта эжекции с учетом перепада восстановления за балкой. Но величина эффекта эжекции В. И. Синотиным завышена, а его формула весьма приближена, поскольку он исходил из гидростатического распределения давления в выходном сечении отсасывающей трубы и считал, что эффект эжекции определяется разностью уровней свободной поверхности нижнего бьефа за балкой и перед ней. В действительности пьезометрические напоры под водосбросной струей и над ней различны, что необходимо учитывать при введении в расчетную схему сил давления в начальном сечении и на наклонный участок водобоя. Совпадение расчетных и опытных точек обеспечено надлежащим подбором входящих в формулу коэффициента $\epsilon = h/t$ и «коэффициента восстановления напора» η в формуле Борда, использованной для определения перепада восстановления за балкой (строго говоря, неприменимой к открытым потокам).

Придание кромке балки обтекаемых форм, т. е. устройство козырька, подобного рассмотренному для диффузорной камеры, может обеспечить увеличение разности уровней свободной поверхности до балки и за ней в 1,7 раза. Максимальная разность указанных уровней была получена при заложении наклонного участка водобоя 2—2,5 и расположении балки в створе окончания наклонного участка.

Автор рассматриваемой работы рекомендует применять эжекторные балки для увеличения расхода через затопленные отверстия различных сооружений. В этом случае конструкция концевого участка водосброса представляет собой диффузорную камеру, расчет которой можно производить по формулам гл. 7.

д) Эжекция при сопряжении бьефов свободной отброшенной струей

Как показывают опыты и теоретический анализ явления, при сопряжении бьефов свободной отброшенной струей уровень под струей устанавливается в зависимости от параметров потока и сооружения выше или ниже уровня в отводящем русле за местом падения струи. В последнем случае напор турбины увеличивается, т. е. отброщенная струя оказывает на турбинный поток эжектирующее влияние. Оценка влияния сброса паводка на уровень под струей необходима прежде всего для правильного назначения высотного положения некоторых элементов здания ГЭС, а также для определения высоты отсасывания в целях оценки возможности появления кавитационных режимов работы турбин.

Для плоской задачи расчет уровня свободной поверхности под свободной отброшенной струей дан [25] в связи с определением уровня нижнего бьефа в отводящем русле, при котором возможно появление неустойчивости струи в виде ее биения в вертикальной плоскости. Это

явление в натуре возможно только тогда, когда под струей за уступом образуется воздушная полость. Сопоставление расчетов с опытными данными, проведенное автором предложенной зависимости, дало вполне приемлемые результаты. В натурных условиях образование воздушной полости под струей может быть только при длинных низовых быках и большом наклоне струи в сторону нижнего бьефа при сходе ее с консоли (на ГЭС типа Плявиньской) или с уступа. Но поскольку неустойчивость струи недопустима, воздушная полость под струей для срыва вакуума не должна быть замкнутой.

Применяя к отсеку нижнего бьефа со свободно отброшенной струей уравнение количества движения, получаем те же зависимости, что и для

расчета пьезометрического напора под водосбросной струей при свободном доступе воздуха под струю. Однако вследствие аэрации струи на сливе, распада струи и дальнейшего насыщения ее воздухом в свободном падении необходимо в расчет вводить объемный вес, глубину и скорость воды с учетом насыщения струи воздухом. Следует также учитывать расширение струи в плане на водошлифе. Недопределенность в такой расчет вносит трудность учета действительного распределения скоростей в сечении за местом падения струи, особенно в связи с тем, что ширина нижнего бьефа обычно больше ширины струи в плане.

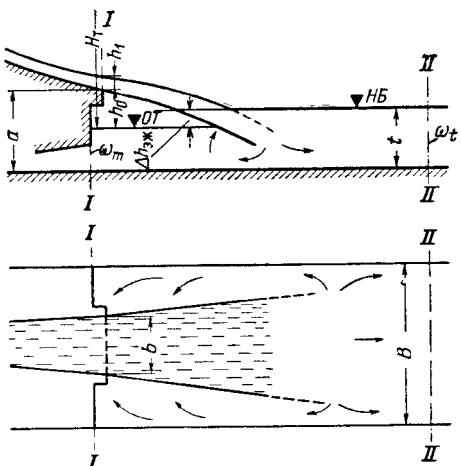


Рис. 8-4. К расчету эжекции при сопряжении бьефов свободно отброшенной струи.

Расчет уровня свободной поверхности под струей с учетом перечисленных факторов затруднителен вследствие отсутствия возможности их достаточно достоверного учета. Расчет без учета влияния аэрации струи и ее распада возможен, но его результаты не могут быть признаны достаточно надежными вследствие отсутствия их проверки по данным натурных наблюдений. По-видимому, чем меньше дальность отлета струи, тем большую достоверность имеют результаты расчета. Для схемы, изображенной на рис. 8-4, превышение сливной кромки уступа над уровнем воды под струей может быть определено, разумеется приближенно, по формулам (8-5'), (8-6'), где по-прежнему $\beta = b/B$.

Эти формулы получены в предположении, что уровни в поперечных сечениях в створе уступа и за местом падения струи постоянны по сечению, чего нет в действительности.

Эффект эжекции при сопряжении бьефов свободно отброшенной струей зафиксирован натурными наблюдениями на Высотной Асуанской плотине¹. При $H_{ст}=48$ м, работающих турбинах и водосбросах четырех турбинных блоков ($\Sigma Q_t=750$ м³/сек) зафиксирована при полном открытии отверстий ($\Sigma Q_b \approx 1600$ м³/сек) разность уровней в створе за местом падения струи и в створе отверстия отсасывающих труб, равная 1,1 м. При открытии двух отверстий полностью, а двух на 0,48 от полного ($\Sigma Q_b \approx 1080$ м³/сек) разность уровней в указанных створах равна 0,9 м. Поскольку при неработающих водосбросах в отводящем русле здания

¹ Данные любезно предоставлены Директором Департамента водохранилища Высотной Асуанской плотины доктором инж. Камаль Юзефом Камаль.

ГЭС наблюдается подпор 0,15—0,20 м, пьезометрический эффект эжекции в рассматриваемых случаях равен 1,25—1,3 м и 1,05—1,1 м.

При открытии всех водосбросов ожидается согласно исследованиям пространственной модели Асуанской ГЭС понижение уровня в створе отверстий отсасывающих труб на величину порядка 3 м. Но поскольку при одновременной работе турбин и водосбросов потери напора в подводящем туннеле существенно возрастают, напор турбины за счет эжекции не увеличивается, а лишь частично восстанавливается, т. е. за счет эжекции может компенсироваться часть потерь напора в подводящем тракте. В данном случае возможность восстановления мощности не будет использоваться, так как потери напора могут компенсироваться увеличением расхода турбин за счет большего открытия направляющего аппарата.

е) Влияние на эффект эжекции свободного доступа воздуха под водосбросную струю

При донных режимах в случае низовых быков, значительно выдвинутых в нижний бьеф, возможно образование под струей вакуума, что недопустимо вследствие его отрицательного влияния на эффект эжекции, неустойчивости струи (§ 6-14) и динамических ударов при срыве вакуума.

То, что образование под струей вакуума снижает напор турбины, кажется противоречащим здравому смыслу. Однако это следует из экспериментальных данных (рис. 8-5) и анализа уравнения количества движения.

Рассмотрим отсек нижнего бьефа при постоянных расходах Q_t и Q_v в двух случаях: при наличии и отсутствии воздушной полости под струей (рис. 8-6, а, б). На рис. 8-6, б полость заполнена водой за счет вакуума под струей, образовавшегося в результате захвата струей воздуха.

Уравнения количества движения, составленные для отсеков нижнего бьефа, для двух случаев отличаются лишь выражением импульсов сил в створе уступа, которые вследствие равенства остальных членов уравнений должны быть равны, т. е.

$$0,3h_1^2 + \frac{(a - h_{0a})^2}{2} = 0,3h_1^2 + 0,2h_1h_{0b} + \frac{(a - h_{0b})^2}{2} - \frac{h_{0b}^2}{2}. \quad (8-12)$$

Из этого уравнения получаем:

$$h_{0b} = \frac{a - 0,5h_{0a}}{a - 0,2h_1} h_{0a} = \psi h_{0a}.$$

Поскольку по опытным данным $0,5h_{0a} \leqslant 0,2h_1$, то, следовательно, $\psi > 1$, что дает $h_{0a} < h_{0b}$, т. е. пьезометрический уровень под струей при наличии воздушной полости (рис. 8-6, а) ниже, чем при заполнении ее водой (рис. 8-6, б). Это означает, что напор турбины при доступе воздуха под струю увеличивается. К этому же выводу можно прийти при рас-

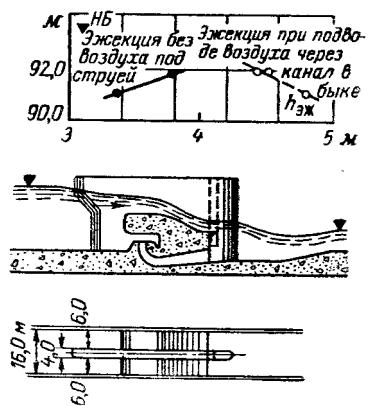


Рис. 8-5. Результаты опытов на модели Камской водосливной ГЭС, показывающие влияния вакуума под струей на эффект эжекции (опыты автора).

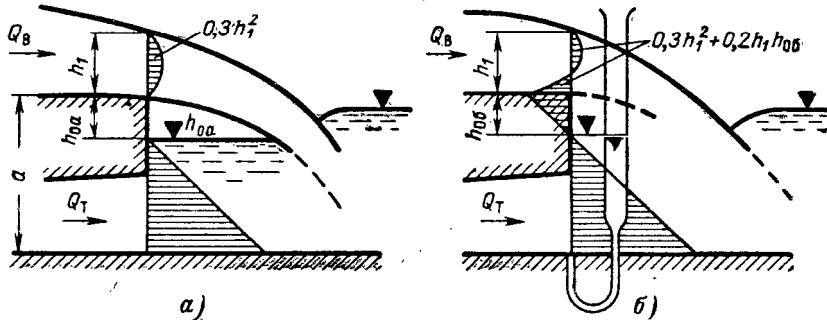


Рис. 8-6. К оценке влияния вакуума под струей на напор турбины при эжекции.

a — под струей воздушная полость; *б* — в результате образования вакуума воздушная полость под струей заполнена водой.

смокрении эпюра давления на рис. 8-6. С появлением отрицательной части эпюры на рис. 8-6, б положительная часть эпюры давления на уступ увеличивается (сумма площадей постоянна), что уменьшает h_{0b} (уменьшает напор турбины).

8-4. РАСЧЕТ ЭЖЕКЦИИ В ОТСАСЫВАЮЩУЮ ТРУБУ

Эффект эжекции в отсасывающую трубу складывается из двух составляющих:

из приращения мощности за счет снижения давления на ΔH_1 под рабочим колесом, обусловленного процессом, происходящим внутри отсасывающей трубы (внутренний процесс эжекции);

из приращения мощности за счет увеличения на ΔH_2 перепада восстановления в нижнем бьефе при поступлении из отверстия отсасывающей трубы расхода, увеличившегося при эжекции (внешний процесс эжекции). В соответствии с этим различаем внутреннюю и внешнюю составляющие эффекта эжекции.

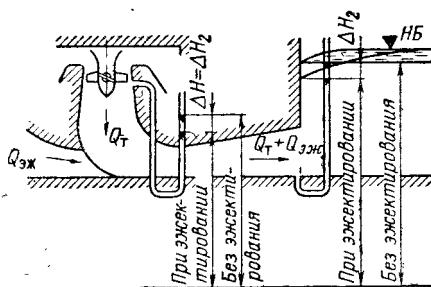


Рис. 8-7. Увеличение напора при эжекции в отсасывающую трубу, происходящее за счет внешней составляющей эффекта эжекции (при внутренней составляющей $\Delta H_1 = 0$).

по другим (в том числе по данным натурных исследований на Шильской ГЭС) — мощность увеличивается. Незначительное увеличение мощности турбины или его отсутствие наблюдается при использовании отсасывающей трубы для пропуска больших расходов в паводок.

Неясность в результаты исследований вносит неучет увеличения перепада восстановления (внешней составляющей эффекта эжекции). Если измерять напор турбины при эжектировании и без него, то за счет разности перепадов восстановления имеем (рис. 8-7):

$$\Delta H_2 = \Delta h_{0\text{эж}} - \Delta h_0. \quad (8-13)$$

Исходя из предположения, что при взаимодействии в отсасывающей трубе эжектирующего и эжектируемого потоков давление под рабочим колесом остается неизменным, т. е. что равна нулю внутренняя

составляющая эффекта эжекции, при том же расходе турбины получаем снижение давления под рабочим колесом на ΔH_2 (рис. 8-7), определяющееся как внешняя составляющая эффекта эжекции.

Если имеет место снижение давления под рабочим колесом за счет внутренней составляющей эффекта эжекции, то в сумме получаем:

$$\Delta H_{\text{эж}} = \Delta H_1 + \Delta H_2. \quad (8-14)$$

Предполагая, что $\Delta H_1 = 0$, сводим расчет эжекции к определению внешней составляющей эффекта эжекции, что может быть сделано по формулам перепада восстановления (2-16), (2-17), в которые при эжектировании следует вводить величину A_0 , вычисленную по $Q_{\text{эж}} + Q_t$.

8-5. СОПОСТАВЛЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ РАСЧЕТА ЭЖЕКЦИИ С ОПЫТАМИ

Проверка результатов расчета эжекции в нижний бьеф производилась неоднократно. Во всех случаях имело место хорошее совпадение с опытными данными. Более того, неоднократно удавалось расчетом выявить ошибку, допущенную при лабораторных исследованиях.

Точность расчета эффекта эжекции понижается с увеличением пространственности нижнего бьефа и затоплением струи на уступе. В первом случае затруднения возникают в связи с оценкой глубин и коэффициентов количества движения в граничных сечениях, во втором — в связи с отсутствием способа определения глубин транзитной струи и вальца в сечении уступа.

Результаты расчета эжекции были опубликованы нами ранее [239, 243 и др.], что позволяет не уделять много места доказательству приемлемости полученных формул. Ограничимся наиболее интересными примерами.

На рис. 8-8,а представлены опытные данные и расчетная кривая зависимости пьезометрического эффекта эжекции от уровня воды в нижнем бьефе. Опыты проводились автором на модели Камской водосливной ГЭС, выполненной в весьма малом масштабе (1 : 156).

Параметры блока в натуре даны ниже, в примере¹. Обращаем внимание, что в данном случае при вычислении A по формуле (6-52) первый член в скобках должен быть удвоен, в последнем члене Q_b — равен суммарному расходу через оба водослива. Значение глубины при первом критическом режиме вычислено по формуле (6-63).

На рис. 8-8,б расчетные кривые $h_{\text{эж}} = f(\nabla \text{НБ})$ даны также для турбинного блока Камской водосливной ГЭС с параметрами, указанными ниже в примере. Опытные данные получены на моделях, выполненных в различных масштабах: 1 : 156 (модель из трех блоков), 1 : 52 (обе модели без турбины, опыты автора, МЭИ) и 1 : 20 (модель с турбиной, опыты Х. Ш. Мустафина, ВНИИГ)². Для модели в масштабе 1 : 20 использованы опытные данные при $Q_b = 675 \text{ м}^3/\text{сек}$, для модели в масштабе 1 : 156 — при $Q_b = 740 \text{ м}^3/\text{сек}$. Данные рис. 8-8 интересны тем, что они подтверждают возможность вести исследования эжекции на моделях без турбины. Разумеется, на мелкомасштабной модели получено большее рассеивание экспериментальных точек.

Проверка предложенных расчетных зависимостей проводилась по данным, полученным в натуре на Волжской ГЭС имени XXII съезда КПСС. Расчеты дали вполне удовлетворительные результаты [36, 243], в чем можно убедиться по рис. 1-39.

¹ Ширина водосливного отверстия и отверстия отсасывающей трубы (приведенная к натуре) $b = 12,0 \text{ м}$; в примере $b = 12,35 \text{ м}$.

² На моделях в масштабе 1 : 156, 1 : 20 ширина отверстия водослива отвечает в натуре $b = 12,0 \text{ м}$, в масштабе 1 : 52 — $b = 12,35 \text{ м}$.

Правильность предложенного способа расчета эффекта эжекции на ГЭС с напорными водосбросами подтверждается В. С. Серковым [223], который произвел сопоставление опытных и расчетных данных для Уч-Курганской и Дубоссарской гидроэлектростанций (рис. 8-8,в).

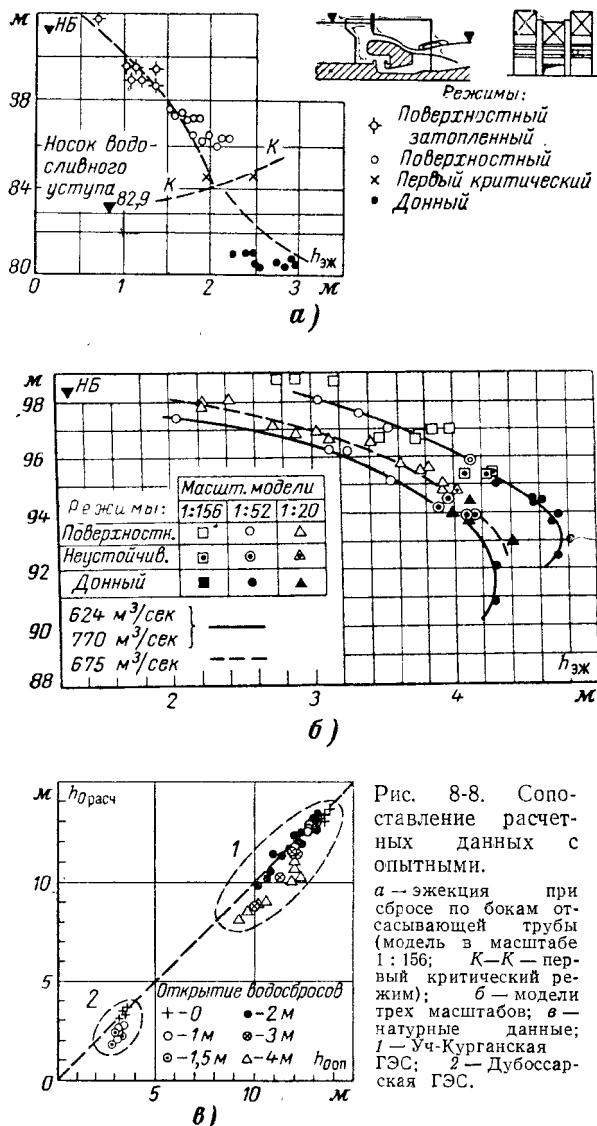


Рис. 8-8. Сопоставление расчетных данных с опытными.

a — эжекция при сбросе по бокам отсылающей трубы (модель в масштабе 1 : 156; $K-K$ — первый критический режим); *б* — модели трех масштабов; *в* — натуральные данные; *1* — Уч-Курганская ГЭС; *2* — Дубоссарская ГЭС.

Пример расчета эжекции на водосливной ГЭС. Для водосливной ГЭС (рис. 8-9), состоящей из 10 турбинных блоков, рассчитать эффект эжекции при одновременной работе всех водосливов:

$$\Sigma Q_B = 4000 \text{ м}^3/\text{сек}, Q_B = 400 \text{ м}^3/\text{сек}.$$

Параметры блока следующие: $B=16,0 \text{ м}$; $b=b_t=12,35 \text{ м}$; $a=12,45 \text{ м}$; $d=2,77 \text{ м}$; $h_t=6,40 \text{ м}$; $e=1,07 \text{ м}$. Отметка повышенного участка водобоя $\nabla B=73,22 \text{ м}$. За зданием ГЭС имеется водобойный колодец, который необходим во избежание образования отогнанного прыжка при значительных сбросных расходах. Длина водобойного колодца по дну $l_1=25,0 \text{ м}$, заложение наклонного участка $l_2=20 \text{ м}$. Быки блока выступают в нижний бьеф от створа, проходящего через сливную кромку уступа, на $l_6=7,0 \text{ м}$. Носок имеет длину, обеспечивающую горизонтальное направление струи в створе уступа (см. § 6-4,б). Кроме того, даны линия ограничения расхода турбины (рис. 8-10,а) и кривая связи расходов с уровнями в конце отводящего русла (рис. 8-10,б).

1. Вычисляем вспомогательные величины, использующиеся в расчете, — h_{kp} , h_1 и Fr :

$$T'_0 = \nabla V - \nabla Kp = 100,10 - 82,90 = 17,20 \text{ м}; q = \frac{Q_b}{b} = \frac{400}{12,35} = 32,4 \text{ м}^2/\text{сек};$$

$$h_{kp} = \sqrt[3]{\frac{q^2}{g}} = \sqrt[3]{\frac{32,4^2}{9,81}} = 4,75 \text{ м}, \quad \frac{T'_0}{h_{kp}} = \frac{17,20}{4,75} = 3,62.$$

При коэффициенте скорости $\varphi = 0,9$ по известным графикам глубины в сжатом сечении получаем $h_1/h_{kp} = 0,44$, откуда $h_1 = 0,44 \cdot h_{kp} = 0,44 \cdot 4,75 = 2,09 \text{ м}$, $Fr = \frac{q^2}{gh_1^3} = \frac{32,4^2}{9,81 \cdot 2,09^3} = 11,72$.

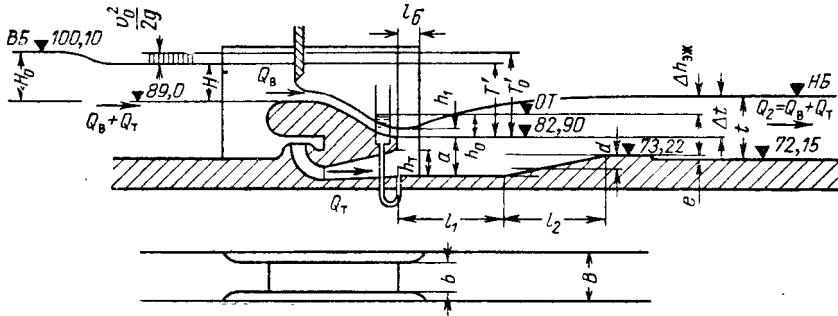


Рис. 8-9. Схема водосливной ГЭС.

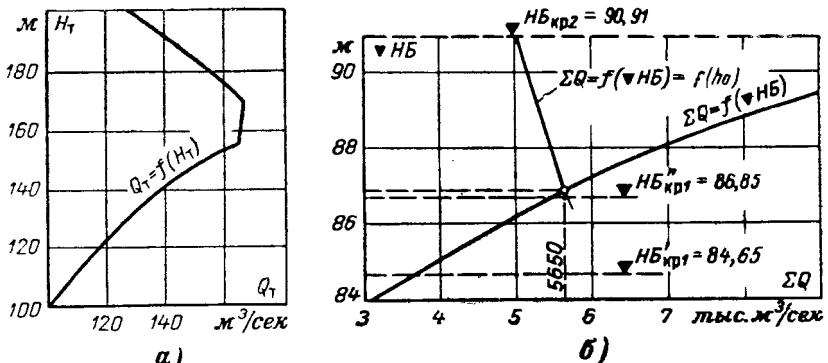


Рис. 8-10. К расчету эжекции.

а — линия ограничения расхода турбины; б — кривая связи расходов с бытовыми уровнями и кривая $\Sigma Q=f(h_0)$ (по табл. 8-1).

2. Определяем дальность падения струи для последующего выбора формулы расчета эжекции. Найдем уровни нижнего бьефа, соответствующие критическим режимам (табл. 6-7). При расчете первого критического режима необходимо знать, падает ли струя на наклонный участок или перелетает через него. При расчете второго критического режима следует оценить влияние длины быков в нижнем бьефе.

а) Определяем дальность падения струи при первом критическом режиме, для чего по формуле (6-98) подсчитаем дальность отлета свободной струи. При $a_n = a_{n0} = 0$, $\delta_c = \nabla Kp - \nabla V = 82,90 - 73,22 = 9,68 \text{ м}$, $y = -\left(\frac{h_1}{2} + \delta_c\right) = -\left(\frac{2,09}{2} + 9,68\right) = -10,72 \text{ м}$, $v = \frac{q}{h_1} = \frac{32,4}{2,09} = 16,5 \text{ м/сек}$ получаем $L = \frac{v^2}{g} \sqrt{-\frac{2gy}{v^2}} = \frac{v}{g} \sqrt{-2gy} = \frac{16,5}{9,81} \cdot \sqrt{19,62 \cdot 10,72} = 24,4 \text{ м}$.

Струя не долетает до горизонтального участка водобоя, но перелетает водобойный колодец: $l_1 < 24,4 < l_1 + l_2$. Следовательно, при первом критическом режиме ($h_0 \approx 0$, что отвечает использованной формуле дальности отлета струи) ожидается падение струи на наклонный участок.

б) Дальность падения струи (длину донного вальца) при поверхностном режиме находим по формуле (6-79) в табл. 6-8 в процессе дальнейшего расчета.

3. Расчет глубины нижнего бьефа при первом критическом режиме первоначально производим по формуле (6-63) (струя падает на наклонный участок отводящего русла). Длина быков, выступающих в нижний бьеф, не сказывается на расчете первого критического режима

$$t_{kp1} = e + \frac{2}{3} [K_0 + E + V(K_0 + E)^2 + 3(K_0 + a - 0,5d)^2 - 0,75d^2 + 3A] = \\ = 1,07 + \frac{2}{3} [-6,03 + 8,29 +$$

$$+ V(-6,03 + 8,29)^2 + 3(-6,03 + 12,45 - 0,5 \cdot 2,77)^2 - 0,75 \cdot 2,77^2 + 3 \cdot 63,4] = 13,37 \text{ м.}$$

В этой формуле

$$K_0 = h_1 + 0,5(d - a - h_{0kp2}) = 2,09 + 0,5(2,77 - 12,45 - 6,54) = -6,03; \\ E = a - 1,5d = 12,45 - 1,5 \cdot 2,77 = 8,29;$$

$$A = \frac{2}{gB} \left[\frac{\alpha_m Q_b^2}{h_1 b} + \frac{\alpha_m Q_t^2}{b_m h_t} - \frac{\alpha_t (Q_b + Q_t)^2}{Bt} \right] - \frac{2}{9,81 \cdot 16,0} \left[\frac{400^2}{2,09 \cdot 12,35} + \right. \\ \left. + \frac{1,45 \cdot 170^2}{12,35 \cdot 6,40} - \frac{1,04 (400 + 170)^2}{16,0 \cdot 12,84} \right] = 63,4 \text{ м}^2.$$

При вычислении A принято (см. табл. 6-7) $t = a - d + h_1 + e = 12,45 - 2,77 + 2,09 + 1,07 = 12,84 \text{ м}$; расход $Q_t = 170 \text{ м}^3/\text{сек}$ определен по графику рис. 8-16, а при $H_t = H_{ct} = \nabla \text{ВБ} - (\nabla \text{В} + t - e) = 100,1 - (73,22 + 12,84 - 1,07) = 15,01 \text{ м}$.

Значения коэффициентов $\alpha_m = 1,45$ и $\alpha_t = 1,04$ приняты в соответствии с рекомендациями § 2-3; $a_1 = 1$.

Определяем по формуле (8-5') для последующего уточнения глубины на носке пьезометрический напор под струей в створе уступа, отываемый от его сливной кромки:

$$h_0 = h_{0kp1} = -\frac{2a - d}{2} + \sqrt{\left(\frac{2a - d}{2}\right)^2 - a^2 + ad + (t - e)d - \frac{\beta h_1^2}{2} + (t - e)^2 - A} = \\ = -\frac{2 \cdot 12,45 - 2,77}{2} + \\ + \sqrt{11,06^2 - 12,45^2 + 12,45 \cdot 2,77 + (13,37 - 1,07) \cdot 2,77 - \frac{0,77 \cdot 2,09^2}{2} + \\ + (13,37 - 1,07)^2 - 63,4} = -11,06 + 11,09 = 0,03 \text{ м.}$$

Глубина струи в створе уступа по формуле (6-13) (или приложению 7) равна:

$$h_1 = \frac{qV2}{\sqrt{g}} \frac{1}{\sqrt{T'_0 - h_1 + \varphi \sqrt{T'_0 - h_0}}} = \\ = \frac{32,4 \sqrt{2}}{9,81} \frac{1}{\sqrt{17,2 - h_1 + 0,9 \sqrt{17,2 - 0,03}}} = 1,92 \text{ м.}$$

Напор турбины по формуле (2-7'):

$$(H_t)_{\text{эж}} = \nabla \text{ВБ} - (\nabla \text{Кр} + h_0) = 100,1 - (82,9 + 0,03) = 17,17 \text{ м.}$$

По графику на рис. 8-10,а расход турбины $Q_t = 168 \text{ м}^3/\text{сек}$. Далее, при $h_1 = 1,92 \text{ м}$, $Q_t = 168 \text{ м}^3/\text{сек}$ вычисляем повторно $A = 66,6 \text{ м}^2$ и по формуле (6-63) уточняем t_{kp1} .

Найденная глубина $t = 13,42 \text{ м}$ является средней глубиной нижнего бьефа при первом критическом режиме. В соответствии с рекомендациями табл. 6-7 нижней границе первого критического режима отвечает глубина $t'_{kp1} = 0,93t_{kp1} = 12,5 \text{ м}$, верхней границе первого критического режима $t''_{kp1} = 1,07t_{kp1} = 14,4 \text{ м}$. Следовательно, уровень свободной поверхности отводящего русла, соответствующий нижней границе первого критического режима, равен (рис. 8-10,б):

$$\nabla \text{НБ}'_{kp1} = \nabla \text{В} + t''_{kp1} - e = 73,22 + 12,50 - 1,07 = 84,65 \text{ м.}$$

Уровень, отвечающий верхней границе первого критического режима, $\nabla \text{НБ}_{kp1} = 73,22 + 14,4 - 1,07 = 86,55 \text{ м.}$

4. Расчет глубины в отводящем русле при втором критическом режиме упрощается в связи с тем, что для вычисления пьезометрического напора h_{0kp2} не требуется знать расхода турбины. По формуле (6-49), приняв $h_1=2,09$ м, получим:

$$h_{0kp2} = \frac{1}{3} (1 + \sqrt{6 Fr + 1}) h_1 = \frac{1}{3} (1 + \sqrt{6 \cdot 11,72 + 1}) \cdot 2,09 = 6,58 \text{ м.}$$

Напор турбины по формуле (2-7') и расход турбины по графику на рис. 8-10, а получаются равными: $H_t=10,62$ м, $Q_t=105 \text{ м}^3/\text{сек.}$

По формуле (6-13) уточняем глубину h_1 ($h_1=2,15$ м).

По рекомендациям, приведенным в табл. 6-7, приближенно глубина в отводящем русле при втором критическом режиме

$$t_{kp2} = a - d + h_{0kp2} + e = 12,45 - 2,77 + 6,58 + 1,07 = 17,33 \text{ м.}$$

Вид формулы для расчета второго критического режима от места падения струи на водобой не зависит, но зависит от длины быков, выступающих в нижний бьеф. В рассматриваемом случае имеем $l_b > h_{0kp2}$ ($7,00 > 6,58$), т. е. согласно табл. 6-7 быки следует считать длинными. Следовательно, расчет глубины должен производиться по формуле (6-51):

$$\begin{aligned} t_{kp2} &= e + \sqrt{(a - d)^2 + 2 \left(a - d + \frac{\beta h_1}{2} \right) h_{0kp2} + (1 - \beta) h_{0kp2}^2 + A} = \\ &= 1,07 + \sqrt{(12,45 - 2,77)^2 + 2 \left(12,45 - 2,77 + \frac{0,77 \cdot 2,15}{2} \right) 6,58 + } \\ &\quad \leftarrow \cdots + (1 - 0,77) \cdot 6,58^2 + 70,4 = 18,84 \text{ м.} \end{aligned}$$

Здесь величина A (формула 6-52) вычислена при $a_m=1,5$, $h_1=2,09$ м, $t=17,33$ м.

Повторный расчет A и t_{kp2} дает: $A=71,4 \text{ м}^2$, $t_{kp2}=18,76 \text{ м.}$

Следовательно, уровень свободной поверхности в отводящем русле при втором критическом режиме равен:

$$\nabla H_{kp2} = \nabla B + t_{kp2} - e = 73,22 + 18,76 - 1,07 = 90,91 \text{ м.}$$

Найденные уровни $\nabla H_{kp1}'$, $\nabla H_{kp2}''$ и ∇H_{kp2} наносим на график $\Sigma Q = f(\nabla H)$.

5. Зная уровни нижнего бьефа, при которых происходит смена режимов (при сбросе через каждый водоотлив расхода $Q_v=400 \text{ м}^3/\text{сек.}$), производим расчет искомого эффекта эжекции.

Задаемся значениями h_0 в возможном диапазоне изменения этой величины, определяем для каждого значения h_0 напор турбины H_t , расход Q_t уровень ∇H и суммарный расход, который может пропустить гидроэлектростанция при этом уровне, $\Sigma Q = \Sigma Q_a + \Sigma Q_t$. Пересечение заданного графика $\Sigma Q = f(\nabla H)$ (рис. 8-10, б) с расчетной кривой $\Sigma Q = f(h_0)$ ($\nabla H = f(h_0)$) определяет уровень нижнего бьефа, которому соответствует искомое значение эффекта эжекции (значение h_0 , по которому можно найти H_t , $h_{\text{эж}}$ и пр.).

В процессе расчета для построения кривой $\Sigma Q = f(\nabla H)$ $f(h_0)$ требуется знать $h_0 = h''_{0kp1}$ при уровне свободной поверхности в отводящем русле, отвечающем верхней границе первого критического режима. Расчет ведем по формуле (8-8') при $t = t''_{kp} = 14,4$ м:

$$\begin{aligned} h_0 &= \frac{-(a - d + 0,5\beta h_1) + \sqrt{(a - d + 0,5\beta h_1)^2 - (1 - \beta)[(a - d)^2 - (t - e)^2 + A]}}{1 - \beta} = \\ &= \frac{-(12,45 - 2,77 + 0,5 \cdot 0,77 \cdot 1,92) + \sqrt{10,43^2 - 0,23(9,68^2 - 13,33^2 + 66,6)}}{1 - 0,77} = 0,74 \text{ м.} \end{aligned}$$

Задаваясь значением h_0 , ведем расчет при $h_0 < 0,74$ м по формулам для донного режима, при $0,74 \leq h_0 \leq 6,58$ м — по формулам для поверхностного режима. В табл. 8-1 приведены результаты расчета для поверхностного режима, на рис. 8-11 — вспомогательные графики $h_0 = f(\nabla H)$ и $h_1 = f(\nabla H)$. Пересечение на рис. 8-10, б расчетной и заданной кривых $\Sigma Q = f(\nabla H)$ дает:

$$\begin{aligned} \nabla H &= 86,85 \text{ м}; \Sigma Q = 5650 \text{ м}^3/\text{сек}; t = \nabla H - \nabla B + e = \\ &= 86,85 - 72,15 = 14,7 \text{ м}; h_0 = 1,2 \text{ м}, \end{aligned}$$

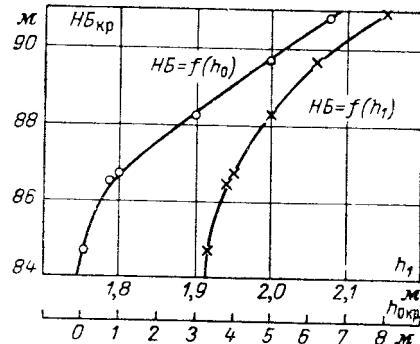


Рис. 8-11. Вспомогательные графики $h_0 = f(\nabla H)$ и $h_1 = f(\nabla H)$.

Таблица 8-1

Расчет изменения ∇ НБ и ΣQ в зависимости от h_0 при поверхностном режиме с незатопленной струей (наклонный участок в области донного вальца)
Формула (8-9); $a = 12,45 \text{ м}$, $e = 1,07 \text{ м}$, $d = 2,77 \text{ м}$, $\beta = 0,77$

$h_0, \text{м}$	$h_1 \text{ по (6-13), м}$	$H_T, \text{м}$	$Q_T, \text{м}^3/\text{сек}$	$A, \text{м}^2$	$t, \text{м}$	∇ НБ, м	$\Sigma Q, \text{м}^3/\text{сек}$
0,74	1,94	16,45	168	67,9	14,37	86,52	5 680
1,00	1,95	16,20	166	67,8	14,62	86,77	5 660
3,00	2,00	14,20	142	67,6	16,10	88,25	5 420
5,00	2,06	12,20	123	67,5	17,53	89,68	5 230
6,58	2,15	10,62	105	67,5	18,64	90,79	5 050

Примечание. Величина A вычислена при $a_T=1,5$ и $t=14,4 \text{ м}$.

Следовательно, ∇ ОТ = ∇ Кр + $h_0 = 82,9 + 1,2 = 84,1 \text{ м}$, $H_T = \nabla$ ВБ - ∇ ОТ = $= 100,1 - 84,1 = 16,0 \text{ м}$, $h_{\text{эж}} = \nabla$ НБ - ∇ ОТ = $86,85 - 84,1 = 2,75 \text{ м}$.

Для вычисления эффекта эжекции по напору необходимо учесть перепад восстановления при отсутствии сброса воды через здание ГЭС и дополнительные потери напора в водоприемнике. При данной схеме сооружения дополнительными потерями напора можно пренебречь.

Если в составе гидроузла имеется водосбросная плотина, то расчет эжекции значительно упрощается [отпадает необходимость построения кривой $\Sigma Q = f(\nabla$ НБ) = $f(h_0)$]. В этом случае при известных значениях ΣQ , ∇ НБ, ΣQ_B , Q_B , расчет производится в следующей последовательности: 1) по $H_{\text{ст}}$ находится в первом приближении по характеристике напор турбины; 2) рассчитывается режим нижнего бьефа; 3) по формуле, соответствующей найденному режиму нижнего бьефа, определяется (\S 8-3) пьезометрический напор h_0 и затем напор турбины; 4) по найденному напору H_T уточняется по характеристике расход Q_T , определяется к. п. д. и затем вычисляется мощность, развиваемая турбиной при сбросе паводка через здание ГЭС; 5) определяется суммарный расход, пропускаемый зданием ГЭС, $Q_{\text{ГЭС}} = \Sigma Q_B + \Sigma Q_T$, и вычисляется расход, который остается на долю водосбросной плотины, $\Sigma Q_{\text{пл}} = \Sigma Q - \Sigma Q_{\text{ГЭС}}$.

ПРИЛОЖЕНИЕ 1

Безразмерные координаты эллиптических струенаправляющих сооружений (рис. 3-10) и оголовков водоводов

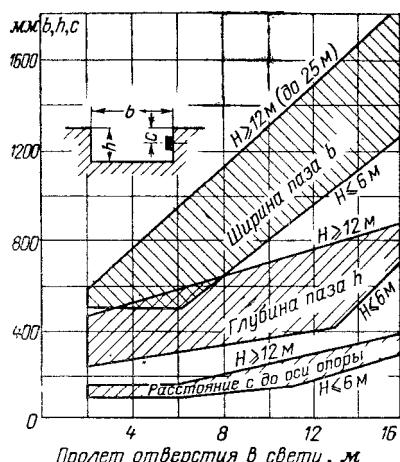
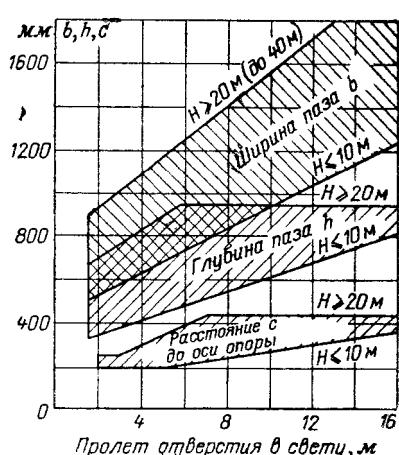
x	y						
	$l/a=3,0$	$l/a=2,63$	$l/a=2,5$	$l/a=2,0$	$l/a=1,83$	$l/a=1,67$	$l/a=1,5$
0,20	0,002	0,0039	0,032	0,004	0,006	0,008	0,008
0,40	0,009	0,0120	0,013	0,020	0,028	0,028	0,037
0,60	0,020	0,028	0,029	0,048	0,058	0,065	0,086
0,80	0,036	0,047	0,053	0,088	0,100	0,122	0,149
1,00	0,057	0,075	0,098	0,135	0,163	0,200	0,253
1,20	0,084	0,110	0,123	0,200	0,244	0,300	0,400
1,40	0,115	0,154	0,172	0,285	0,356	0,460	0,680
1,50	0,135	0,178	0,210	0,340	0,430	0,560	1,000
1,60	0,155	0,206	0,232	0,400	0,520	0,710	
1,67	0,170	0,227	0,260	0,460	0,600	1,000	
1,80	0,200	0,271	0,306	0,563	0,822		
1,83	0,210	0,282	0,315	0,591	1,000		
1,90	0,235	0,309	0,350	0,688			
2,00	0,258	0,360	0,400	1,000			
2,20	0,321	0,453	0,525				
2,40	0,400	0,590	0,719				
2,50	0,450	0,688	1,000				
2,60	0,501	0,839					
2,63	0,519	1,000					
2,80	0,638						
2,90	0,745						
3,00	1,000						

ПРИЛОЖЕНИЕ 2

Графики Гидростальпроекта для определения размеров пазов в быках зданий ГЭС

Аварийно-ремонтные затворы водоприемника (колесные и скользящие на полозьях из ДСП)

Ремонтные затворы отсасывающих труб (скользящие)



Средние неразмывающие скорости для связных грунтов

		Допускаемые средние скорости, м/сек									
		Малоплотные грунты					Средноплотные грунты				
		Приведенная порозность ¹ 0,9—0,6					Приведенная порозность ¹ 0,6—0,3				
Название связных грунтов		объемный вес воздуха ² 1,20—1,36 сухого грунта до 1,20					объемный вес воздуха ² 1,20—1,36 сухого грунта ² 1,66—2,04				
		при средней глубине потока, м					при средней глубине потока, м				
		0,4	1,0	2,0	3,0 и более	0,4	1,0	2,0	3,0 и более	0,4	1,0
Глины		30—50	50—70								
Тяжелые суглинки		20—30	70—80	0,33	0,40	0,46	0,50	0,70	0,85	0,95	1,1
Тонкие суглинки		10—20	80—90	—	—	0,27	0,32	0,37	0,40	0,6	0,7
Лёссовые грунты в условиях закончившихся просадок		—	—	—	—	—	—	—	—	0,8	0,85
Супеси		5—10	20—40								

Как для несвязных грунтов по крупности песчаных фракций

¹ Приведенная порозность равна отношению объема пор к объему твердого вещества

² Собственный вес воздуха² сухого грунта дан при удельном весе твердого вещества $\gamma=2,65 \text{ м/кг}$.

ПРИЛОЖЕНИЕ 4

Эквивалентные диаметры для связных грунтов

Грунты	Содержание частиц, %		Эквивалентный диаметр d_{ek} , мм			
	0,005 мм	0,005—0,05 мм	малоплотные грунты, $\varepsilon > 0,9$	средне-плотные грунты, $\varepsilon = 0,9 \div 0,6$	плотные грунты, $\varepsilon = 0,6 \div 0,3$	очень плотные грунты, $\varepsilon = 0,3 \div 0,2$
Глины	30—50	50—70				
Тяжелые суглинки	20—30	70—80	0,6	5	16	40
Тощие суглинки	10—20	80—90				
Лёссовые грунты в условиях закончившихся просадок	—	—	0,3	3,1	10	20

ПРИЛОЖЕНИЕ 5

Допускаемые средние скорости для горных пород

Наименование скальных пород	Допускаемые средние скорости, м/сек							
	при грубой поверхности породы				при гладкой поверхности породы			
	при средней глубине потока, м				при средней глубине потока, м			
	0,4	1,0	2,0	3,0 и более	0,4	1,0	2,0	3,0 и более
<i>A. Осадочные породы</i>								
Конгломерат, мергель, сланцевые глины и сланцы	2,1	2,5	2,9	3,1	—	—	—	—
Пористый известняк, плотный конгломерат, слоистый известняк, известняковый песчаник, доломитово-известняк	2,5	3,0	3,4	3,7	4,2	5,0	5,7	6,2
Доломитовый песчаник, плотный неслоистый известняк, кремнистый известняк	3,7	4,5	5,2	5,6	5,8	7,0	8,0	8,7
<i>B. Кристаллические породы</i>								
Мрамор, граниты, сиениты, габбро	16	20	23	25	25	25	25	25
Порфиры, фонолиты, андезиты, диабазы, базальты, кварциты . . .	21	25	25	25	25	25	25	25

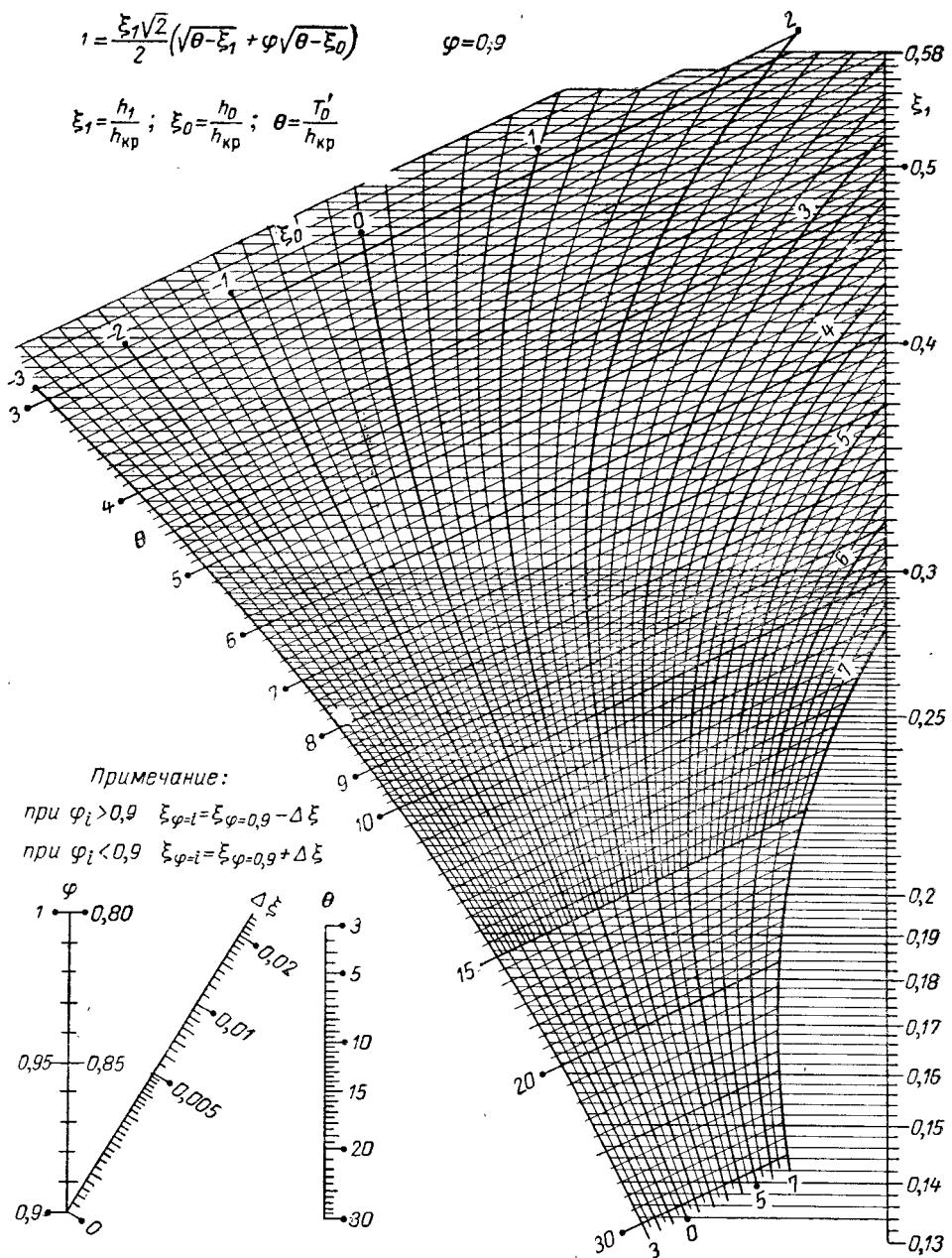
ПРИЛОЖЕНИЕ 6

Эквивалентные диаметры для осадочных скальных пород

Породы	Эквивалентный диаметр, м							
	при грубой поверхности породы				при гладкой поверхности породы			
	при средней глубине потока, м				при средней глубине потока, м			
	0,4	1,0	2,0	3,0	0,4	1,0	2,0	3,0
Конгломерат	0,13	0,14	0,15	0,15	—	—	—	—
Пористый известняк	0,22	0,24	0,24	0,26	1,03	1,09	1,14	1,21
Доломитовый песчаник	0,70	0,80	0,87	0,89	2,72	3,01	3,18	—

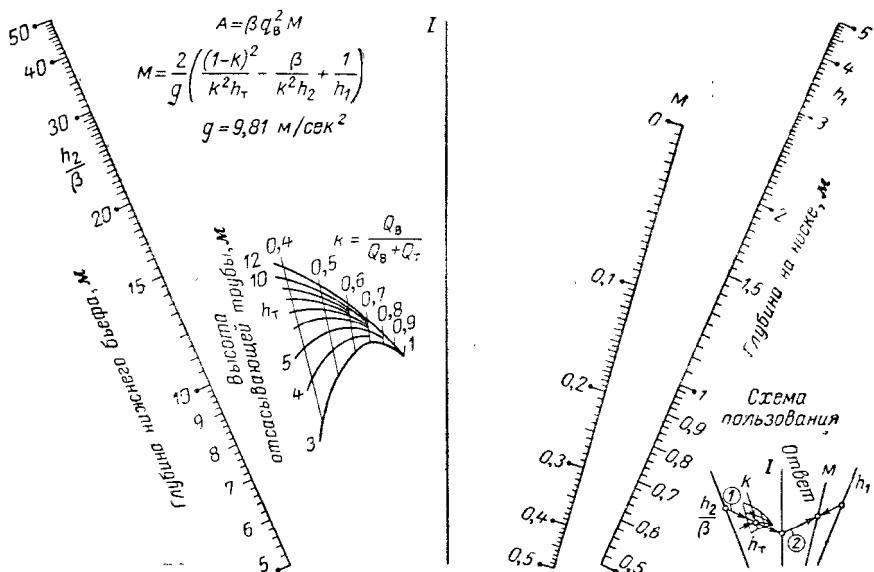
ПРИЛОЖЕНИЕ 7

Номограмма для расчета глубины потока h_1 на носке водослива по известным h_0 и T'_0



ПРИЛОЖЕНИЕ 8

Номограмма для определения значения члена M , входящего в выражение приращения количества движения



ПРИЛОЖЕНИЕ 9

Коэффициенты формы σ_ϕ для безвакуумных водосливов, очерченных по координатам Кригера—Офицерова

α_a , град	Φ_e , град	a/p			α_B , град	Φ_e , град	a/p			
		0,6	0,9	1,0			0,6	0,9	1,0	
15	15	0,855	0,850	0,933	55	45	0,980	0,983	0,993	
	30	0,885	0,880	0,974		60	0,984	0,989	1,000	
	45	0,899	0,892	0,993		65	0,926	0,929	0,933	
	60	0,902	0,895	1,000		15	0,968	0,970	0,974	
	15	0,880	0,888	0,933	45	30	0,986	0,988	0,993	
	30	0,912	0,920	0,974		60	0,993	0,995	1,000	
	45	0,928	0,934	0,993		75	15	0,930	0,930	0,933
	60	0,932	0,940	1,000		30	0,972	0,972	0,974	
35	15	0,897	0,907	0,933	45	45	0,992	0,992	0,993	
	30	0,932	0,940	0,974		60	0,998	0,999	1,000	
	45	0,949	0,956	0,993		85	15	0,933	0,933	0,933
	60	0,954	0,962	1,000		30	0,974	0,974	0,974	
	15	0,911	0,919	0,933	45	45	0,993	0,993	0,993	
	30	0,950	0,956	0,974		60	1,000	1,000	1,000	
	45	0,966	0,973	0,993		90	15	—	0,933	
	60	0,970	0,978	1,000		30	—	—	0,974	
55	15	0,922	0,927	0,933	45	45	—	—	0,993	
	30	0,960	0,964	0,974		60	—	—	1,000	

ПРИЛОЖЕНИЕ 1

Коэффициенты подтопления σ_n для безвакуумного водослива профиля Кригера—Офицерова

h_n/H_0	0	0,05	0,10	0,15	0,20	0,25	0,30	0,35
σ_n	1	0,999	0,998	0,997	0,996	0,994	0,991	0,998
h_n/H_0	0,40	0,45	0,50	0,55	0,60	0,65	0,70	
σ_n	0,983	0,978	0,972	0,965	0,957	0,947	0,933	
h_n/H_0	0,75	0,80	0,85	0,90	0,95	1,00		
σ_n	0,91—0,80	0,76	0,70	0,59	0,41	0		

ПРИЛОЖЕНИЕ 11

Коэффициент полноты напора σ_n для безвакуумного водослива
(по Н. П. Розанову и А. С. Офицерову)

H $H_{\text{проф}}$	Угол наклона верховой грани α_B , град							
	15	20	25	30	35	40	45	50
0,5	0,948	0,947	0,945	0,943	0,942	0,940	0,938	0,936
0,6	0,961	0,960	0,958	0,957	0,956	0,954	0,953	0,952
0,7	0,972	0,971	0,970	0,969	0,968	0,967	0,966	0,965
0,8	0,982	0,982	0,981	0,980	0,980	0,979	0,978	0,978
0,9	0,991	0,991	0,991	0,991	0,990	0,990	0,990	0,989
1,0	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000
1,1	1,008	1,008	1,009	1,009	1,009	1,009	1,009	1,010
1,2	1,016	1,016	1,017	1,017	1,017	1,018	1,019	1,019
1,3	1,023	1,023	1,024	1,025	1,026	1,025	1,027	1,028
1,4	1,029	1,030	1,032	1,032	1,034	1,035	1,036	1,037
1,5	1,036	1,037	1,038	1,040	1,041	1,042	1,043	1,044
1,6	1,042	1,043	1,045	1,046	1,048	1,050	1,051	1,052
1,7	1,048	1,050	1,051	1,053	1,055	1,057	1,058	1,060
1,8	1,054	1,056	1,058	1,059	1,061	1,063	1,065	1,067
1,9	1,059	1,061	1,063	1,065	1,068	1,070	1,072	1,074
2,0	1,064	1,067	1,069	1,071	1,074	1,076	1,078	1,080

Продолжение прилож. 11

H $H_{\text{проф}}$	Угол наклона верховой грани α_B , град							
	55	60	65	70	75	80	85	90
0,5	0,934	0,933	0,931	0,929	0,927	0,925	0,923	0,922
0,6	0,950	0,949	0,947	0,946	0,945	0,943	0,942	0,940
0,7	0,964	0,963	0,962	0,961	0,960	0,959	0,958	0,957
0,8	0,977	0,977	0,976	0,975	0,975	0,974	0,973	0,973
0,9	0,989	0,989	0,988	0,988	0,988	0,987	0,987	0,987
1,0	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000
1,1	1,010	1,011	1,011	1,011	1,011	1,012	1,012	1,012
1,2	1,020	1,020	1,021	1,022	1,022	1,023	1,023	1,024
1,3	1,029	1,030	1,031	1,031	1,032	1,033	1,034	1,035
1,4	1,038	1,039	1,040	1,041	1,042	1,043	1,044	1,045
1,5	1,046	1,047	1,048	1,049	1,051	1,052	1,054	1,054
1,6	1,054	1,055	1,057	1,058	1,060	1,061	1,063	1,064
1,7	1,062	1,063	1,065	1,067	1,068	1,070	1,072	1,074
1,8	1,069	1,071	1,073	1,074	1,076	1,078	1,080	1,082
1,9	1,076	1,078	1,080	1,082	1,084	1,086	1,089	1,091
2,0	1,083	1,085	1,087	1,089	1,092	1,094	1,096	1,099

ЛИТЕРАТУРА

1. Абелев А. С., Преображенский Н. А., Чистяков А. М., Экспериментальные исследования гидротурбинных блоков совмещенного типа, Известия ВНИИГ, т. 48, 1947.
2. Абрамович Г. Н., Аэродинамика местных сопротивлений. Сб. статей по промышленной аэrodинамике и вентиляторостроению, изд. ЦАГИ им. Жуковского, М., 1935.
3. Абрамович Г. Н., Турбулентные свободные струи жидкостей и газов, Госэнергоиздат, 1948.
4. Абрамович Г. Н., Теория турбулентных струй, Физматгиз, 1960.
5. Аброскин Г. И., Кудашев А. В., Потапенко В. Т., Строительство Головного гидроузла на р. Вахш, «Гидротехническое строительство», 1962, № 8.
6. Аверьянова А. Г., Матвеев Е. С., Экономичные компоновки машинных зданий с горизонтальными агрегатами для средненапорных ГЭС, «Гидротехническое строительство», 1960, № 6.
7. Агалаков С. С., Красноярская гидроэлектростанция на р. Енисее, «Гидротехническое строительство», 1963, № 2.
8. Айвазян В. Г., Золотов Л. А., Каминский И. И., Семенков В. М., Вопросы повышения эффективности турбинных блоков русловых гидростанций, Труды института «Оргэнергострой», вып. 3, Куйбышев, 1960.
9. Айвазян В. Г., Золотов Л. А., Семенков В. М., О повышении пропускной способности напорных водосбросов совмещенных гидроэлектростанций при максимальных паводковых расходах, «Гидротехническое строительство», 1957, № 3.
10. Айвазян О. М., Свойство турбулентных русловых потоков на участках отрывного течения, Известия АН Арм. ССР (серия техническая), т. X, № 2, 1957.
11. Айвазян О. М., О кинетических условиях и рассеяниях энергии на плоских поверхностях раздела в турбулентных русловых потоках, «Гидротехника и мелиорация», 1959, № 5.
12. Александров Б. К., Проектирование гидроэлектростанций. Очерки по истории энергетической техники СССР, Госэнергоиздат, 1955.
13. Александров Б. К., Гидроэлектростанции с горизонтальными агрегатами, «Гидротехническое строительство», 1960, № 6.
14. Александров Б. К., Егоров Н. А., Оборотова М. Г., Пути улучшения конструкций русловых гидроэлектростанций, «Гидротехническое строительство», 1959, № 12.
15. Ананян А. К., О пропускной способности двухъярусных водосбросов, Известия АН Арм. ССР, т. III, № 3, 1950.
16. Ананян А. К., Движение жидкости на повороте водовода, изд. Арм. ССР, Ереван, 1957.
17. Андгуладзе Х. Е., Бюс А. В., Исследование эжекции на гидроэлектростанции башенного типа, Труды Грузинского политехнического института, № 3 (96), 1964.
18. Андрианова В. Н., Стroganova Е. A., Борьба с плавающим мусором и очистка сороудерживающих решеток гидроэлектростанций (обзор), Информационный листок № 3, Гидропроект, 1957.
19. Антонников А. Ф., Местное увеличение удельных расходов в нижнем бьефе гидроузлов и меры борьбы с ним, «Гидротехническое строительство», 1958, № 2.
20. Антонников А. Ф., К вопросу расчета и назначения длины крепления нижнего бьефа гидротехнических сооружений, «Гидротехническое строительство», 1960, № 2.
21. Арутюнов Р. А., Гомолко Л. Н., Кавитационная стойкость гидротехнического бетона, «Гидротехническое строительство», 1967, № 10.
22. Астафичева Т. Н., Гидравлические условия работы совмещенных ГЭС с горизонтальными капсульными агрегатами, Труды ЛПИ, № 489, изд-во «Энергия», 1968.
23. Астафичева Т. Н., Васильев Ю. С., Гаген А. В., Саморуков И. С., Мошков Л. В., Пецуль К. С., Комплексные лабораторные исследования гидроагрегатов, 27—1075

гатного блока Череповецкой ГЭС, Труды координационных совещаний по гидротехнике, вып. XXII, изд-во «Энергия», 1965.

24. Афанасьев В. Н., Гальперин Р. С., К вопросу об эффективности СУС на Сталинградской гидроэлектростанции, Информационный листок № 4, Гидропроект, 1957.

25. Ахмедов Т. Х., Определение максимально допустимой величины повышения горизонта воды нижнего бьефа над носком водосливной плотины, Вестник АН Каз. ССР, № 8, Алма-Ата, 1960.

26. Ахмедов Т. Х., Определение фокуса размыва при сопряжении бьефов свободно отброшенной с носка плотины струей, Вопросы гидротехники, вып. 2, изд. АН Уз. ССР, Ташкент, 1961.

27. Ахмедов Т. Х., К вопросу определения коэффициента скорости на водоотбросном носке высоких плотин, Вестник АН Каз. ССР, № 2 (191), Алма-Ата, 1961.

28. Ахмедов Т. Х., Лабораторные исследования местного размыва скальных пород, Труды координационных совещаний по гидротехнике, вып. VII, Госэнергоиздат, 1963.

29. Ахмедов Т. Х., Местный размыв трещиноватой скалы в нижнем бьефе водосливных плотин, «Гидротехническое строительство», 1968, № 9.

30. Ахмед Эзаат Эль-Ансари, Расчет скоростей и давлений на повороте напорных водосбросов, Автографат диссертации на соискание степени канд. техн. наук, МИСИ, 1968.

31. Базилевич В. А., Определение размывающей способности потока по актуальным скоростям, «Гидротехническое строительство», 1962, № 8.

32. Базилевич В. О., Разподіл актуальних придоних швидкостей в нижньому бьефі водозливової греблі, Доповіді АН УРСР № 7, Київ, 1961.

33. Базилевич В. О., Ді турбулентного потоку на русло складене з незв'язних ґрунтів в умовах плоскої задачі, Доповіді АН УССР, Київ, 1961.

34. Баланин В. В., Васильевский В. П., Определение коэффициента сопротивления паза плоского затвора с учетом пространственного характера задачи, Труды ЛИИВТ, вып. 88, 1967.

35. Баланин В. В. и Селезнев В. М., К расчету скоростного поля за полуzapрудой, Труды ЛИИВТ, вып. XXVI, 1959.

36. Баль Б. А., Эжекционные испытания на Волжской ГЭС имени XXII съезда КПСС, «Гидротехническое строительство», 1963, № 6.

37. Бахметев Б. А., О неравномерном движении жидкости в открытом русле, Известия С.-Петербургского Политехнического Института, т. XVI, вып. 1, 1911.

38. Бахметев Б. А., Механика турбулентного потока, Госстройиздат, 1939.

39. Беляков А. А., Ярошена И. Ф., Беляков А. А., Бетонная плотина, совмещенная со зданием гидроэлектростанции, «Бюллетень изобретений» 1960, № 14, (Авторское свидетельство СССР, № 130411).

40. Беляшевский Н. Н., Сопряжение бьефов за водосливными плотинами с носком, изд. АН УССР, Киев, 1953.

41. Беляшевский Н. Н., К вопросу проектирования бетонного крепления за водосливными плотинами, «Гидротехническое строительство», 1957, № 5.

42. Беляшевский М. М. и Пивовар М. Г., Розрахунок кріплення за низьконапрінними щитковими водоскидами, АН УССР, Київ, 1962.

43. Березинский А. Р., Исследование потери напора в решетках водозаборных сооружений, Труды гидравлической лаборатории ВОДГЕО, № 1, Госстройиздат, 1941.

44. Березинский А. Р., Пропускная способность водослива с широким порогом, Стройиздат, 1950.

45. Березинский А. Р., Пропускная способность водосливов, «Гидротехническое строительство», 1951, № 3.

46. Березинский А. Р., Дульнев В. В., О потерях напора в решетке, «Гидротехническое строительство», 1958, № 5.

47. Березинский А. Р., Орлов В. И., Исследование глубинного водоприемника Нурекской ГЭС, Известия высших учебных заведений, Энергетика, 1966, № 8.

48. Бернштейн Л. Б., Приливные электростанции в современной энергетике, Госэнергоиздат, 1961.

49. Бернштейн Л. Б., Прямоточные и погруженные гидроагрегаты, Центр. институт научно-техн. информ. машиностроения, 1962.

50. Бобров Р. И., Арочная плотина со встроенным машинным зданием ГЭС, «Гидротехническое строительство», 1961, № 7.

51. Бобрицкий М. М., Павловская гидроэлектростанция на р. Уфе, «Гидротехническое строительство», 1961, № 1.

52. Большие плотины СССР, Альбом, Госэнергоиздат, 1962.

53. Борисевич С. П., Механическое оборудование сооружений Братской ГЭС, «Гидротехническое строительство», 1963, № 10.

54. Брановер Г. Г., Исследование затопления поверхности прыжка, Известия АН Латв. ССР, № 5 (118), 1957.

55. Бутилов В. И., Водосбросы на совмещенных гидроэлектростанциях, Автографат диссертации на соискание степени канд. техн. наук, МЭИ, 1954.

56. Бурков А. Ф., Выбор конструктивных схем гашения энергии за высокими водосливными плотинами, Известия ВНИИГ, т. 72, 1963.
57. Бурков А. Ф., Тюкина С. А., Влияние каркаса, опорных балок и засоренности решеток на гидравлические потери в них, Известия ВНИИГ, т. 64, 1960.
58. Бурцев Г. С., Каневская гидроэлектростанция на р. Днепре, «Гидротехническое строительство», 1966, № 8.
59. Ван Ли-янь, Исследование эжекции в отсасывающую трубу, Автореферат диссертации на соискание степени канд. техн. наук, МИСИ, 1956.
60. Васильев А. Ф., Эжекция на Камской водосливной ГЭС, «Гидротехническое строительство», 1957, № 8.
61. Васильченко Г. В., Гидравлический расчет напорных водосбросов, Автореферат диссертации на соискание степени канд. техн. наук, Минск, БПИ, 1958.
62. Васильченко Г. В., Распределение давлений в напорных водосбросах сложного очертания, Сборник научных трудов БПИ, № 54, 1956.
63. Вейц И. И., Комплексное сооружение «ГЭС — водосбрасывоходный шлюз» («ГВШ»), Известия ВНИИГ, т. 31, 1946.
64. Вейц И. И., Основные задачи соединения двух потоков, Известия ВНИИГ, т. 32, 1947.
65. Волжский и Камский каскады гидроэлектростанций (Под ред. Г. А. Руссо), Госэнергоиздат, 1960.
66. Войнич-Сяноженский Т. Г., Задачи гидравлики бурных и аэрированных потоков, их сопряжение с нижним бьефом и гашения энергии в условиях поверхностных водосбросов высоких гидроузлов, Труды ТНИСГЭИ, вып. 1, Тбилиси, 1968.
67. Воробьев Г. А., Исследование начала кавитации, возникающей на естественной зернистой шероховатости бетонной поверхности, Известия ВНИИГ, т. 78, 1965.
68. Временные указания по гидравлическому расчету поверхностных водосбросов высоких гравитационных плотин, ВСН-01-65, ГПКЭиЭ, изд-во «Энергия», 1965.
69. Временные указания по расчету размыва скального русла за водосливными плотинами с носком-трамплином, ВСН-07-65, ГПКЭиЭ, изд-во «Энергия», 1965.
70. Высоцкий Л. И., Основы теории управления бурными потоками, изд. Саратовского университета, 1968.
71. Вяземский О. В., К вопросу о проектировании и модельных исследованиях сифонных водосливов, «Гидротехническое строительство», 1938, № 1.
72. Гаврилов В. В., Тип надводосливной ГЭС и применение его на Куйбышевском гидроузле, «Гидротехническое строительство», 1937, № 11.
73. Гидроузел Джатилухур, Экспресс-информация ВИНИТИ, Гидроэнергетика, 1966, № 40.
74. Гальперин Р. С., К вопросу о размывах за водосбросными сооружениями, «Гидротехническое строительство», 1956, № 3.
75. Гришин М. М., Гидротехнические сооружения, Госстройиздат, 1962.
76. Гришин М. М., Обзор плотиностроения в зарубежных странах за последние годы, «Гидротехническое строительство», 1965, № 3.
77. Громов В. И., Ткаченко П. Е., Лабораторные и натурные исследования турбинного блока Шильской ГЭС с эжекцией в отсасывающую трубу. Доклады ТСХА, вып. 56, 1960.
78. Губин Ф. Ф., Использование водной энергии, ОНТИ, 1936.
79. Губин Ф. Ф., О применении раструбной отсасывающей трубы, «Гидротехническое строительство», 1963, № 8.
80. Гунько Ф. Г., О поверхностном режиме течения в условиях пространственной задачи, Известия ВНИИГ, т. 37, 1948.
81. Гунько Ф. Г., К вопросу о механизме взаимодействия поверхностной струи с водной массой нижнего бьефа, Известия ВНИИГ, т. 42, 1950.
82. Гунько Ф. Г., Классификация форм сопряжения бьефов в пространственных условиях для случаев плотин с уступом при гладком водобое и без уступа при наличии водобойной стенки, Известия ВНИИГ, т. 58, 1958.
83. Гунько Ф. Г., Методика гидравлических расчетов нижних бьефов многоярусных плотин на равнинных реках при маневрировании затворами, Госэнергоиздат, 1957.
84. Гунько Ф. Г., О расчете крепления из каменной наброски за рисбермами водосливных плотин, Известия, ВНИИГ, т. 76, 1964.
85. Гурьев А. П., О пропускной способности водослива с широким порогом криволинейного очертания, «Гидротехническое строительство», 1967, № 6.
86. Гурьев В. П., Смирнов И. Н., Исследование гидравлических турбин на модели, «Котлотурбиностроение», 1953, № 5.
87. Денисов И. П., Новейшие идеи в конструкции зданий низконапорных установок, «Гидротехническое строительство», 1933, № 5.
88. Дноуглубительные работы в нижнем бьефе ГЭС Лавамонд на р. Драве, Экспресс-информация ВИНИТИ, Гидроэнергетика № 25, 1968.
89. Доценко Т. П., Киевская ГЭС на р. Днепре, «Гидротехническое строительство», 1963, № 5.
90. Дульнев В. Б., Определение потерь напора в решетках, «Гидротехническое строительство», 1956, № 9.

91. Дульнев В. Б., Расширение потока и восстановление кинетической энергии в потенциальную при выходе из отсасывающих труб ГЭС, Труды координационных совещаний по гидротехнике, вып. XV, изд-во «Энергия», 1964.
92. Дульнев В. Б., Подбор рациональных очертаний глубинных водоприемников при плотинных ГЭС, Труды координационных совещаний по гидротехнике, вып. XXII, изд-во «Энергия», 1965.
93. Егизаров И. В., Гидроэлектрические установки, ч. II ГНТИ, 1931.
94. Егоров А. В., Новосибирская гидроэлектростанция на р. Оби, «Гидротехническое строительство», 1957, № 12.
95. Егоров С. А., Восстановление напора гидростанции в паводок отгоном прыжка, «Электрические станции», 1942, № 6.
96. Егоров С. А., Эжекция в нижний бьеф гидростанций, Госэнергоиздат, 1948.
97. Егоров С. А., Эжекция в нижний бьеф на малых гидростанциях, «Гидротехническое строительство», 1949, № 8.
98. Егоршин С. И., Гидравлика сороудерживающих решеток совмещенных ГЭС, Труды координационных совещаний по гидротехнике, вып. XXII, изд-во «Энергия», 1965.
99. Емцев Б. Т., Двухмерные бурные потоки, изд-во «Энергия», 1957.
100. Емцев Б. Т. и Слесский П. М., К расчету сопряжения бьефов за водосливными плотинами с уступом, «Гидротехническое строительство», 1953, № 8.
101. Заваруев В. П. и Саркисова М. Ф., Исследование влияния эжекции в отсасывающую трубу на работу агрегата, Бюллетень научно-технической информации, Гидропроект, 1958, № 2.
102. Здания гидроэнергетических установок, Под редакцией Д. С. Щавелева, изд-во «Энергия», 1967.
103. Зерюков В. И., Схема использования р. Днестра с унифицированными основными параметрами истроенными ГЭС, «Гидротехническое строительство», 1964, № 11.
104. Золотов Л. А., Семенков В. М., Гидравлические исследования нового типа совмещенной гидроэлектростанции, Труды института «Оргэнергострой», вып. 3, 1959.
105. Зотикова А. Н., Дунаев В. В., Потери напора на сороудерживающих решетках Горьковской ГЭС, Информационный листок № 3, Гидропроект, 1957.
106. Иванова Т. В., Сифонные водосбросы, ч. II, ГОНТИ, 1939.
107. Иванова Т. В., Казимирович А. С., Сифонные водосбросы, ОНТИ, 1935.
108. Использование водной энергии, под редакцией Д. С. Щавелева, изд-во «Энергия», 1965.
109. Идельчик И. Е., Справочник по гидравлическим сопротивлениям, Госэнергоиздат, 1960.
110. Илизарова Л. И., Структура потока за плохо обтекаемым телом, сб. «Промышленная аэродинамика», вып. 27, ЦАГИ, изд-во «Машиностроение», 1966.
111. Исаченко Н. Б., Влияние шероховатости водосбросной поверхности на степень воздухонасыщения открытого потока, Известия ВНИИГ, т. 78, 1965.
112. Исследование водосбросного туннеля плотины Бхакра, По страницам иностранных журналов, «Гидротехническое строительство», 1958, № 3.
113. Исследование оголовков донных водоспусков, Из опыта зарубежной техники, «Гидротехническое строительство», 1961, № 11.
114. Каменев И. А., Аэрация потока, падающего с консольного водосброса, «Гидротехническое строительство», 1964, № 8.
115. Каменев И. А., О дальности отброса водосбросной струи, «Гидротехническое строительство», 1966, № 3.
116. Каскад ГЭС на р. Арда, Экспресс-информация ВИНИТИ, Гидроэнергетика, № 9, 1968.
117. Кацановский Б. Д., Определение эффекта эжекции при пропуске паводков через донные отверстия ГЭС, Известия ВНИИГ, 1947, т. 34.
118. Кварцхелия Л. Д., О рациональном расположении зданий русловой ГЭС в условиях горных рек с размываемым руслом, Известия ТНИСГЭИ, т. 12 (46), 1960.
119. Кварцхелия Л. Д., Саралидзе А. Э., Лабораторные исследования гидравлики нижнего бьефа перепадной ГЭС № 2 на отводящем канале ИнгуриГЭС, Известия ТНИСГЭИ, т. 17, изд-во «Энергия», 1967.
120. Квятковский В. С., Рабочий процесс осевой гидротурбины, Труды ВИГМ, вып. XIV, Машгиз, 1951.
121. Кеберле С. И., Автоматические сифонные водосбросы, Автореферат диссертации на соискание степени канд. техн. наук Средне-Азиатский политехнический институт, Ташкент, 1954.
122. Киселев П. Г., Справочник по гидравлическим расчетам, Госэнергоиздат, 1961.
123. Кнороз В. С., Естественная отмостка русл, образованных материалами неоднородной крупности, Известия ВНИИГ, т. 70, 1962.
124. Кнороз В. С., «Неразмывающие» (предельные) скорости разнозернистых по крупности несвязных материалов, Известия ВНИИГ, т. 71, 1962.

125. Коваленко И. И., Построение внутренних криволинейных поверхностей напорных водосбросов совмещенных гидроэлектростанций, Научные записки МИИВХ, т. XX, 1958.
126. Королев А. А., Гидроузел Саньмынься на р. Хуанхэ, «Гидротехническое строительство», 1957, № 7.
127. Кох А. и Карстарьев М., Основы практической гидродинамики, Госэнергоиздат, 1933.
128. Кудояров Л. И., Бородин Н. П., Некоторые данные о строительстве Саратовской ГЭС, «Гидротехническое строительство», 1966, № 4.
129. Кудрявцев Е. П., Исследование пульсации давления в нижнем бьефе ГЭС совмещенного типа с горизонтальным дном отводящего русла, Гидравлика и гидротехника, вып. 4, изд-во «Техника», Киев, 1966.
130. Кузьмин К. К., Высотная Асуанская плотина, «Гидротехническое строительство», 1965, № 4.
131. Кригер В. П. и Джестин Дж. Д., Справочник по гидроэлектростанциям, Госэнергоиздат, 1960.
132. Кумин Д. И., Определение эжекционного эффекта в гидростанциях с эжекторами во всасывающих трубах, Известия ВНИИГ, т. 32, 1947.
133. Кумин Д. И., Сопряжение бьефов при поверхностном режиме, Госэнергоиздат, 1948.
134. Кумин Д. И., Сопряженные глубины гидравлического прыжка в пространственных условиях, «Гидротехническое строительство», 1950, № 2.
135. Кумин Д. И., Максимальный эжекционный эффект в водосливных гидростанциях, Известия ВНИИГ, т. 44, 1951.
136. Кумин Д. И., О рассеивании энергии в нижнем бьефе и его влиянии на выбор длины крепления, Известия ВНИИГ, т. 46, 1951.
137. Кумин Д. И., О влиянии пульсации скорости на размывающую способность потока, Известия ВНИИГ, т. 52, 1954.
138. Кумин Д. И., Гидравлический расчет крепления в нижнем бьефе водосбросов, Госэнергоиздат, 1955.
139. Кумин Д. И., Тurbулентность и гашение энергии при сопряжении бьефов, Известия ВНИИГ, т. 55, 1956.
140. Куценов В. А. и Немченко А. З., Гидростанции с дополнительными водосбросами через здание ГЭС, «Гидротехническое строительство», 1937, № 7—8.
141. Латышенков А. М., Струенаправляющие дамбы, изд. ВОДГЕО, 1956.
142. Латышенков А. М., Об очертании струенаправляющих пирсов у водосливных плотин, Труды гидравлической лаборатории ВОДГЕО, № 11, Стройиздат, 1965.
143. Латышенков А. М., Вопросы гидравлики искусственно сжатых русел, Госстройиздат, 1960.
144. Лаупман П. П., Встроенная сифонная гидростанция, «Гидротехническое строительство», 1945, № 7—8.
145. Лебедев И. В., Сейфулла Д. Д., К оценке гидравлического сопротивления пазовых конструкций, Известия высших учебных заведений, Энергетика, № 3, 1967.
146. Леви И. И., Новый метод расчета затопленных сооружений, Известия НИИГ, т. 6, 1932.
147. Леви И. И., К вопросу о теории поверхностного прыжка и о расчете плотин при поверхностном режиме, Известия НИИГ, т. VII, 1932.
148. Леви И. И., Движение речных потоков в нижних бьефах гидротехнических сооружений, Госэнергоиздат, 1955.
149. Леви И. И., Свойность течения и глубина размыва русла за рисбермой гидротехнических сооружений, Известия ВНИИГ, т. 73, 1963.
150. Левицкий Б. Ф., Установление границы затопления поверхностного прыжка, Научные записки Львовского политехнического института, вып. XXXI, № 7, Изд-во Львовского университета, 1955.
151. Левицкий Б. Ф., Расчет высоты уступа водосливных плотин с носком, Там же.
152. Левицкий Б. Ф., О сопряжении бьефов при поверхностном режиме, Научные записки Львовского политехнического института, вып. XIII, № 8, Изд-во Львовского университета, 1956.
153. Ли Жуй, Гидроэнергостроительство Китая в первой пятилетке, «Гидротехническое строительство», 1958, № 3.
154. Логутов Д. И., Здание гидроэлектростанции совмещенного типа, «Бюллетень изобретений», 1966, № 6, Авторское свидетельство СССР, № 181004.
155. Лубочкин Е. А., Разрушение земляной плотины ГЭС малой мощности, «Гидротехническое строительство», 1957, № 8.
156. Лузан С. В., О рациональном типе гидроэлектростанции среднего напора на равнинных реках, «Гидротехническое строительство», 1964, № 6.
157. Лысов В. Ф., Компоновка здания ГЭС с горизонтальными сороудерживающими решетками, «Гидротехническое строительство», 1960, № 11.
158. Лю Да-мин, Распределение скоростей и давлений в водосбросных совмещенных ГЭС, «Гидротехническое строительство», 1961, № 8.

159. Лярош С., Легро Г., Строительство гидроузла Гранваль, «Гидротехническое строительство», 1961, № 6.
160. Лятхер В. М., Турублентность в гидросооружениях, изд-во «Энергия», 1968.
161. Лятхер В. М., Прудовский А. М., Условия движения на повороте в зависимости от коэффициента гидравлического трения и относительной ширины потока, сб. «Гидравлика сооружений и динамика речных русел», Изд-во АН СССР, 1959.
162. Материалы по гидравлическим расчетам нижних бьефов водосливных бетонных и железобетонных гравитационных плотин, возводимых на нескольких основаниях ВНИИГ, изд-во «Энергия», 1966.
163. Малюк Н. В., О распределении осредненных гидродинамических нагрузок на бетонное крепление за водосливными гидроэлектростанциями с горизонтальными капсульными агрегатами, сб. «Гидротехника и гидромеханика», АН УССР «Наукова думка», Киев, 1964.
164. Малюк Н. В., Определение эжекционного эффекта на совмещенных ГЭС с напорными водосбросами, Гидравлика и гидротехника, вып. 4, изд-во «Техника». Киев, 1966.
165. Малюк Н. В., Влияние изменения оборотов турбины на поле пульсационных скоростей в нижнем бьефе ГЭС, Гидравлика и гидротехника, вып. 7, изд-во «Техника», Киев, 1968.
166. Ма Шэн-тий, Гидроэнергетическое строительство в Китайской Народной Республике, «Гидротехническое строительство», 1957, № 8, 1958, № 1.
167. Микuleц С., Строительство гидроэлектрических станций в Югославии, «Гидротехническое строительство», 1958, № 10.
168. Мирцхулава Ц. Е., Прогнозирование наибольшей глубины местного размыва свободно падающей струей, «Гидротехническое строительство», 1965, № 8.
169. Мирцхулава Ц. Е., Размыв русла и методика оценки их устойчивости, изд-во «Колос», 1967.
170. Михалев М. А., Определение глубины размыва несколького основания падающей струей, «Гидротехническое строительство», 1960, № 9.
171. Михалев М. А., К вопросу о распределении струи капельной жидкости вдоль шероховатой поверхности, Известия ВНИИГ, т. 77, 1965.
172. Модзалевский А. И., Данилов М. А., Некоторые особенности сопряжения бьефов за совмещенными ГЭС с горизонтальными агрегатами, Гидравлика и гидротехника, вып. 3, изд-во «Техника», Киев, 1966.
173. Мостков М. А., Башкиров А. А., Расчеты гидравлического удара, Госэнергоиздат, 1952.
174. Мошков Л. В., Экспериментальное исследование придонных скоростей и размывов русла за совмещенными гидроэлектростанциями, Труды ЛПИ, № 208, изд-во «Энергия», 1960.
175. Мустафин Х. Ш., Гидравлические лабораторные исследования гидростанции, размещенной в теле водосливной плотины, Автографат диссертаций на соискание степени канд. техн. наук, ЛПИ, 1951.
176. Назаров Н. Т., Водоприемники русловых ГЭС, Автографат диссертации на соискание степени канд. техн. наук, МИСИ, 1952.
177. Натариус Я. И., Гидроэлектростанции Салиме, «Гидротехническое строительство», 1958, № 3.
178. Недрига В. П., Сопрягающие устройства плотин, Госстройиздат, 1960.
179. Нестерук Ф. Я., Гидроэлектростанции Румынии, «Гидротехническое строительство», 1945, № 7—8.
180. Николаев Н. В., К вопросу восстановления мощности ГЭС в паводок эжекторами-водосбросами, «Гидротехническое строительство», 1958, № 1.
181. Новиков Ю. М., Краткий обзор индийского журнала, «Гидротехническое строительство», 1956, № 9.
182. Образовский А. С., К учету местного увеличения удельных расходов за рисбермами водосливных плотин, «Гидротехническое строительство», 1957, № 12.
183. Орахелашили М. М., Радиально-осевая гидротурбина со спаренным рабочим колесом, «Гидротехническое строительство», 1960, № 4.
184. Орахелашили М. М., Успехи гидротурбиностроения и научные исследования, «Гидротехническое строительство», 1968, № 8.
185. Офицеров А. С., Соколов В. Г., Эффект эжекции на гидроэлектростанции, совмещенной с водосливной плотиной, Труды гидравлической лаборатории ВОДГЕО, № 4, Госстройиздат, 1955.
186. Пааль Л. Л., Гашение энергии в нижнем бьефе сооружений в условиях донного режима сопряжения, Автографат диссертации на соискание степени канд. техн. наук, Л. 1958.
187. Павловский Н. Н., Основы гидравлики, Собрание сочинений, т. 1, Изд-во АН СССР, 1955.
188. Павловский С. С., Определение размывающих скоростей в нижнем бьефе плотины, «Гидротехническое строительство», 1956, № 8.
189. Павловский С. С., Исследование условий работы концевых креплений нижнего бьефа, Труды научно-исследовательского сектора Московского филиала института «Оргэнергострой», вып. 1, 1957.

190. Павловский С. С., Расчет концевых креплений в нижнем бьефе водосливных плотин, Труды научно-исследовательского сектора московского филиала института «Оргэнергострой», вып. 3, 1959.
191. Палишкис Н. А., О потерях напора в решетках водоприемника ГЭС, Известия высших учебных заведений, Энергетика, № 9, 1963.
192. Папир А. Н., Исследование работы совмещенного гидротурбинного блока при водобросе через колено отсасывающей трубы, Труды ЛПИ, № 187, 1956.
193. Перфильев В. В., Изучение мер борьбы с падением напора на гидроустановках, Известия НИИГ, т. 4, 1932.
194. Перфильев В. В., Опытное исследование турбины с эжектором во всасывающей трубе, Известия НИИГ, т. 7, 1932.
195. Перышкин Г. А., Синицын И. В., О совместной работе водослива с широким порогом и донного водосброса, сб. «Использование и охрана водных ресурсов Белоруссии», изд-во «Наука и техника», Минск, 1967.
196. Петров Н. А., Гидравлические исследования верхних струенаправляющих сооружений водосливных плотин, Научные доклады Высшей школы, Строительство, № 3, 1958.
197. Петров Н. А., Исследования струенаправляющих сооружений верхнего бьефа плотин, Автореферат диссертации на соискание ступени канд. техн. наук, МИСИ, 1959.
198. Пивовар Н. Г., Экспериментальное исследование гидродинамического давления на бетонное крепление за водосливными плотинами с носком, Известия института гидрологии и гидротехники АН СССР, № 12 (XIX), 1955.
199. Повх И. Л., Техническая гидромеханика, изд-во «Машиностроение», 1964.
200. Поликовский В. И., Перельман Р. Г., Воронкообразование в жидкости с открытой поверхностью, Госэнергоиздат, 1959.
201. Полонский Г. А., Механическое оборудование и металлические конструкции гидротехнических сооружений и их монтаж, изд-во «Энергия», 1967.
202. Прандтль Л., Гидроаэромеханика, Изд-во иностр. лит., 1949.
203. Предварительная экспертиза проекта Днепровской гидроэлектрической станции, Материалы по экспертизе американской фирмы Хью Л. Купер и К°, Стенограмма заседания 9 сентября 1926 г., Промиздат, Ленинград, 1926.
204. Претор Г. А., Специальные типы гидроэлектростанций, Госэнергоиздат, 1960.
205. Проект ГЭС Сунда, «Гидротехническое строительство», 1960, № 7.
206. Проектирование речных гидроузлов на несkalьных основаниях, Под редакцией М. М. Гришина и А. В. Михайлова, изд-во «Энергия», 1967.
207. Прудовский А. М., Вереземский В. Г., Характеристики диффузорных водосбросов в зданиях ГЭС с вертикальными агрегатами, Труды Гидропроекта, сб. 15, изд-во «Энергия», 1968.
208. Рахманов А. Н., Размывающая способность потока в донном гидравлическом прыжке, Известия ВНИИГ, т. 63, 1960.
209. Рельтов Б. Ф., Об истечении из-под вертикального щита в горизонтальный лоток, Известия ВНИИГ, 1934, т. 11.
210. Розанов Н. П., Вопросы проектирования водопропускных сооружений, работающих в условиях вакуума и при больших скоростях потока, Госэнергоиздат, 1959.
211. Розанов Н. П., Веремеенко И. С., Исследования гидромашин и гидротехнических сооружений в Японии, изд-во «Энергия», 1968.
212. Розанов Н. П., Конакович Н. Я., Орлова Л. Н., Исследования входных оголовков глубинных водопропускных отверстий прямоугольных сечений, «Гидротехническое строительство», 1967, № 4.
213. Розанов Н. П., Шальнев К. К., Мойс П. Л., Пашков Н. Н., Воробьев Г. А., Прогнозирование начала кавитации на неровностях бетонной поверхности, Известия ВНИИГ, т. 78, 1965.
214. Россинский К. И., Местный размыв речного дна в нижних бьефах крупных гидротехнических сооружений. Проблемы регулирования речного стока, вып. 6, Изд-во АН СССР, 1956.
215. Россинский К. И., Кузьмин И. А., К выбору длины креплений дна за совмещенными гидроэлектростанциями, Труды Гидропроекта, сб. 12, изд-во «Энергия», 1964.
216. Рубинштейн Г. Л., Лабораторные исследования местного разрушения скалы в нижних бьефах высоких водосливных плотин, Труды координационных совещаний по гидротехнике, вып. VII, Госэнергоиздат, 1963.
217. Рубинштейн Г. В., Сандромирский Г. Б., Плявинская гидроэлектростанция на р. Даугаве, «Гидротехническое строительство», 1968, № 3.
218. Руководящие указания по проектированию совмещенных с водосбросами гидроэлектростанций с вертикальными агрегатами, РУ-10-53, Госэнергоиздат, 1954.
219. Румянцев А. М., Гидроэлектростанции Франции, Госэнергоиздат, 1958.
220. Рыльков В. Г., Выбор типа и размеров верхнего открыла сопрягающих устоев, Научно-технический информационный бюллетень № 2, Гидротехника, ЛПИ им. М. И. Калинина, 1959.

221. Сабанеев А. А., Об одном немоделируемом элементе гидротурбины, Известия ВНИИГ, т. 54, 1955.
222. Семенов В. В., Прямоточные гидроагрегаты высокой и сверхвысокой быстротности, Госэнергоиздат, 1959.
223. Серков В. С., Эксплуатация совмещенных гидроэлектростанций, изд-во «Энергия», 1967.
224. Симаков Г. В., О сифонных водосбросах с максимальной пропускной способностью, Труды ЛПИ, № 289, изд-во «Энергия», 1967.
225. Синотин В. И., Повышение эффективности эжектирования применением эжекторных балок на ГЭС с напорными водосбросами, Известия ВНИИГ, т. 59, 1958.
226. Складнев М. Ф., Границы поверхностно-донного режима при сопряжении бьефов водопропускных сооружений, оканчивающихся низовым уступом, Известия ВНИИГ, т. 55, 1956.
227. Складнев М. Ф., О границах критических режимов поверхностного прыжка, Известия ВНИИГ, т. 58, 1958.
228. Складнев М. Ф., О длине водоворотного участка поверхностного и поверхностно-донного гидравлических прыжков, Известия ВНИИГ, т. 55, 1956.
229. Синельщиков В. С., Открытые аэрированные потоки, Автореферат диссертации на соискание степени канд. техн. наук, 1967.
230. Синельщиков В. С., О гидравлическом расчете равномерного аэриированного потока, «Гидротехническое строительство», 1967, № 7.
231. Скребков Г. П., Определение границы затопления поверхностного прыжка, Известия высших учебных заведений, Энергетика, 1958, № 4.
232. Скребков Г. П., Выбор численных значений коэффициента скорости, Известия высших учебных заведений, Энергетика, 1960, № 8.
233. Скребков Г. П., Расчет затопления входных отверстий напорных водосбросов совмещенных ГЭС, Научные доклады Высшей школы, Энергетика, 1958, № 1.
234. Скребков Г. П., Вопросы гидравлики сопряжения буферов за совмещенными гидроэлектростанциями, Автореферат на соискание ученой степени канд. техн. наук, МЭИ, 1960.
235. Скребков Г. П., Синельщиков В. С., Гидравлический расчет равномерного аэриированного потока, Известия высших учебных заведений, Энергетика, 1968, № 7.
236. Сластенин Е. В., Исследование эжекции в отсасывающие трубы гидроэлектростанций, Известия высших учебных заведений, Строительство и архитектура, № 4, Новосибирск, 1958.
237. Слезкин Н. А., Динамика вязкой несжимаемой жидкости, ГИТТЛ, 1955.
238. Слисский П. М., К расчету пропускной способности напорных водосбросов, Труды МЭИ, вып. XIX, Гидроэнергетика, Госэнергоиздат, 1956.
239. Слисский С. М., Эжекция в нижний бьеф на совмещенных гидроэлектростанциях, Госэнергоиздат, 1953.
240. Слисский С. М., Напор гидротурбины, установленной в гидротурбинном блоке гидроэлектростанций, «Гидротехническое строительство», 1955, № 7.
241. Слисский С. М., Угол наклона поверхности водосливной струи при первом критическом режиме, Научные доклады Высшей школы, Энергетика, 1959, № 2.
242. Слисский С. М., Расчет поверхностных режимов за совмещенными гидроэлектростанциями и плотинами с уступом, Труды МЭИ, Гидроэнергетика, серия № 2, 1961.
243. Слисский С. М., Расчет и исследования пропускной способности водосбросов и эжекции на совмещенных ГЭС, «Гидротехническое строительство», 1963, № 7.
244. Слисский С. М., Расчет форм сопряжения бьефов двухъярусных плотин при донном режиме, Плотины, Сборник трудов МИСИ № 46, изд-во МИСИ, 1964.
245. Слисский С. М., Скребков Г. П., Улучшение энергетических качеств гидроэлектростанций назначением оптимального высотного положения (и конфигурации) водобоя и рисбермы машинного здания, Труды МЭИ, вып. XXX, Госэнергоиздат, 1958.
246. Смоляников Н. Т., Влияние режима протекания потока и крупности наносов на местный размыв в нижнем бьефе сооружений, «Гидротехническое строительство», 1951, № 4.
247. Смоляников Н. Т., О местном размыве в нижнем бьефе сооружений, «Гидротехническое строительство», 1955, № 8.
248. Сницар Я. Е., Расчет эпюра напора дренированных флютбетов, Гидравлика и гидротехника, вып. 6, изд-во «Техника», Киев, 1968.
249. Смыслов В. В., Теория водослива с широким порогом, изд. АН УССР, Киев, 1956.
250. Соколов В. А., Строительство гидроэлектростанций в Австрии, Госэнергоиздат, 1957.
251. Соколов В. Г., Об исследовании аэрации потока на водосливной ГЭС, Труды гидравлической лаборатории ВОДГЕО, № 3, Госстройиздат, 1952.
252. Соколов Д. Я., О потере напора в решетках, «Гидротехническое строительство», 1960, № 10.

253. Соколовский С. В.. К вопросу об определении условий второго критического режима для водосливной плотины с гуськом, Сборник трудов Одесского гидромелиоративного института, вып. VI, 1954.
254. Солнышков В. А., Использование турбины ГЭС в качестве водосбросов, Известия ВНИИГ, т. 65, 1960.
255. Соловьева А. Г., О размыве русла струей, отбрасываемой трамплином, Известия ВНИИГ, т. 68, 1961.
256. Соловьева А. Г., Некоторые вопросы гидравлики нижнего бьефа высокогорных ГЭС на многоводных реках, Труды координационных совещаний по гидравлике, вып. XXII, изд-во «Энергия», 1965.
257. Степанов Н. Н., Здание крупных речевых гидроэлектростанций с коническими отсасывающими трубами, «Гидротехническое строительство», 1964, № 11.
258. Степанов Н. Н., Изучение пропускной способности и эжекционного эффекта на модели крупной речевой совмещенной ГЭС, Известия высших учебных заведений, Энергетика, 1966, № 9.
259. Степанов П. М., О минимальной высоте наклонного к горизонту носка-ступа, обеспечивающего поверхностный режим сопряжения, Известия высших учебных заведений, Энергетика, 1967, № 7.
260. Студеничников Б. И., Размывающая способность потоков и методы речевых расчетов, Стройиздат, 1964.
261. Студеничников Б. И., Местный размыв за водосбросами по данным лаборатории и расчетов, Труды института ВОДГЕО, вып. 21, 1968.
262. Сулейманов К. А., Исследования влияния шероховатости и длины горизонтального крепления на глубину местного размыва за гидротехническими сооружениями, Автореферат диссертации на соискание степени канд. техн. наук, Алма-Ата, 1964.
263. Схема использования Заднего Рейна, По страницам иностранных журналов, «Гидротехническое строительство», 1964, № 3.
264. Сыроежин М. И., Из опыта проектирования, строительства и эксплуатации зданий гидроэлектростанций, Госэнергоиздат, 1961.
265. Татаров И. Я., О пропускной способности водослива с широким порогом, работающим совместно с донными трубами, Известия высших учебных заведений, Строительство и архитектура, 1964, № 2.
266. Телешев В. И. и Семенов Н. Г., Гидроэлектростанция на р. Мамакане, «Гидротехническое строительство», 1968, № 5.
267. Терминология гидротехники, АН СССР, Изд-во АН СССР, 1955.
268. Терминология гидротурбин, АН СССР, Изд-во АН СССР, 1953.
269. Технические условия и нормы проектирования гидротехнических сооружений, Гидравлические расчеты водослива, ТУ-12-51, Госэнергоиздат, 1952.
270. Технические условия и нормы проектирования гидротехнических сооружений, Глубинные водосбросы и водоспуски плотинных узлов ГЭС, ТУ-29-53, Госэнергоиздат, 1954.
271. Технические условия и нормы проектирования гидротехнических сооружений, Напорные бассейны деривационных гидроэлектрических станций, ТУ 14-51, Госэнергоиздат, 1953.
272. Ткаченко П. Е., Губин А. Ф., Энергетические показатели турбины в блоках новой конструкции, Доклады ТСХА, вып. 82, 1962.
273. Ткаченко П. Е., О напорах гидротурбин совмещенных гидроэлектростанций, Научные записки, МИИВХ, т. XX, Сельхозгиз, 1958.
274. Троицкий В. П., Кокорин Ю. В., Гидравлический прыжок в случае аэрированного потока, Труды ЛПИ, № 289, изд-во «Энергия», 1967.
275. Турбинное оборудование гидроэлектростанций, Под редакцией А. А. Морозова, Госэнергоиздат, 1961.
276. Тужилкин А. М., К вопросу о распределении скорости и давления при падении струи с уступа, Труды гидравлической лаборатории МИСИ, Госстройиздат, 1958.
277. Туманян В. И., Гидравлика сифонных водосбросов, Госэнергоиздат, 1949.
278. Указания по определению допускаемых (неразмывающих) скоростей водного потока для связных грунтов, Министерство сельского хозяйства, 1962.
279. Факторович М. Э., Гидравлика сопряжения с нижним бьефом потока, выходящего из напорных водоводов, Известия ВНИИГ, т. 34, 1947.
280. Факторович М. Э., Исследования взаимодействия между соединяющимися потоками жидкости при возможности двухстороннего расширения в вертикальной плоскости, Известия ВНИИГ, т. 61, 1958.
281. Филиппович И. В., Эжекция на ГЭС малого напора, Сборник научных трудов БПИ, вып. 59, Минск, 1958.
282. Филиппович И. В., Эжекция через открытую турбинную камеру на ГЭС малой мощности, сб. «Вопросы эксплуатации гидроэлектростанций БССР», БЕЛНТОЭП, Минск, 1958.
283. Фильчаков П. Ф., Панчишин В. М., Интеграторы ЭДГА, Моделирование потенциальных полей на электропроводной бумаге, изд. АН УССР, Киев, 1961.

284. Фомичев М. С., Структура потока в нижнем бьефе за плоским затвором, «Гидротехническое строительство», 1958, № 6.
285. Фридлянов Л. Т., Из опыта проектирования здания ГЭС совмещенного типа, «Гидротехническое строительство», 1957, № 12.
286. Химицкий К. Ф., О коэффициенте сжатия струи при истечении из-под сегментных затворов, «Гидротехническое строительство», 1960, № 11.
287. Химицкий К. Ф., О формулах для коэффициента сжатия струи, «Теплоэнергетика», 1961, № 3.
288. Цветков П. К., Малюк Н. В., О распределении максимальных мгновенных придонных скоростей в нижнем бьефе совмещенных ГЭС с горизонтальными капсульными агрегатами, «Гидравлика», вып. 1, изд-во «Техника», Киев, 1965.
289. Цветков П. К., Малюк Н. В., Расчет сопряжения бьефов за водосливными гидроэлектростанциями с горизонтальными капсульными агрегатами, Труды координационных совещаний по гидротехнике, вып. XXII, изд-во «Энергия», 1965.
290. Цветков П. К., Малюк Н. В., О восстановленном донном затопленном прижке за совмещенными ГЭС с горизонтальными агрегатами, Гидравлика и гидротехника, вып. 5, изд-во «Техника», Киев, 1967.
291. Циликин В. Ф., Вопросы вовлечения плавающих тел в заглубленные отверстия в условиях плоской и пространственной задач, Автореферат диссертации на соискание степени канд. техн. наук, ВНИИГ, Ленинград, 1967.
292. Чавтораев А. И., О гидравлике решеток водосбросов, Научные записки МИИВХ, т. XX, 1958.
293. Чавтораев А. И., О потерях напора в решетке, «Гидротехническое строительство», 1958, № 5.
294. Чепайкин Г. А., О путях уменьшения гидравлических потерь при входе воды в турбинные камеры русловых ГЭС, Труды МЭИ, вып. XXXVI, Гидравлика и гидротехнические сооружения, 1961.
295. Чернягин И. А., Потери мощности потока в предспиральных секционных водотоках низконапорных ГЭС, Известия ВНИИГ, т. 65, 1960.
296. Чернягин И. А., Потери напора в решетках и пазах водоприемника Горьковской ГЭС, Известия ВНИИГ, т. 67, 1961.
297. Чертоусов М. Д., Гидравлика, специальный курс, Госэнергоиздат, 1957.
298. Чертоусов М. Д., Расчет высоты уступа, сопрягающего водосливную поверхность с дном нижнего бьефа и обеспечивающего незатопленный поверхностный режим, Известия ВНИИГ, т. 32, 1947.
299. Чиквашвили Б. М., Распределение давлений на входных оголовках водосбросных галерей и пропускная способность их при совместной работе с поверхностным водосбросом, Госэнергоиздат, 1958.
300. Чистяков А. М., Новая методика модельных исследований турбин реактивного типа и гидротурбинных блоков ГЭС, Госэнергоиздат, 1958.
301. Чистяков А. М., Экспериментальные исследования гидравлики турбинных блоков ГЭС приплотинного типа, Труды координационных совещаний по гидротехнике, вып. XV, изд-во «Энергия», 1964.
302. Чистяков А. М., Лабораторные исследования гидротурбинных блоков приплотинных ГЭС и сопоставление результатов этих исследований, Труды координационных совещаний по гидротехнике, вып. XXII, изд-во «Энергия», 1965.
303. Шейман Л. Б., Рубинштейн Г. В., Решение низконапорного гидроузла в сборном железобетоне, «Гидротехническое строительство», 1962, № 10.
304. Шрагин Н. В., Сопряжение бьефов за совмещенными ГЭС в пространственных условиях, Известия ВНИИГ, т. 77, 1965.
305. Шрагин Н. В., Влияние турбины на распространение осредненных скоростей потока в нижнем бьефе совмещенных ГЭС, Сборник докладов по гидротехнике, вып. 6, изд-во «Энергия», 1965.
306. Шрагин Н. В., Исследование размывающей способности потока в нижнем бьефе совмещенной ГЭС, Известия ВНИИГ, т. 78, 1965.
307. Щапов Н. М., Графический анализ работы плотинных водоспусков, «Гидротехническое строительство», 1948, № 6.
308. Щапов Н. М., Турбинное оборудование гидростанций, Госэнергоиздат, 1955.
309. Щапов Н. М., Гидрометрия гидротехнических сооружений и гидромашин, Госэнергоиздат, 1957.
310. Щапов Н. М., Турбинное оборудование гидростанций, изд. 2-е, Госэнергоиздат, 1961.
311. Эльясберг С. Е., О положении нижнего сечения струи на перепадах и консольных сбросах, «Гидротехническое строительство», 1967, № 3.
312. Юдицкий Г. А., Силовое воздействие падающей струи на отдельности скального основания и условия его разрушения, Известия ВНИИГ, т. 72, 1963.
313. Юдицкий Г. А., Учет пульсационных нагрузок при расчете плит водобоя на всплытие, Известия ВНИИГ, т. 77, 1965.
314. Вегт H., Radler S., Die Entwicklung des Spiralauslasses und seine Verwirklichung beim Kraftwerk St. Pantaleon, Elektrotechnik und Maschinenbau, 1963, 80, № 12. Экспресс-информация ВИНИТИ, Гидроэнергетика, 1963, № 37.

315. Василев С., Использование на ежекцията при ВЕЦ и гидротехническите съоръжения, «Строителство», София, 1956, 3, № 7.
316. California Dam Will Be Highest Earthfill-730 feet, Engineering News-Record, 1958, v. 161, № 25 («Гидротехническое строительство», 1959, № 8).
317. Concrete and earth dams in Switzerland today, Swiss National Committee on Large Dams, Baden, 1967.
318. Čábelka J., Šrámek F., Hydrotechnický výzkum projektu vodního díla Slapy, Vodní hospodářství 405, Praha, 1954 (Zvláštní vydání č. 8).
319. Dams in Japan, Japanese National Committee on Large Dams, 1967.
320. Einwachter J., Wehre und Schlenabstürze, München, 1930.
321. Elevatorski E. A., Trajektori buket-type energy dissipators, ASCE, Journal of the Power Division, 1958, v. 84, № P07, p. 1553—1, 17.
322. Forster W. and Skrinde A., Control of the Hydraulic Jump by Sills, Transactions ASCE, 1950, p. 973.
323. Gabrecht G., Über die Liniensführung der Kraftwerksschleusen bei Niederdruk-Werken, Bautechnik, 1966, 43, № 2.
324. Haindl K., The surface regime and its influence on the function of the stilling basin chutes (МАГИ, XI конгресс, доклад 1.17, 1965).
325. Haszpraga O., The role of the surface hydraulic jump in designing the tail-water arpon of river barrages, МАГИ, XI конгресс, доклад 1.24, 1965).
326. Hochwalt C., Mayo A., Hydraulic power installation, (Патент США), «Р. Ж.», Гидроэнергетика и ветроэнергетика, 1966, № 5Д74П.
327. Kamiyama S., Two dimensional theory on flow through bend of arbitrary profile, RIHSM, v. 15, № 147.
328. Laco V., Tvar vtokových křidicí nízké hote, Vodnohospodářský časopis, 1964, 12, № 2.
329. Levin B., Problèmes de perte de charge et de stabilité des grilles de prise d'eau, Houille Blanche, 1967, 22, № 3. (Экспресс-информация ВИНИТИ, Гидроэнергетика, 1968, № 1).
330. Marquenet G., Utilisation de la crue au maintien de la hauteur de chute de l'usine de Faux-la-Montagne, La Houille Blanche Revue de l'ingénieur Hydraulicien, Mai 1961, «A» (Перевод Политехнической библиотеки, № 18971, 1957).
331. Mayo H. A., Горизонтальные гидроагрегаты с выносным генератором, «Р. Ж.», Гидроэнергетика и ветроэнергетика, 1965, № 11Д96.
332. Mayo H. A., Tube turbine units and their application, Paper Amer. Soc. Mech. Engrs, 1965, № WA/FE-12, «Р. Ж.», Гидроэнергетика и ветроэнергетика, 1966, № 7Д70.
333. Mc Pherson and Forster J., Discussion of «The Hydraulic Jump at an Abrupt Drop» by L. Moore and Morgan, Journal of the Hydraulics Division, ASCE, June 1958, v. 84, № HY3, p. 1690—1693.
334. Moore W. L. and Morgan C. W., The hydraulic jump at an abrupt drop, Journal of the Hydraulics Division, Proceedings ASCE, v. 83, № HY6, part 1, 1957.
335. Mosonyi E., Wasserkraftwerke, B. I, Budapest, 1956.
336. Murthy Y. K., Combined power house and spillway sluice, Journal of the Institution of Engineers (India), 1961, v. 42, № 3, part c 12.
337. Neldov I. M., Determination of pressures within a siphon spillway, Proceedings ASCE, 1945, v. 71, № 3, part 1.
338. Ninth international congress on large dams, 1967, v. 11, question № 33, Istanbul.
339. Nippert H., Über den Strömungsverlust in gekrümmten Kanälen, Forschungsarbeiten auf dem Gebiete des Ingenieurwesens. H. 320, Berlin, 1929.
340. Peterka A., Hydraulic design of stilling basins and energy dissipators, A water resources technical publication, Engineering Monograph № 25, U. S. Department of the Interior, Washington, 1963.
341. Press H., Stauanlagen und Wasserkraftwerke. III Teil, Berlin, 1954.
342. Райнов Щ. В. Хидравлично моделно изследване на хидровъзела Ивайловград, Известия на хидравлическата лаборатория, София.
343. Rouse H., Verteilung der hydraulischen Energie bei einem lotrechten Absturz, Berlin, 1933.
344. Сасаки Дайсаку, Огихаро Йосио, Накамура Томамицу (Япония), Hydraulic study of the jump at an abrupt drop, Repts Fac. Engng Japanashi Univ., 1960, № 11.
345. Schweizerische Baureitung, 1957, № 7 (Информ. бюлл. по зарубежному строительству № 1, 1957, Гидроэнергопроект).
346. Smoothing out the Rhone at Lyon Engineering, 1966, 201, № 5220 (Гидроузел Пьер-Бенит на р. Роне у Лионса.) «Р. Ж.», Гидроэнергетика и ветроэнергетика, 1966, № 10Д68, 10Д69.
347. Straub L., Andersen A., Experiments on self-aerated flow in open channel, J. Hydr. Div. Proc. ASCE, 1958, v. 84, № 7.
348. Tagarcik J., Skupina vodnych diel Hricov — Miksova — Povazska Bystrica, Stavba, VI-1959, № 11, Bratislava.
349. Widdern, The tubular turbine, Water Power, January, 1955, v. 7, № 1.

ПРЕДМЕТНЫЙ УКАЗАТЕЛЬ

- Агрегатов размещение в несколько ярусов 15, 19
— — — шахматном порядке 15, 19
- Агрегаты горизонтальные 14
— — — контрроторные 45, 47
— — — со спаренными колесами 15, 19
- Аэрации влияние на гашение энергии 326
— — — глубину размыва 245, 246
— — — дальность отлета струи 330
— — — начала 266
— — — скорость критическая 265
- Аэрация отброшенной струи 330
— потока на водосливе 331
— струи при падении с консоли 331
- Балка эжекторная 392
- Блок турбинный 7
— — — двухагрегатный 7
- Бык водоприемника 139
— — — с прорезями 18, 115, 117, 154
— — — раздельный 338
- Быков коэффициент сопротивления 155, 159
— низовые оголовки 339
— очертания 139, 159, 338
- Валец длина 72
— — — за отсасывающей трубой 64
— — — — при донном режиме 196, 316
— — — — поверхностью-донном режиме 316, 317
— — — — поверхностных режимах 196, 317
- Водобой 190
— высотное положение 91, 201
- Водоприемники 114
— водосбросные 114
- водосливных ГЭС 139
— ГЭС *Братской* 155
— — — *Воткинской* 153
— — — *Гуматской* № 1 114
— — — *Нурекской* 154
— двухъярусные 125, 127, 139
— коэффициенты сопротивления 152
— — — быков промежуточных 159
— — — входного участка 157
— — — пазов и проемов 173, 174
— — — переходного участка 160
— очертания элементов 121
— — — участка входного 133
— — — переходного 141
— приплотинных зданий ГЭС 119, 120
— совмещенные ГЭС 115
— — — с горизонтальными агрегатами 28, 21, 120
— — — энергетические 114
- Водосбросы зданий ГЭС напорные 23
— — — давление в сечении на повороте 376
— — — — затопление отверстий 351
— — — — кавитации прогноз 382
— — — — ключевое сечение 336
— — — — коэффициент расхода 351
— — — — напор действующий 348
— — — — очертания 23, 335, 370
— — — — положение в здании 11, 21, 23
— — — — пропускная способность 348
— — — — режимы истечения 256, 347, 348
— — — — совмещение с турбинной камерой 37
— — — — — турбинными водоводами 25
— — — — полунапорные 335, 360, 361
— — — — напор действующий 360, 361
- Водосливы 336
— консольные 344
— очертания в плане 335
— подтопленные 339
— последовательно расположенные 346
— практического профиля 336, 340
— — — координаты 340
— пропускная способность с учетом сжатия 339
— со сжатием в плане 345
— с широким порогом 342
— эквивалентные 101
- Воздуха концентрация 331, 332
- Волнообразование за несовмещенной ГЭС 254
- Волны при поверхностном режиме 196, 277
- Воронкообразование 143
- Давление абсолютное 130
— актуальное 130
- атмосферное 123, 379
- водяных паров насыщенных 129
- в сечении на повороте напорного водосброса 372
— — — — — при концентрических расположенных стенках 376
— — — — — — — пульсационное 383
— — — — — — — неравных радиусах кривизны стенок 375, 376
— — — — створе отверстий 287
— — — — струе в створе уступа 285, 288
— — — — кинетическое 373
— местное за неровностями 130, 132
— на наклонный участок водобоя 80, 84
— на оголовке 137, 138

- Давление осредненное 129, 130
 — пульсационная составляющая 133, 134, 382
Залы машинные 12
 Затвор жалюзи в отверстии турбинной камеры 39
Здания ГЭС деривационные 9, 47
 — несовмещенные 14
 — приплотинные 9
 — русловые 9
 — с диффузорной камерой 363
 — совмещенные 15
 — — — водосливные 12, 27, 28, 29
 — — — встроенные 10, 37, 46
 — — — деривационные 34, 47
 — — — с консольными водосбросами 29, 31
 — — — с шахтным водосбросом 46, 48
 — — — с пропуском расхода через камеру отсасывающей трубы 41, 44
 — — — — напорные водосбросы 22
 — — — — отсасывающую трубу 11, 44, 45
 — — — — турбинную камеру 11, 38, 39, 44
Кавитация 128
 — критические параметры 131, 132
 — прогнозирование в напорных водосбрасах 382, 384
 — на оголовках 130
 — продолжительность 128
Камера диффузорная 361
 — предтурбинная 121
 — турбинная 8
 — прямоугольная 39, 44
 — спиральная с отверстием в сторону нижнего бьефа 38
Камня крупность на рисберме 225
Ковш 112, 242
Козырек в водоприемнике 174
Конус эквивалентный 141
Коэффициент давления на оголовок 129, 135, 137, 138
 — затенения неровностей 130, 132
 — кинетической энергии в отверстии отсасывающей трубы 62
 — — — сечений на повороте напорного водосброса 376
 — количества движения для отверстия диффузорной камеры 366
 — — — отсасывающей трубы 62
 — — — сечения на рисберме 63
 — местного понижения давления 130, 132, 382
 — неравномерности распределения расхода в конце рисбермы 215, 233
 — — — между отверстиями водоприемника 152
 — — — — отсасывающей трубы 212
 — — — — по ширине подводящего русла 112
 — полезного действия турбины 58
 — — — при эжекции 389
 — поправочный при расчете дальности отлета струи 330
 — размывающей способности 226
 — — — в ковше 243
 — расхода водослива практического профиля 337
 — — — со сжатием в плане 346
 — — — с широким порогом 342
- Коэффициент расхода напорных водосбросов, отвечающих действующему напору** 348, 351
 — — — — статическому напору 349
 — расхода, физический смысл 349
 — сжатия 122, 124
 — — в зависимости от радиуса оголовка 161
 — скорости в сжатом сечении 262, 270
 — — для водослива с широким порогом 344
 — сопротивления водоприемника глубинного 155, 156, 157
 — пазов и проемов для затворов 173
 — — промежуточных быков 159
 — — русла отводящего 192
 — — — подводящего 95
 — сопротивления суммарный 151
 — трения 158, 262
 — участка входного водоприемника 157
 — — диффузорного 161
 — — конфузорного 161
 — — — наклонного в подводящем русле 154
 — — — переходного в водоприемнике 160
- Напор водосбросов действующий** 348, 360
 — статический 348
 — гидроустановки полный 57
 — на гребне водослива 337
 — — — профилирующий 337
 — статический 57
 — турбинного блока 58
 — турбины 58
- Оголовок входной** 133
 — разделенный 139
Отводящее русло 190
 — — врезка в берег 191
 — — — координаты береговой линии 246
 — — высотное положение 201
 — — — водобоя несовмещенной ГЭС 201
 — — — — рисбермы 204
 — — — — совмещенной ГЭС 203
 — — крепления длина 224, 232
 — — — ковша глубина 241
 — — неразмывающие скорости 224
 — — — изменение по длине 228, 230
 — — размыка глубина 232, 245
 — — — с учетом отмостки 230
 — — — отброшенной струей 245
 — — — — скальных грунтов 250
 — — распределение расходов ГЭС — плоскость 250
 — — расходы расчетные 218, 221, 223
 — — струенаправляющие сооружения 193
 — — — — раздельная стена 196
- Пазов взаимное расположение** 140
 — коэффициент сопротивления 173
 — размеры 403
Перепад восстановления 55, 77
Подводящее русло 93
 — — врезка в берег 96
 — — — координаты береговой линии 95
 — — крепление 11.1
 — — струенаправляющие сооружения 97
 — — — раздельная стена 106
 — — — таблица характерных данных 101
Подпор отсасывающей трубы 77

- Потери напора в водоприемнике дополнительные на совмещенных ГЭС 187
 — энергии на решетках 177
- Пьезометрический напор критический 292, 352
 — — — отсчитываемый от фиктивного уступа 302
 — — средний 376
- Раздельные линии токов 125
- Размыва глубина за рисбермой 235
 — — несвязных грунтов 245
 — — скальных грунтов 248
 — — размеры воронки в несвязных грунтах 247, 248
 — — — скальных грунтах 249
- Режим критический второй 296, 300
 — — первый 301
 — — третий 306
 — — нижнего бьефа донный 255
 — — — поверхностно-донный 256
- Режимы нижнего бьефа критические 257
 — — — влияние высоты уступа 324
 — — — наклона струи 283, 304
 — — — расхода турбины 322, 324
 — — — в пространственных условиях 308
 — — — неустойчивые 333
- Решетки сороудерживающие 175
 — — водосливных ГЭС с капсульными агрегатами 28, 29
 — — в водоприемниках совмещенных ГЭС 117
 — — — глубинных водоприемников 179
 — — — коэффициент сопротивления, ориентировка ригелей 178, 179
 — — — положение в водоприемнике 114, 115
 — — — стержней 181
 — — — — с учетом влияния каркаса и засорения 181, 186
 — — — — — косины потока 182
 — — — перепад давления 180
 — — — потери напора энергии 177
 — — — расстояние между стержнями 180
 — — — скорости допустимые местные максимальные 176, 177
 — — — средние 176
 — — — форма стержней 179, 181
- Рисберма 204
- Русло отводящее 190
 — подводящее 93
- Скорость актуальная придонная 224, 225
 — в сечении на повороте напорного водоброса 378, 382
 — — водоприемника 153
 — — створе отверстий водосбросов 287
 — — струе в створе уступа 270
 — на поверхности неподтопленной струи 275
 — неразмывающая актуальная 224, 227
 — — средняя 224, 404, 405
 — — — перед решеткой 176
 — — осредненная максимальная 177
 — струи при входе под уровень 245
- Стенка забральная 121
 — — высотное положение 146
 — — заглубление 142
 — — заглубление 142
 — — очертания 133
 — — напорная 121
 — — раздельная в отводящем русле 196
- Угол диффузорности допустимый 140
 — наклона струи при входе под уровень 328
 — — — первом критическом режиме 283
 — — расширения водосбросной струи в плане 328
- Шероховатость абсолютная 159
 — относительная 158
- Эжекции процесс 12
 — схемы 13, 53
 — эффект 49, 388
 — — влияние допуска воздуха под струю 395
 — — при эжектировании в отсасывающую трубу 397
 — — — — — внутренняя и внешняя составляющие эффекта эжекции 52, 396
- Эквивалентные водосливы 101
 — диаметры грунтов 225, 405
- Эпюра скоростей в сечении водовода на повороте 376
 — — — — — прямолинейном участке 382

ОГЛАВЛЕНИЕ

<i>Предисловие</i>	1
Глава первая. Основные понятия	7
1-1. Гидравлика зданий гидроэлектростанций. Типы и гидравлические особенности зданий ГЭС	7
1-2. Гидравлические схемы зданий ГЭС	14
1-3. Использование эжекции на действующих ГЭС и возможности увеличения эффекта эжекции	48
Глава вторая. Влияние условий в нижнем бьефе на работу турбины	55
2-1. Перепад восстановления	55
2-2. Напоры гидроэнергетической установки	57
2-3. Распределение скоростей и удельных расходов в выходном сечении отсасывающей трубы	62
2-4. Длина вальца над струей, поступающей из отсасывающей трубы	64
2-5. Расчет перепада восстановления	74
2-6. Динамическая составляющая реакции наклонного участка водобоя. Влияние крутизны наклонного участка водобоя на перепад восстановления и эффект эжекции	80
2-7. Сопоставление экспериментальных и расчетных значений перепада восстановления	85
2-8. Высотное положение водобоя, обеспечивающее отсутствие подпора. Отметка водобоя, отвечающая максимальному перепаду восстановления	91
Глава третья. Подводящее русло здания ГЭС	93
3-1. Элементы подводящего русла и задачи его расчета	93
3-2. Очертания береговой линии	94
3-3. Струенаправляющие сооружения подводящего русла	97
3-4. Раздельная стенка (бык) между подводящими руслами здания ГЭС и плотины	106
3-5. Профиль и высотное положение дна подводящего русла здания ГЭС	110
3-6. Защита крепления подводящего русла от подмыва	111
Глава четвертая. Водоприемники гидроэлектростанций	114
4-1. Типы водоприемников и их элементы	114
4-2. Исходные предпосылки для расчета очертаний элементов проточной части водоприемника	121
4-3. Очертания элементов проточной части водоприемника	133
4-4. Высотное положение забральной и напорной стенок и верхней кромки отверстия входного участка водоприемника	142
4-5. Определение потерь напора в водоприемнике (по данным лабораторных и натуральных гидравлических исследований водоприемников)	151
4-6. Коэффициент сопротивления входного участка	157
4-7. Коэффициент сопротивления переходного участка. Суммарный коэффициент сопротивления	160
4-8. Потери напора в пазах и проемах	163
4-9. Задачи гидравлического расчета сороудерживающих решеток. Требования к конструкции	175
4-10. Способы расчета потерь напора на сороудерживающих решетках	180
4-11. Дополнительные потери напора в двухъярусных водоприемниках при работе водоводов обоих ярусов (турбин и водосбросов)	187
	423

Глава пятая. Отводящее русло здания ГЭС	190
5-1. Элементы отводящего русла и задачи его расчета	190
5-2. Очертания линии врезки в берег отводящего русла	191
5-3. Сопрягающие и струенаправляющие сооружения отводящего русла	192
5-4. Высотное положение отводящего русла	201
5-5. Расчетный удельный расход в отводящем русле	210
5-6. Расчет длины крепления отводящего русла, глубины ковша, крупности камня в ковше и глубины ямы размыва	224
5-7. Расчет глубины размыва при сопряжении бьефов свободной или подтопленной отброшенной струей	245
5-8. Распределение расходов между отводящими руслами здания ГЭС и плютины	250
Глава шестая. Режимы нижнего бьефа зданий ГЭС	253
6-1. Режимы нижнего бьефа несочеменного здания ГЭС	253
6-2. Режимы нижнего бьефа совмещенного здания ГЭС	255
6-3. Глубина сбросного потока в сжатом сечении на водобое и на уступе	262
6-4. Уравнение свободной поверхности подтопленной струи	271
6-5. Распределение давления в струе в створе уступа	285
6-6. Критические режимы за совмещенными зданиями ГЭС, имеющими водосбросный уступ (при незначительной пространственности нижнего бьефа)	290
6-7. Критические режимы в пространственных условиях	308
6-8. Экспериментальная проверка формул. Сводка рекомендуемых формул критических режимов	312
6-9. Длина донного вальца под струей (дальность отлета подтопленной струи)	316
6-10. Некоторые способы расчета критических режимов, предложенные другими авторами	319
6-11. Влияние расхода турбины на глубину нижнего бьефа при критических режимах	324
6-12. Минимальная высота уступа, обеспечивающая образование поверхности режимов	325
6-13. Режим свободной отброшенной струи	333
6-14. Неустойчивые режимы в нижнем бьефе	333
Глава седьмая. Водосбросы совмещенных зданий ГЭС	335
7-1. Типы водосбросов зданий ГЭС	335
7-2. Расчет пропускной способности водосливов ГЭС. Профили водосливов	336
7-3. Обобщенная формула пропускной способности напорных водосбросов с водосбросными отверстиями на уступе	347
7-4. Коэффициент расхода напорных водосбросов	351
7-5. Расчет уровня нижнего бьефа, при котором происходит затопление отверстий напорных водосбросов	351
7-6. Расчет действующего напора водосбросов (и турбины) при затопленных отверстиях	354
7-7. Расчет пропускной способности полунапорных водосбросов	359
7-8. Диффузорная камера	361
7-9. Расчет давления и скоростей в сечении на повороте напорных водоводов	370
Глава восьмая. Эжекция на совмещенных ГЭС	385
8-1. Краткий обзор работ по расчету эжекции	385
8-2. Увеличение мощности при эжектировании	388
8-3. Расчет эжекции в нижний бьеф	388
8-4. Расчет эжекции в отсасывающую трубу	396
8-5. Сопоставление результатов расчета эжекции с опытами	397
Приложения	403
Литература	409
Предметный указатель	420