

626
КА-954

Т.Х. АХМЕДОВ

РАЗМЫВ СКАЛЬНОГО РУСЛА



МИНИСТЕРСТВО ЭНЕРГЕТИКИ И ЭЛЕКТРИФИКАЦИИ СССР

Казахский научно-исследовательский
институт энергетики

Т. Х. АХМЕДОВ

РАЗМЫВ СКАЛЬНОГО РУСЛА



Издательство «НАУКА» Казахской ССР
АЛМА-АТА-1982

626 + 624.8 (574) + К
КА-954

УДК 532.53:626.33

Ахмедов Т. Х. Размыв скального русла. — Алма-Ата: Наука, 1982. — 108 с.

Опыт эксплуатации водосливных плотин, построенных на скальном основании, показывает, что в ряде случаев в нижнем бьефе таких сооружений развиваются деформации русел, способные поставить под угрозу устойчивость плотины и близлежащих участков берега. В монографии рассмотрены материалы натурных наблюдений за рядом сооружений, в том числе Усть-Каменогорской и Бухтарминской ГЭС. Анализируя эти данные, автор выдвигает гипотезу разрушения скальных грунтов под воздействием сбросного потока и предлагает методику расчета параметров местного размыва.

Достоверное прогнозирование размыва русла невозможно без учета сопротивляемости скального основания разрушающему воздействию потока, поэтому изучены особенности строения скального массива и их влияние на сопротивляемость размыву. Предлагается зависимость для определения допускаемой (неразмывающей) скорости, учитывающая такие важнейшие инженерно-геологические характеристики скального массива, как размеры отдельностей, ориентация трещин, сцепление по трещинам, угол внутреннего трения и другие.

Книга предназначена для инженеров-гидротехников. Рекомендации по методам расчета могут быть использованы при проектировании гидротехнических сооружений.

Библ. 101 назв. Ил. 27. Табл. 6.

Ответственный редактор
доктор технических наук А. А. ТУРСУНОВ

358655

Республиканск. научная
сельскохозяйственная
библиотека КазССР

А $\frac{30314-038}{407(05)-82}$ 104.82.2305010000

© Издательство «Наука» Казахской ССР, 1982.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Предисловие	5
Глава 1. Натурные наблюдения за размывами скальных русел в нижнем бьефе водосбросных сооружений	7
Скала как основание для возведения гидротехнических сооружений	—
Гипотеза процесса разрушения скального дна под воздействием сбросного потока	14
Глава 2. Растекание сбросного потока в нижнем бьефе	15
Общие характеристики растекания струи в зависимости от угла наклона	—
Кинематическая схема течения при растекании плоской наклонной струи в ограниченном пространстве	18
Растекание струй, близких к вертикальным, в яме размыва	31
Растекание вертикальной плоской струи в тупике трапецеидальной формы	32
Результаты экспериментального изучения растекания плоской наклонной водяной струи	36
Результаты экспериментального изучения растекания вертикальной плоской струи	40
Глава 3. Инженерно-геологические характеристики скального основания, определяющие его сопротивляемость размывающему воздействию потока	43
Трещиноватость скального основания	—
Сцепление отдельности трещиноватой скалы с окружающим массивом	47
Угол внутреннего трения размываемого трещиноватого скального массива	51
Учет неоднородности скального массива	52
Динамические характеристики турбулентного потока в придонном слое	54

Определение допускаемой (неразмывающей) скорости при движении потока в скальном грунте	58
Сопоставление расчетов по предлагаемым зависимостям с существующими нормами и материалами натурных наблюдений	67
Глава 4. Определение глубины местного размыва	70
Расчет глубины местного размыва с учетом шероховатости размываемого материала	—
Расчет глубины местного размыва по упрощенной зависимости	71
Определение глубины местного размыва падающей струей	74
Расчет глубины местного размыва скального грунта	79
Влияние глубины воды в нижнем бьефе на процесс местного размыва	81
Развитие процесса размыва во времени	84
Глава 5. Приемы экспериментальных исследований местных размывов скальных грунтов в лабораторных условиях	89
Заключение	101
Литература	103

ПРЕДИСЛОВИЕ

Развитие народного хозяйства СССР, проблемы крупного гидротехнического строительства для целей энергетики, орошения, водоснабжения и водного транспорта ставят перед инженерной гидравликой все новые задачи. В последние годы центр гидротехнического строительства в нашей стране сместился в восточные районы, где сосредоточено около 80% всех гидроэнергетических ресурсов. Благоприятные природные условия (топографические, гидрологические, геологические и другие) определяют высокую эффективность гидроэнергостроительства в Сибири, на Дальнем Востоке, в Казахстане и Средней Азии.

Значительная часть гидроэлектростанций, намеченных к строительству в этих районах, будет возведена в створах со скальным руслом. Поэтому появляется возможность создавать высокие напоры при относительно малых народнохозяйственных ущербах от затоплений. Расчетные затраты на 1 кВт·ч электроэнергии на ГЭС Восточной Сибири будут примерно в 2,5—3 раза ниже, чем на ГЭС Волжского каскада [75].

В работе рассматривается местный размыв скального русла в нижнем бьефе водосливных плотин. Опыт эксплуатации показывает, что даже при наличии достаточно прочной скалы в основании в нижнем бьефе таких сооружений могут возникнуть значительные размывы русла.

Изучению местного размыва всегда уделялось долж-

ное внимание. Большинство известных нам работ рассматривает методы расчета и моделирования местных размывов в несвязных грунтах. Благодаря многочисленным исследованиям в этой области многие вопросы удалось разрешить. Однако определение параметров размыва в скале до настоящего времени еще слабо изучено.

В основу предлагаемых методов расчета глубины местного размыва положено допущение, что размыв заканчивается тогда, когда скорость сбросного потока, постепенно уменьшаясь по мере растекания, достигнет на входе в отводящее русло величины, равной допускаемой (неразмывающей) скорости для данного грунта. Это означает, что в образовавшейся воронке гасится вся избыточная кинетическая энергия потока, и он выходит в отводящее русло, потеряв свою разрушительную силу. В дальнейшем поток может производить только такие переформирования русла, которые являются обычными для данного расхода в естественных условиях.

В монографии обобщены исследования автора, посвященные изучению размывающего воздействия потока на скальное русло. Теоретические и экспериментальные исследования выполнены в лаборатории гидравлики гидроэнергоузлов КазНИИЭнергетики, коллективу которой автор приносит глубокую благодарность.

Глава I

НАТУРНЫЕ НАБЛЮДЕНИЯ ЗА РАЗМЫВАМИ СКАЛЬНЫХ РУСЕЛ В НИЖНЕМ БЬЕФЕ ВОДОСБРОСНЫХ СООРУЖЕНИЙ

Скала как основание для возведения гидротехнических сооружений

Для обеспечения устойчивости плотины необходимо всестороннее и тщательное изучение ее основания, которое должно быть проведено независимо от вида грунта, слагающего русло на данном участке. Опыт эксплуатации плотин показывает, что размывы могут иметь место даже в русле, сложенном достаточно прочной скалой.

Изучению свойств скального основания и его сопротивляемости разрушающему воздействию потока в последнее время придается большое значение. На основе инженерно-геологических исследований можно дать не только общую характеристику скального основания, но и получить материалы для оценки его сопротивляемости размыву. В главах 3 и 4 показана возможность ввода физикомеханических параметров горных пород в гидравлические расчеты.

Гидротехнические сооружения располагаются, как правило, в зоне выветривания, представляющей собой верхнюю часть литосферы, в которой процессы направлены в сторону разрушения, раздробления пород и образования коры выветривания. Мощность этой зоны, по данным Б. Б. Полюнова [64], может достигать 0,5 км и определяется глубиной, на которую проникают факторы выветривания, способствующие разрушению горных пород. Эти породы могут быть изверженными, метаморфизованными или осадочными, но всегда в зоне выветривания разбиты трещинами.

С инженерно-геологической точки зрения выветрива-

нием является изменение строения, свойств и состава горных пород, возникающее в результате сложного взаимодействия атмосферы, гидросферы и биосферы с горными породами. Масштаб и скорость процессов выветривания зависят от литологического состава, текстуры и рельефа района, а также от степени обводненности и климатических особенностей.

Суточные и сезонные колебания температуры воздуха вызывают появление напряжений в горных породах. Вследствие их малой теплопроводности и неодинаковой способности минералов, входящих в состав породы, к расширению возникают зоны концентрации этих напряжений. В результате в массиве образуются трещины, составляющие целую систему, которая накладывается на тектоническую и текстурную системы трещин. Все это приводит к тому, что горная порода оказывается разбитой на отдельности — элементарные породные блоки (ЭПБ), по терминологии А. М. Гуреева [31].

Трещины могут быть волосные или открытые. По ним в глубь массива проникает вода и гравитационные токи разрушают горные породы (особенно если вода замерзает).

По генетическому признаку различаются трещины [49] выветривания, псевдотектонические, отдельности, тектонические, тектонические линии (разломов, сбросов и т. д.), зоны раздробления.

Трещины выветривания характерны для верхней покровной зоны пород. Обычно они отличаются неправильной формой и с глубиной затухают. Степень их раскрытия во многих случаях может оказаться значительной и измеряться сантиметрами.

Трещины псевдотектонические возникают вблизи бровок береговых склонов и откосов, а также при провалах (карст) и взрывах. Раскрытие таких трещин нередко может достигать десятков сантиметров, глубина — десятка метров. В створе гидроузлов, где нередко производятся взрывные работы, образование таких трещин вполне вероятно. Возникновение нарушений сплошности скального массива должно фиксироваться во время строительства. Достаточно напомнить, что одной из причин, вызвавших аварию плотины Мальпасе на р. Фре-

жюс (Франция), предположительно явилось проведение взрывных работ в районе плотины.

Трещины отдельности пронизывают массив по всей глубине, нарушая его сплошность. Образование этих трещин связано, в первую очередь, с остыванием магматических пород. Различаются следующие основные формы отдельностей: пластовая, параллелепipedальная, матрацевидная, плитообразная, неправильнополиэдрическая, столбчатая.

Трещины тектонические обязаны своим появлением процессам горообразования. Принято считать, что все коренные породы, т. е. все дочетвертичные и четвертичные, за многие десятки и сотни миллионов лет своего существования в той или иной мере подвергались тектоническому воздействию. Поэтому все коренные породы являются трещиноватыми.

Тектонические трещины образуют в массиве упорядоченную сетку, разбивая его на блоки разной величины (от нескольких кубических дециметров до многих кубических метров). В поверхностных слоях ширина этих трещин может достигать нескольких сантиметров, однако здесь значительно влияние выветривания.

Тектонические линии также возникают в процессе горообразования и простираются на большую глубину и значительные расстояния в плане.

Зоны раздробления образуются при крупных смещениях толщ пород. При этом порода оказывается раздробленной на обломки самой разнообразной, обычно неправильной, формы. Мощность зон раздробления может быть от нескольких сантиметров до десятка метров.

Все трещины независимо от их происхождения всегда ведут к ослаблению скального массива. По ним проникает вода, передающая гидродинамическое воздействие потока. Трещины иногда заполняются глинистыми материалами.

При расчете устойчивости скального основания размывающему воздействию потока необходимо определить размеры отдельностей, на которые разбита скала, направление и размеры трещин, наличие в них заполнителя. При развитой трещиноватости «...сплошность породы нарушается, жесткие связи порываются и общее сцепление породы резко падает...» [49].

Важную роль в процессе выветривания играет кристаллизация. Кристаллы некоторых минералов, особенно кальцита, выделяясь в трещинах, расширяют их, ослабляя силы связи между блоками.

Опыт строительства гидротехнических сооружений показывает, что инженерно-геологические условия оказывают решающее влияние на выбор створа, параметры и конструктивные особенности гидроузла. Например, наличие зоны тектонического разлома в сухом логу на левом берегу реки заставило проектировщиков отказаться от наиболее выгодной компоновки сооружений Капчагайской ГЭС.

Для выбора местоположения плотины нужно установить: глубину залегания скальных пород от поверхности; степень тектонической дислоцированности, раздробленности и милонитизации пород основания; мощность зоны выветривания; физико-механические свойства горных пород.

Обычно детальные инженерно-геологические исследования охватывают в основном зону непосредственного расположения сооружений. Горные породы рассматриваются только как основание для сооружений. Вполне очевидно, что зону исследований необходимо расширить. На участке сопряжения потока воды, сбрасываемого с плотины, с нижним бьефом скала подвергается интенсивному гидродинамическому воздействию, приводящему к ее разрушению. Устойчивость скалы и размеры разрушений зависят от физико-механических свойств скалы и параметров потока.

При оценке инженерно-геологических характеристик горных пород необходимо иметь в виду, что рассматриваемый нами блок скалы расположен фактически на поверхности массива. В поверхностных слоях скала представляет собой неоднородный, анизотропный и неупругий материал, к которому неприменимы законы теории упругости. Напряжения и деформации, получаемые на основе полевых исследований статическими и динамическими методами и пересчитанные по формулам теории упругости, дают значения модуля упругости E , отличающиеся от действительных. Модуль упругости скальной породы в поверхностных слоях, сопротивление сжатию, растяже-

нию и сдвигу могут быть определены путем полевых исследований. Методика проведения таких исследований известна [95].

Гипотеза процесса разрушения скального дна под воздействием сбросного потока

Изучение опубликованных в литературе материалов показывает, что в настоящее время в инженерной гидравлике нет единого мнения о характере процесса разрушения скалы [75, 82, 83]. Анализ имеющихся описаний размыва скального русла, различных предложений по методике расчета или моделирования этого процесса, а также наши опыты и натурные наблюдения позволяют предложить следующую гипотезу процесса разрушения скального дна под воздействием сбросного потока.

В начальный период под воздействием потока из скального массива выламываются значительные по объему отдельности, размеры которых определяются трещиноватостью скалы. По мере возрастания глубины воронки скорости потока на ее дне уменьшаются и наступает момент, когда отдельность уже не может быть выброшена целиком. Дальнейший размыв происходит за счет интенсивного абразивного истирания и разрушения как уже отделившихся глыб, так и дна и стенок ямы.

Наблюдения за развитием ямы размыва во времени показывают, что процесс разрушения скалы под воздействием сбросного потока можно разделить на три этапа. Первый — активное разрушение, когда поток выламывает из массива глыбы. В этот период на процесс разрушения в основном влияет трещиноватость скалы, а ее свойства (прочность) менее значимы. Для того чтобы вырвать скальную отдельность из массива, поток должен преодолеть ее вес и сопротивление сцепления с окружающим массивом:

$$P > G + P_c, \quad (1.1)$$

где P — гидродинамическое воздействие потока; G — вес отдельности скалы в воде; P_c — силы сцепления отдельности с массивом.

С ростом глубины размыва энергия потока падает и наступает момент, когда он уже не может вырвать от-

дельность из массива. Однако энергия потока еще достаточна для того, чтобы вывести ее из состояния равновесия и заставить колебаться под воздействием пульсации гидродинамического давления потока на дно:

$$P \geq G + P_c. \quad (1.2)$$

Возможен и такой вариант, когда скала разбита трещинами на мелкие куски и сила веса соизмерима с силами сцепления этого блока с окружающим массивом. В этом случае характер разрушения скалы становится близким характеру размыва слабосвязного, крупнообломочного материала.

Отдельность, потерявшая связь с окружающим массивом, совершает в своем гнезде элементарные перемещения, колеблется под воздействием пульсации скорости потока. Эти колебания приводят к абразивному истиранию граней, расширению трещин и уменьшению веса самой отдельности. По мере расширения трещин скорость перемещения отдельности в гнезде возрастает, при этом может произойти раскалывание глыбы при ударе о стенки. Все мелкие частицы уносятся потоком. Наконец, вес отдельности снижается настолько, что она может быть выброшена из своего гнезда. Это второй, активно-абразивный этап разрушения.

И наконец, наступает момент, когда поток не может вывести из равновесия отдельности скалы:

$$P < G + P_c. \quad (1.3)$$

Однако разрушение продолжается за счет того, что ранее отделившиеся глыбы непрерывно движутся и разрушают стенки ямы размыва. Это третий, чисто абразивный этап разрушения.

На втором и третьем этапе решающее значение имеет прочность разрушаемого материала, его сопротивляемость абразивному разрушению.

Известно, что абразивность пород обратно пропорциональна их крепости [66]. Это означает, что глыбы более слабых пород при размыве разрушаются на отдельности по микротрещинам. Глыбы более крепких пород раскалываются при ударах меньше, но для них большее значе-

ние имеет абразивное истирание. В соответствии с этим возрастает и длительность процесса размыва.

Скорость возрастания глубины ямы размыва на этих этапах различна. Так, по данным [38], в нижнем бьефе строительных водосбросов Красноярской ГЭС за первые три года глубина размыва достигала 10—12 м. На втором этапе скорость размыва падает и значительно уменьшается на третьем.

На рис. 1 приведены кривые роста глубины размыва во времени по данным натурных наблюдений за водосливными плотинами Усть-Каменогорской [9], Фархадской ГЭС [6, 65], ГЭС Кариба [73] и Пикоти [43]. На этих кривых можно выделить отмеченные выше три этапа развития размыва.

В 1965 г. проводились ремонтные работы для предотвращения дальнейших размывов скального основания в нижнем бьефе водосливной плотины Усть-Каменогорской ГЭС. Конструкция носка водосливной плотины была изменена. Короткий носок заменен удлиненным носком-трамплином, создающим сопряжение бьефов свободно отброшенной струей вместо поверхностного режима. Для проведения строительных работ нижний бьеф водосливной плотины был отделен перемычкой и осушен. Такой редчайший случай в практике эксплуатации сооружения дал нам возможность осмотреть разрушение скального основания.

При осмотре осушенного дна нижнего бьефа нами было обнаружено, что оно завалено окатанными обломками скалы с диаметром не меньше 5—10 см. На всем исследуемом участке (15—20 м от носка плотины и 80 м по ее фронту) не было мелких частиц. Они уносились потоком далеко за пределы зоны размыва (на 150—200 м вниз по течению) и там образовывали песчано-галечниковую от-

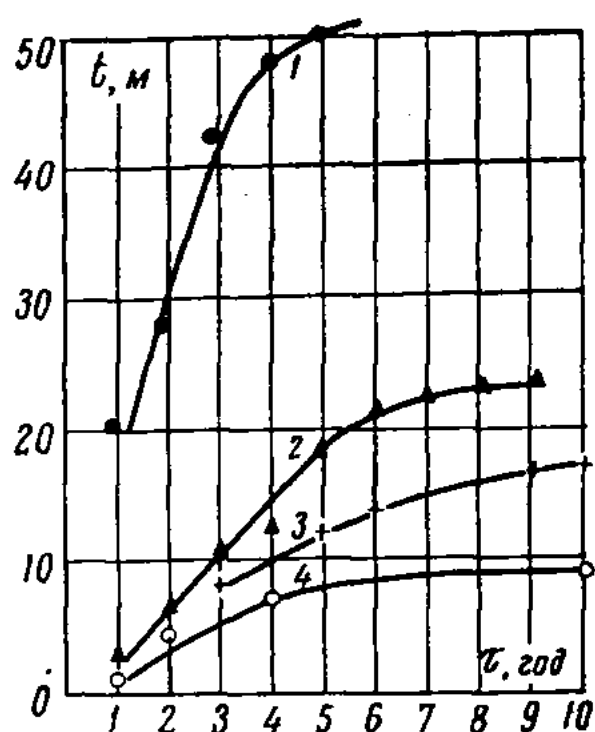


Рис. 1. Развитие размыва в нижнем бьефе плотины по данным натурных наблюдений: 1 — ГЭС Кариба; 2 — Пикоти; 3 — Фархадская; 4 — Усть-Каменогорская

мель. На всей территории осушенного дна не было найдено ни одного неокатанного обломка.

Непосредственно у основания плотины были обнаружены глубокие (6—8 м) колодцы, на дне которых лежали окатанные валуны. Все это указывает на то, что в процессе разрушения скалы в нижнем бьефе Усть-Каменогорской плотины абразивное истирание играло значительную роль. Интенсивное истирание дна и окатывание отдельностей разрушившейся скалы отмечено и в натурных наблюдениях М. С. Вызго [26], В. Е. Ляпина [38], Кунья [43] и др.

Глава 2

РАСТЕКАНИЕ СБРОСНОГО ПОТОКА В НИЖНЕМ БЬЕФЕ

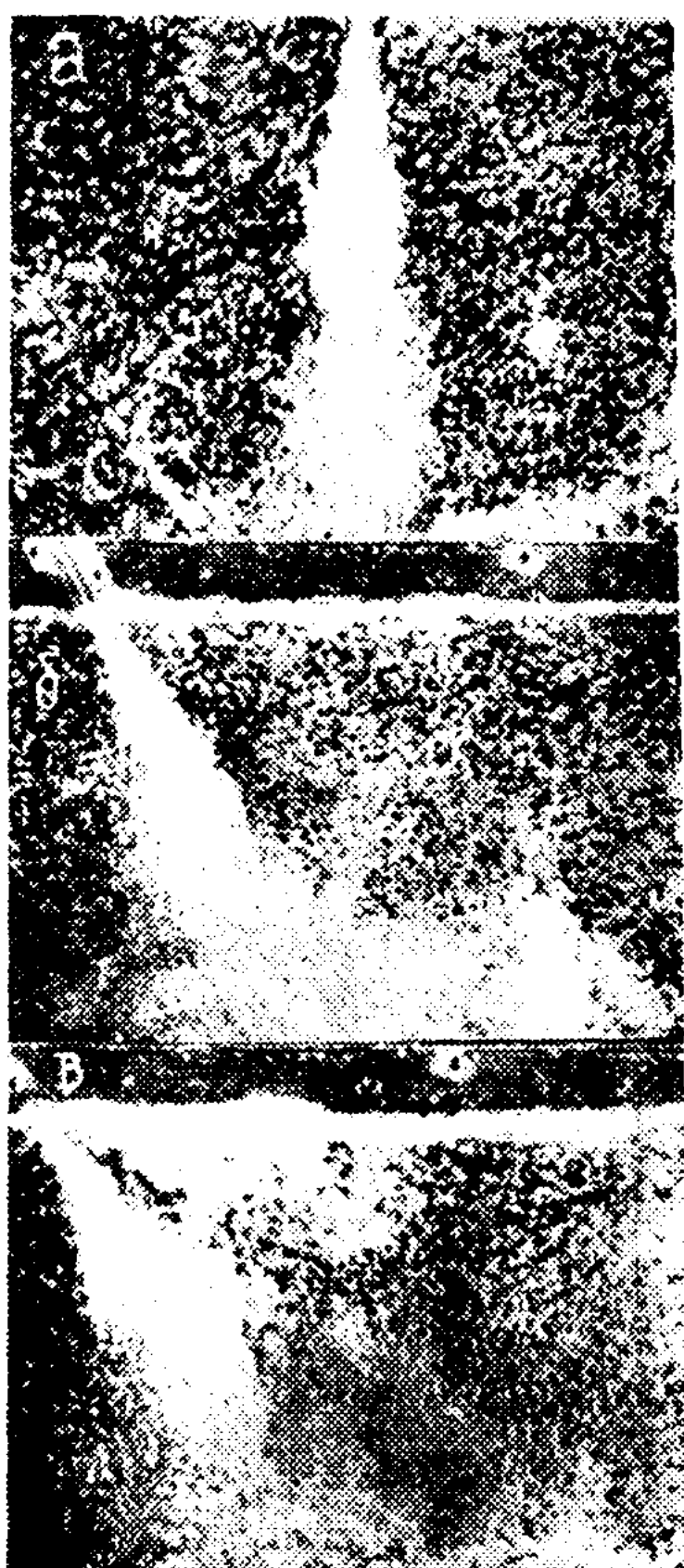
Общие характеристики растекания струи в зависимости от угла наклона

В зависимости от конструкции водосбросного сооружения сбросной поток входит под уровень нижнего бьефа под тем или иным углом. Так, для большинства арочных плотин и консольных водосбросов угол входа равен $\alpha = 60-90^\circ$. При сбросе потока с носка плотины $\alpha = 20-40^\circ$.

Большинство авторов [8, 26, 57, 62] полагает, что влияние угла наклона может быть учтено коэффициентом. М. А. Михалев [54] и Ц. Е. Мирцхулава [51] вводят угол наклона в структуру расчетных зависимостей. При этом для всего диапазона углов принимается одна зависимость.

И первый и второй способы обладают тем недостатком, что не учитывают изменения характера растекания в зависимости от угла наклона. Наши опыты, проведенные в лотке с прозрачными стенками, показали, что при $\alpha = 90^\circ$ струя имеет две равные по объему водоворотные зоны. При уменьшении угла наклона скорость водоворотной зоны под струей постепенно уменьшается и при $\alpha < 60^\circ$ падает почти до нуля (рис. 2).

Аналогичная картина наблюдалась и при растекании струи в яме размыва. Некоторые исследователи [26] полагают, что при местном размыве всегда возникают две активные водоворотные зоны. Такое неверное представление имеет не только морфологический характер. При растекании струи с двумя водоворотными зонами образуется струя во встречном потоке. Растекание струи с одной



I



II

Рис. 2. Растекание плоской водяной струи. I: а — $\alpha = 90^\circ$; б — 70° ; в — 65° ; II соответственно 60, 30, 20°

активной водоворотной зоной может рассматриваться как движение струи в сносящем потоке или движение полуограниченной струи. В соответствии с этим нужно выбирать исходные расчетные схемы и учитывать эти особенности при составлении уравнений.

Проанализируем рекомендации М. С. Вызго [26], К. А. Амирова [8], Е. В. Плетневой [62], в которых влияние угла падения струи (входа под уровень нижнего бьефа) учитывается коэффициентом $K_\alpha = f(\alpha, \text{грунт})$. При $\alpha = 90^\circ$, K_α и глубина размыва — максимальные. При

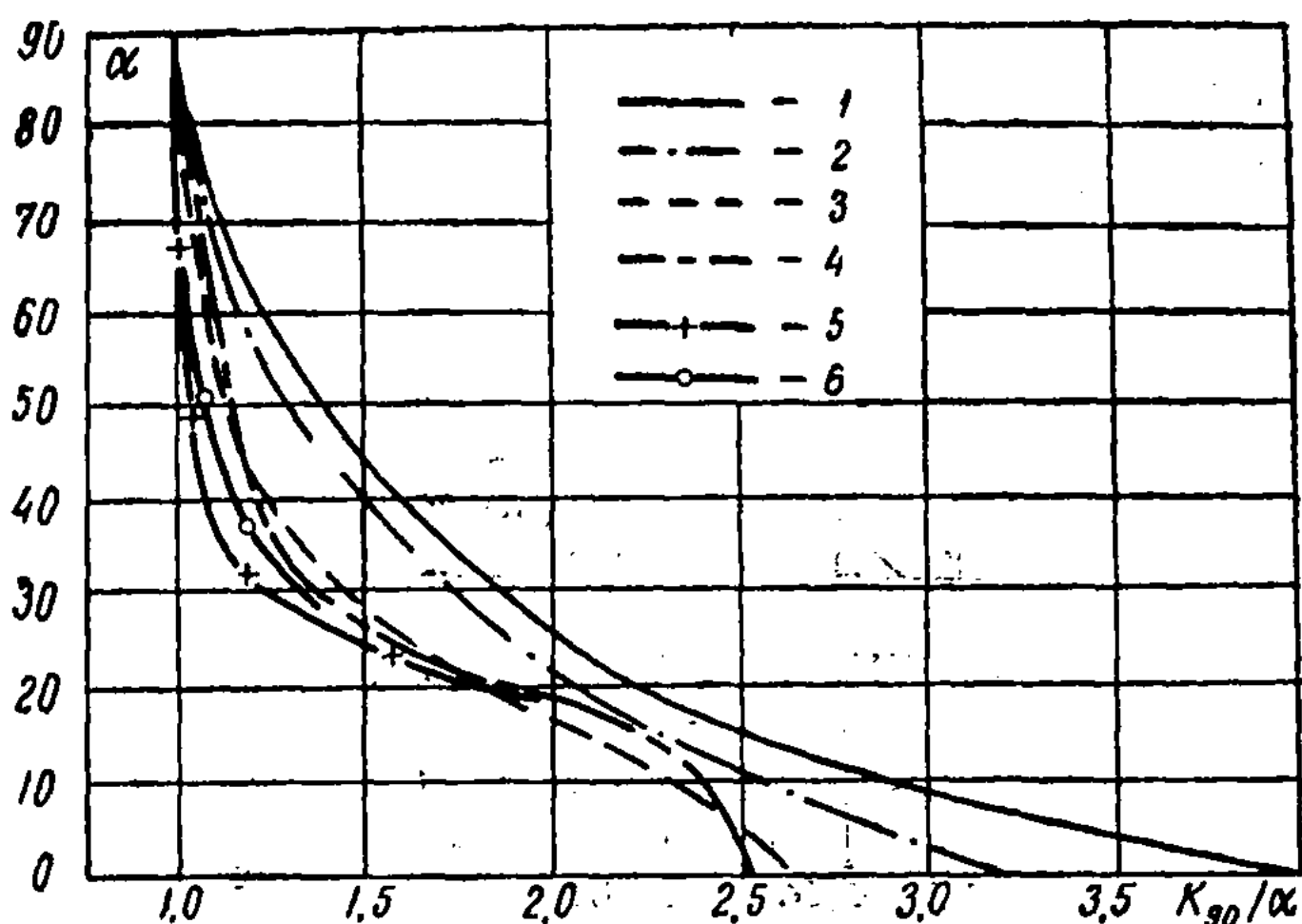


Рис. 3. Коэффициент влияния угла падения струи: 1—3 — по данным М. С. Вызго (1 — очень слабые грунты, 2 — слабые, 3 — прочные); 4 — А. Е. Тлеукабылова; 5 — Е. Я. Фроликовой; 6 — М. А. Михалева

этому при сопоставлении данных возьмем не абсолютные значения K_α , а соотношение $\frac{K_{90}}{K_\alpha}$. Тогда зависимость $\alpha = f\left(\frac{K_{90}}{K_\alpha}\right)$ наглядно покажет влияние только угла падения струи на глубину размыва.

На графике $\alpha = f\left(\frac{K_{90}}{K_\alpha}\right)$ (рис. 3) можно выделить три характерных участка. Первый ($0 < \alpha < 25^\circ$) относится к поверхностному и переходному (поверхностно-донному) режиму сопряжения. Вторым ($25^\circ < \alpha < 60^\circ$) и третий ($60^\circ < \alpha < 90^\circ$) участки относятся к донному режиму. На втором участке с изменением угла α меняется и соотношение $\frac{K_{90}}{K_\alpha}$, на третьем отношении $\frac{K_{90}}{K_\alpha}$ практически осталось прежним. Из рис. 2 и 3 видно, что при $\alpha > 60^\circ$ происходит растекание потока в обе стороны, $Q_{пр}/Q_\Sigma \geq 0,5$. При $\alpha < 60^\circ$ четко прослеживается преобладающее течение в направлении наклона струи, $Q_{пр}/Q_\Sigma > 0,5$.

Экспериментальное изучение характера растекания



I



II

Рис. 2. Растекание плоской водяной струи. I: а — $\alpha = 90^\circ$; б — 70° ; в — 65° ; II соответственно 60, 30, 20°

активной водоворотной зоной может рассматриваться как движение струи в сносящем потоке или движение полуограниченной струи. В соответствии с этим нужно выбирать исходные расчетные схемы и учитывать эти особенности при составлении уравнений.

Проанализируем рекомендации М. С. Вызго [26], К. А. Амирова [8], Е. В. Плетневой [62], в которых влияние угла падения струи (входа под уровень нижнего бьефа) учитывается коэффициентом $K_\alpha = f(\alpha, \text{грунт})$ при $\alpha = 90^\circ$, K_α и глубина размыва — максимальные. По-

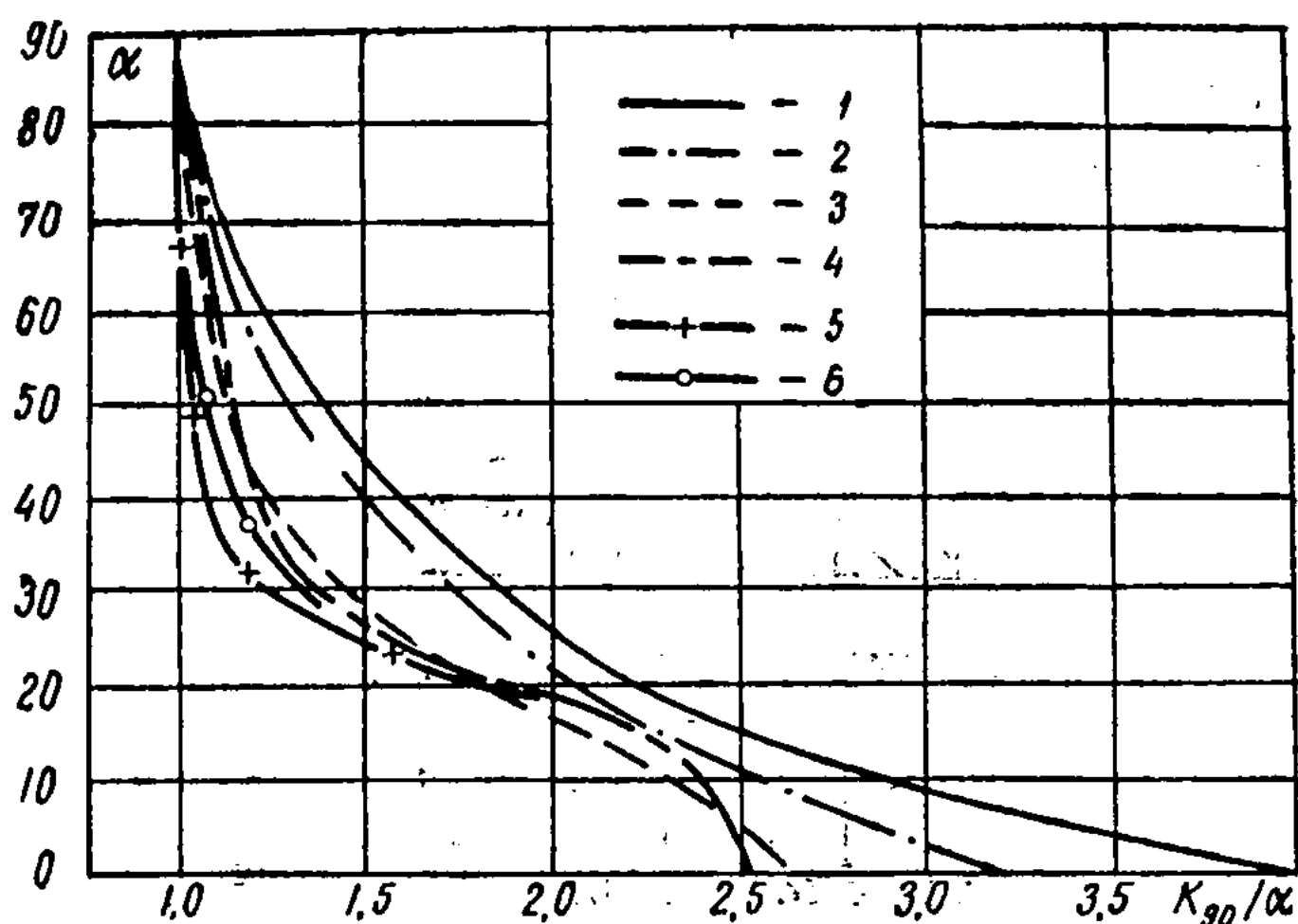


Рис. 3. Коэффициент влияния угла падения струи: 1—3 — по данным М. С. Вызго (1 — очень слабые грунты, 2 — слабые, 3 — прочные); 4 — А. Е. Тлеукабылова; 5 — Е. Я. Фроликовой; 6 — М. А. Михалева

этому при сопоставлении данных возьмем не абсолютные значения K_α , а соотношение $\frac{K_{90}}{K_\alpha}$. Тогда зависимость $\alpha = f\left(\frac{K_{90}}{K_\alpha}\right)$ наглядно покажет влияние только угла падения струи на глубину размыва.

На графике $\alpha = f\left(\frac{K_{90}}{K_\alpha}\right)$ (рис. 3) можно выделить три характерных участка. Первый ($0 < \alpha < 25^\circ$) относится к поверхностному и переходному (поверхностно-донному) режиму сопряжения. Вторым ($25^\circ < \alpha < 60^\circ$) и третий ($60^\circ < \alpha < 90^\circ$) участки относятся к донному режиму. На втором участке с изменением угла α меняется и соотношение $\frac{K_{90}}{K_\alpha}$, на третьем отношении $\frac{K_{90}}{K_\alpha}$ практически осталось прежним. Из рис. 2 и 3 видно, что при $\alpha > 60^\circ$ происходит растекание потока в обе стороны, $Q_{\text{пр}}/Q_\Sigma \geq 0,5$. При $\alpha < 60^\circ$ четко прослеживается преобладающее течение в направлении наклона струи, $Q_{\text{пр}}/Q_\Sigma > 0,5$.

Экспериментальное изучение характера растекания

плоских водяных струй и обобщение известных в литературе данных позволяют обосновать допущение о наличии двух режимов растекания сбросного потока в нижнем бьефе: при $\alpha > 60^\circ$ наблюдается двустороннее растекание сбросного потока; при $\alpha < 60^\circ$ — асимметричное растекание сбросного потока с преобладающим оттоком воды в сторону нижнего бьефа.

Кинематическая схема течения при растекании плоской наклонной струи в ограниченном пространстве

Рассмотрим донный режим сопряжения бьефов (плоская задача) при угле падения струи $25\text{—}60^\circ$. Следуя традиционному методу механики жидкости, расчленим сложное течение в воронке местного размыва на более простые, выделяя при этом характерные для них гидродинамические особенности.

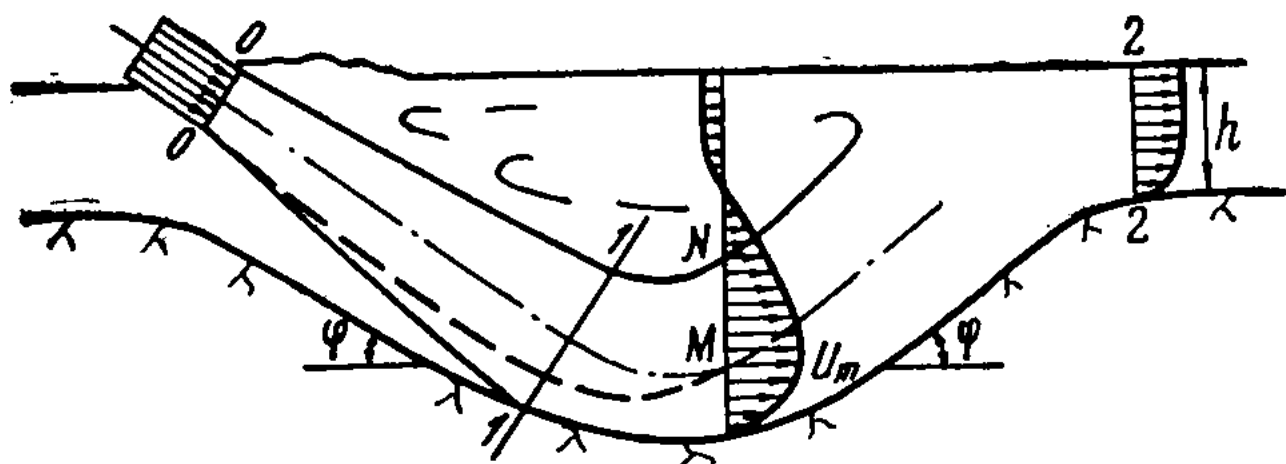


Рис. 4. Расчетная схема движения свободно отброшенной струи в яме размыва

Кинематическая схема растекания наклонной струи в стабилизированной воронке размыва приведена на рис. 4. Сечения 0—0—1—1 ограничивают первый участок, на котором движение можно классифицировать как растекание потока при внезапном расширении; между сечениями 1—1—2—2 заключен второй участок, где течение рассматривается как полуограниченное вдоль шероховатой поверхности.

Первый участок растекания. В рассматриваемом нами случае циркуляционная зона образуется на основном участке течения, где наблюдается постепенное и законо-

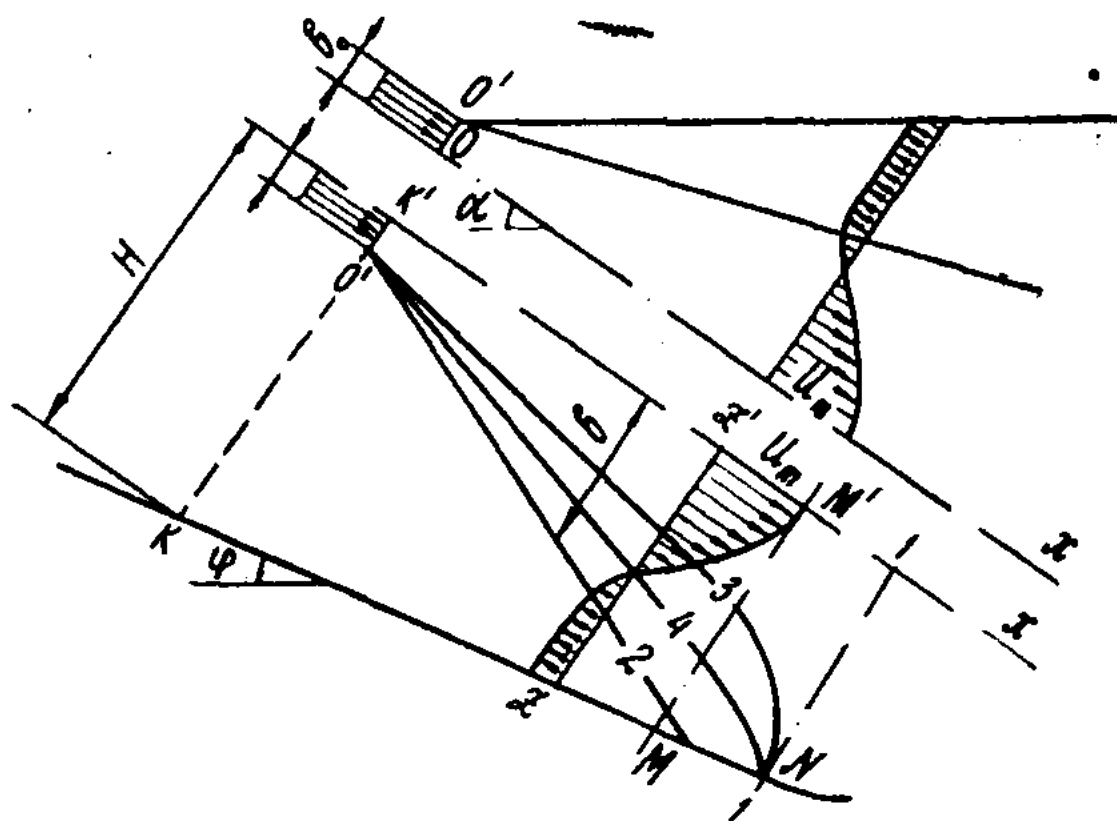


Рис. 5. Растекание сбросного потока вдоль верхового откоса ямы размыва

мерное падение осевой (максимальной в сечении) скорости. Геометрические характеристики участка растекания потока также отличаются от рассматриваемых Г. Н. Абрамовичем [3]: ось струи и ограничивающая растекание поверхность образуют между собой острый угол, равный $\alpha - \varphi$. Кинематическая схема течения на первом участке для нижней половины струи представлена на рис. 5.

Эта область включает в себя зоны транзитного течения (между осью ox и линией $O'3N$) и циркуляционную. Зона циркуляции разделена линией $O'2$ на две части: выше линии лежит зона интенсивного и ниже — зона слабого турбулентного перемешивания.

Закон увеличения толщины струи имеет вид

$$b = b_0 + cx, \quad (2.1)$$

где c — константа турбулентности. Для рассматриваемого случая растекания Г. Н. Абрамович рекомендует $c = 0,3$.

Профиль скорости для основного участка струи симметричен и описывается формулой Г. Шлихтинга:

$$\frac{U - U_H}{U_m - U_H} = (1 - \xi^{1,5})^2. \quad (2.2)$$

Уравнение количества движения для контура $KK'ZZ'$

$$U_0^2 b_0 = \int_0^b U^2 dy + U_H^2 [H - b - \operatorname{tg}(\alpha - \varphi)x]. \quad (2.3)$$

Уравнение расхода для сечений KK' и ZZ'

$$U_0 b_0 = \int_0^b U dy + U_H [H - b - \operatorname{tg}(\alpha - \varphi)x]. \quad (2.4)$$

Уравнение расхода для циркуляционной зоны

$$\int_{y_3}^{y_4} U dy = - \int_{y_4}^{y_3} U dy - U_H [H - b - \operatorname{tg}(\alpha - \varphi)x]. \quad (2.5)$$

Приведем систему уравнений к безразмерному виду, разделив уравнение (2.3) на $U_0^2 H$, а уравнения (2.4) и (2.5) — соответственно на $U_0 H$ и $U_m H$:

$$b_0^* = b^* \bar{U}_m^2 \int_0^1 \left(\frac{U}{U_m} \right)^2 d\xi + m_H^2 \bar{U}_m^2 \left[1 - b^* - \frac{\operatorname{tg}(\alpha - \varphi)x}{H} \right]; \quad (2.6)$$

$$b_0^* = b^* \bar{U}_m \int_0^1 \frac{U}{U_m} d\xi + m_H \bar{U}_m \left[1 - b^* - \frac{\operatorname{tg}(\alpha - \varphi)x}{H} \right]; \quad (2.7)$$

$$b^* \int_{y_3}^{y_4} \frac{U}{U_m} \frac{dy}{b} = - m_H \left[1 - b^* - \frac{\operatorname{tg}(\alpha - \varphi)x}{H} \right]. \quad (2.8)$$

Здесь $b^* = \frac{b}{H}$; $\bar{U}_m = \frac{U_m}{U_0}$; $b_0^* = \frac{b_0}{H}$; $m_H = \frac{U_H}{U_m}$; $\xi = \frac{y}{b}$.

Из уравнения (2.2) имеем

$$\frac{U}{U_m} (1 - \xi^{1,5})^2 (1 - m_H) + m_H;$$

по Г. Н. Абрамовичу

$$\int_0^1 \frac{U}{U_m} d\xi = 0,45 + 0,55m; \quad (2.9)$$

$$\int_0^1 \left(\frac{U}{U_m} \right)^2 d\xi = 0,416m^2 + 0,268m + 0,316. \quad (2.10)$$

Подставив значения подынтегральных функций в уравнение (2.6) и (2.7) и решая их совместно, после некоторых алгебраических преобразований имеем

$$m_H^2 \left\{ \bar{U}_m \left[1 - 0,584b^* - \frac{x \operatorname{tg}(\alpha - \varphi)}{H} \right] \right\} + m_H \left[b^* (0,268\bar{U}_m + \right. \\ \left. + 0,45) - 1 + \frac{x(\operatorname{tg} \alpha - \varphi)}{H} \right] + b^* (0,316\bar{U}_m - 0,45) = 0. \quad (2.11)$$

Получено квадратное относительно m_H уравнение. Для его решения необходимо знать относительную осевую скорость $\bar{U}_m$. Выражение для $\bar{U}_m$ найдем из рассмотрения верхней половины струи на первом участке. Из совместного решения уравнений количества движения и расхода для контура, ограниченного свободной поверхностью воды осью, ox и сечениями $x=0$ и $x=\text{const}$ для верхней половины струи следует

$$m_b^2 \left\{ 0,416 + \frac{x(\operatorname{tg} \alpha - c)}{b} \left[1 - \frac{x(\operatorname{tg} \alpha - c)}{b_0} \right] - \right. \\ \left. - \frac{1,1x(\operatorname{tg} \alpha - c) + 0,3025b}{b_0} \right\} + m_b \left[0,268 - \frac{0,495b + 0,9x(\operatorname{tg} \alpha - c)}{b_0} \right] + \\ + 0,316 - 0,2025 \frac{b}{b_0} = 0; \quad (2.12)$$

$$\bar{U}_m = \frac{1}{\sqrt{\frac{b}{b_0} \left\{ m_b^2 \left[0,416 + \frac{x(\operatorname{tg} \alpha - c)}{b} \right] + 0,268 m_b + 0,316 \right\}}}. \quad (2.13)$$

Дискриминант уравнения (2.12) меньше нуля, т. е. имеются два действительных корня. Один из этих корней при значениях x , близких к входному сечению ($0-0'$) струи, стремится к нулю, второй — к бесконечности. Физический смысл имеет только первый корень.

При $m_b = 0$ зависимость (2.13) должна соответствовать структуре формулы, описывающей изменение осевой скорости в свободной струе. Действительно, подставляя $m_b = 0$ в (2.13), имеем

$$\bar{U}_m = \frac{1}{\sqrt{0,316 \left(\frac{b_0 + cx}{b_0} \right)}} = \frac{1}{\sqrt{k_1 + k_2 \bar{x}}}, \quad (2.14)$$

где k_1 и k_2 — коэффициенты; $\bar{x} = \frac{x}{b_0}$; $m_b = \frac{U_b}{U_m}$.

Как уже отмечалось, для отброшенной струи характерна аэрация при полете в воздухе и сильная турбулизация при входе под уровень воды, что приводит к практически полному отсутствию начального участка течения. Поэтому начало основного участка течения, установленное по формуле (2.13), должно быть совмещено с входным сечением (сечение $0-0'$ на рис. 5).

Подставляя полученное таким образом значение осевой скорости $\bar{U}_m$ в функции от x в выражение (2.11), решаем это квадратное относительно m_n уравнение. Как и при рассмотрении верхней половины струи (2.12), анализ этого уравнения показывает, что корни его — действительные числа и один из них при x , близком к входному сечению, стремится к нулю, а второй — к бесконечности. И в этом случае физический смысл имеет только первый корень, используя который можно построить график функции $m_n = f(x)$. Безразмерная координата границы циркуляционной зоны (нижняя половина струи) y_3/b в зависимости от m_n может быть определена из уравнения (2.8) после интегрирования подынтегральной функции. В результате имеем

$$-m_H = \frac{b^*[(m_H - 1)(0,25\xi_3^4 - 0,8\xi_3^{2,5}) + 0,55m_H - \xi_3 + 0,45]}{1 - b^* - \frac{\operatorname{tg}(\alpha - \varphi)x}{H}}. \quad (2.15)$$

Уравнение линии нулевых скоростей можно получить из соотношения (2.2) в виде

$$\xi_4 = \left(1 - \sqrt{\frac{-m_H}{1 - m_H}}\right)^{2/3}, \quad (2.16)$$

где $\xi_3 = \frac{y_3}{b}$; $\xi_4 = \frac{y_4}{b}$.

В теории турбулентных струй длина циркуляционной зоны определяется как сумма длин двух частей. Концом первой части считается сечение MM' с абсциссой l_1 , в котором расход циркулирующей жидкости достигает максимальной величины. Длина второй части, где происходит поворот струйного течения от прямого тока к обратному, устанавливается методом конформных отображений.

Для определения длины первой части циркуляционной зоны воспользуемся гипотезой Г. Н. Абрамовича, о приближенном равенстве в сечении MM' количества движения в прямом и обратном токе.

$$\begin{aligned} \bar{I}_{\text{пр}} = \int_{y_3}^{y_4} \left(\frac{U}{U_m}\right)^2 \frac{dy}{b} = (1 - m)^2 [\xi_4 - \xi_3 - 1,6(\xi_4^{2,5} - \xi_3^{2,5}) + \\ + 1,5(\xi_4^4 - \xi_3^4) - 0,727(\xi_4^{5,5} - \xi_3^{5,5}) + 0,143(\xi_4^7 - \xi_3^7)] + \\ + 2m(1 - m) [\xi_4 - \xi_3 - 0,8(\xi_4^{2,5} - \xi_3^{2,5}) + \\ + 0,25(\xi_4^4 - \xi_3^4)] + m^2(\xi_4 - \xi_3); \end{aligned} \quad (2.17)$$

$$\begin{aligned} \bar{I}_{\text{обр}} = \int_{y_4}^{y_3} \left(\frac{U}{U_m}\right)^2 \frac{dy}{b} + m^2 \frac{H - b \operatorname{tg}(\alpha - \varphi)x}{b} = \\ = (1 - m^2) [0,316 - \xi_4 + 1,6\xi_4^{2,5} - 1,5\xi_4^4 + 0,727\xi_4^{5,5} - \end{aligned}$$

$$-0,143\xi_4^7] + 2m(1-m)[0,45 - \xi_4 + 0,8\xi_4^{2,5} - 0,25\xi_4^4] + \\ + m^2(1 - \xi_4) + m^2 \frac{H - b - \operatorname{tg}(\alpha - \varphi)x}{b}. \quad (2.18)$$

Графики изменения $\bar{I}_{\text{пр}}$ и $\bar{I}_{\text{обр}}$ в зависимости от m_n изображены на рис. 6. Как видно, гипотеза о равенстве

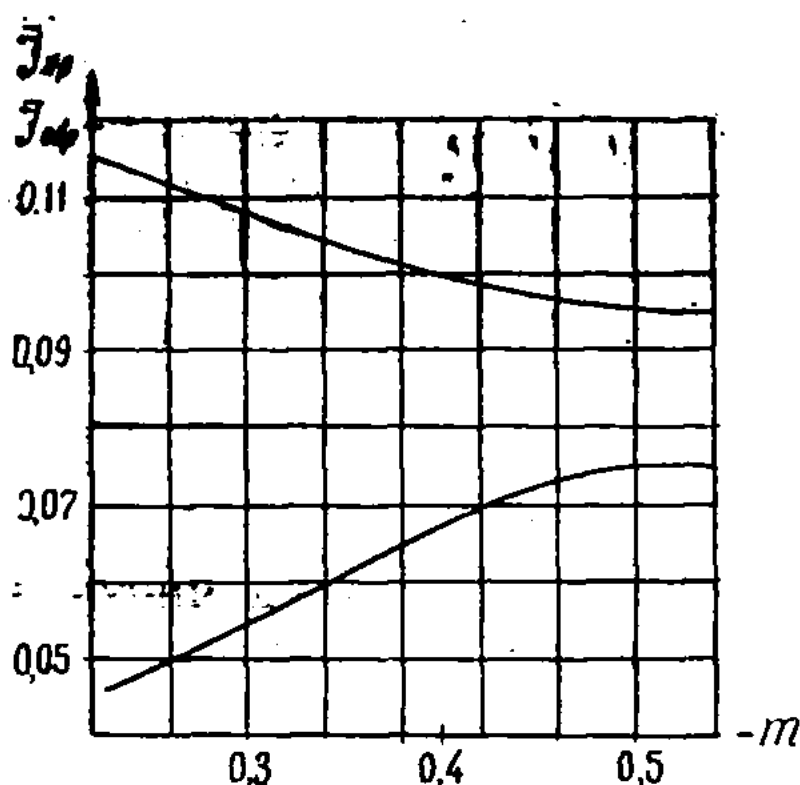


Рис. 6. Изменение количества движения в прямом и обратном токе

количества движения в прямом и обратном токах не оправдывается, но в сечении $m_n = -0,52 \bar{I}_{\text{пр}}$ и $\bar{I}_{\text{обр}}$ довольно близки по величине. Поэтому это сечение и будем считать концом первой части циркуляционной зоны.

Длину второй части циркуляционной зоны l_2 в инженерных приложениях теории турбулентных струй обычно находят методом гидродинамики идеальной жидкости. По данным Г. Н. Абрамовича, с изменением безразмерной толщины циркуляционной зоны в диапазоне $\frac{H_1}{h} = 3 \div 10$ безразмерная абсцисса точки N — конца циркуляционной зоны — изменяется в интервале

$$\frac{x_{\text{ок}}}{h} = 1,05 \div 0,71. \quad (2.19)$$

Решение для второй части циркуляционной зоны впервые получено Г. Н. Абрамовичем [2], который сделал подробный анализ найденных уравнений. Аналогич-

ные зависимости приводятся и С. М. Слиским [76]. Г. Н. Абрамович отмечает, что в области поворота струй от прямого тока к обратному наблюдается небольшое (до 10% скоростного напора набегающего потока) уменьшение статического давления. Поэтому для совместного использования двух независимых решений для первой и второй частей циркуляционной зоны вводится переходной участок, на котором поля скоростей и статического давления выравниваются.

В нашем случае при растекании потока в воронке размыва подобного уменьшения статического давления не наблюдается. Более того, М. А. Михалев отмечает [56] даже некоторое увеличение (до 8—10%) давления в пределах воронки размыва. Нами увеличения статического давления в пределах воронки не обнаружено; распределение давления по глубине близко к гидростатическому. Это позволяет не вводить переходной участок, а считать конечное сечение первой части началом второй части циркуляционной зоны.

Второй участок растекания — полуограниченное течение вдоль шероховатой поверхности. В начале второго участка перестраиваются (переформируются) поля скоростей — от эпюры, характерной для растекания струи за уступом, описываемой универсальной формулой Г. Шлихтинга, к эпюре, свойственной полуограниченному течению вдоль плоской шероховатой поверхности. Как показали наши опыты, при анализе растекания потока в воронке размыва возникает вопрос о целесообразности отдельного рассмотрения полуограниченного течения на криволинейном и прямолинейном участках. Длина криволинейного отрезка траектории (зоны переформирования эпюры скоростей) составляет $1/9—1/15$ часть общей длины второго участка. В то же время параметры течения на этом участке находятся из совместного решения системы из четырех уравнений, что делает расчет чрезвычайно громоздким и, по существу, ограничивает его практическое применение.

Одним из возможных путей упрощения решения является предположение о пренебрежимо малом влиянии особенностей течения на криволинейном участке на окончательные результаты расчета. Это предположение хорошо

согласуется с данными Г. Шлихтинга [91], доказавшего применимость уравнений пограничного слоя для искривленных стенок в том случае, если толщина пограничного слоя мала по сравнению с радиусом кривизны стенки и радиус кривизны стенки не претерпевает резких изменений. В соответствии с этим допущением заменяем криволинейный отрезок траектории равным по длине отрезком течения вдоль плоской стенки (рис. 7).

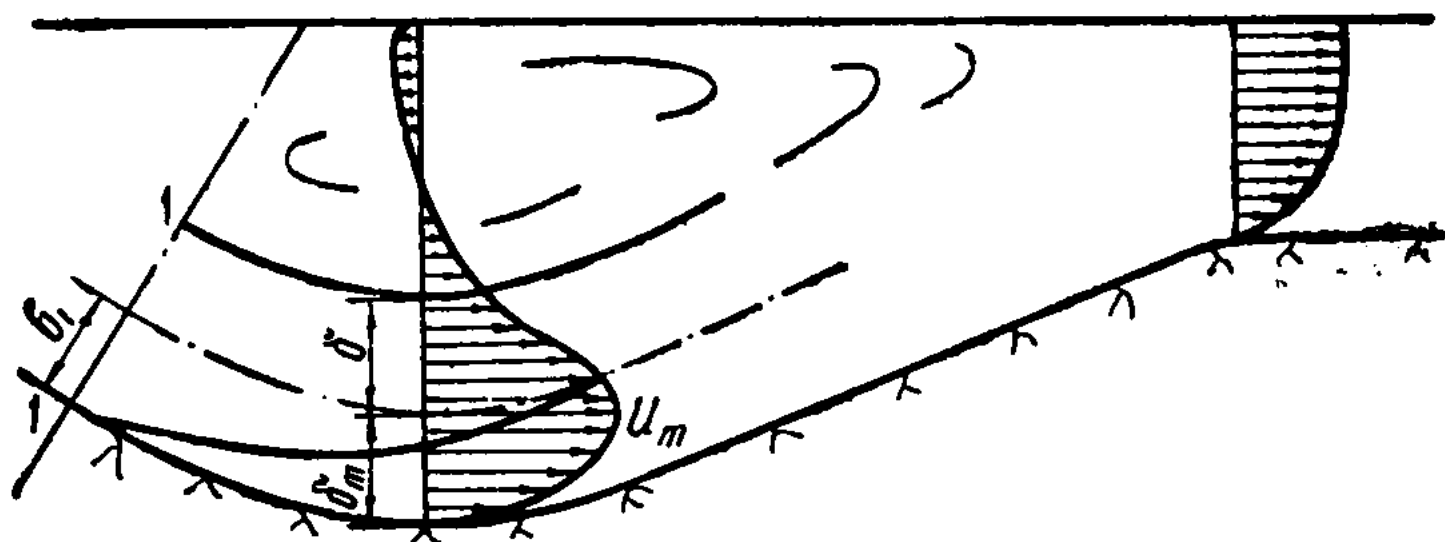


Рис. 7. Растекание сбросного потока вдоль низового откоса ямы размыва

Н. П. Акатнов [3] предложил на основе полуэмпирической теории турбулентности Л. Прандтля решение задачи о распространении плоской турбулентной струи вдоль шероховатой поверхности. Окончательный вид расчетных зависимостей следующий:

$$U_m = \frac{M}{\sqrt{x}} \left[1 + \frac{0,1}{k} \varepsilon + \frac{1}{k} \left(\frac{0,01}{k} - 0,3 \right) \varepsilon^2 + \dots \right]; \quad (2.20)$$

$$\delta = (3,09k - 0,70\varepsilon^2 + \dots) x; \quad (2.21)$$

$$\delta_m = (2\varepsilon^2 + \dots) x, \quad (2.22)$$

где U_m — максимальная (осредненная) скорость в сечении; δ_m — толщина внутренней области (значение координаты y точки с максимальной скоростью); δ — условная толщина внешней области (расстояние от точки с максимальной скоростью до точки, в которой скорость равна половине максимальной); k — экспериментальный коэффициент, по опытам С. Сигалла с потоком, однородным на выходе из сопла, $k=0,018$ [99].

Для величины ϵ , входящей в уравнения (2.20) — (2.22), имеет место соотношение вида

$$\epsilon = \sqrt{0,5\lambda}, \quad (2.23)$$

где λ — коэффициент гидравлического трения. Он может быть определен:

а) для зернистой (песочной) шероховатости по формуле А. П. Зегжды [34]:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 4 \lg \frac{R}{\Delta} + 4,25; \quad (2.24)$$

б) для макрошероховатых поверхностей по формуле И. К. Никитина (60):

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 4,6 \lg \frac{R}{\delta} + 4,0. \quad (2.25)$$

Здесь Δ — абсолютная шероховатость (по Ц. Е. Мирцхулава, $\Delta = 0,7d_{90,0}$); R — гидравлический радиус; δ — параметр, отражающий суммарное влияние числа Re и степени шероховатости и определяемый по графикам, предложенным И. К. Никитиным.

В формуле (2.20) величина M находится из условия $U_m = U_{m_0}$ при $x = x_0$.

При выводе зависимостей (2.20) — (2.22) использовались следующие допущения:

1. Жидкость струи имеет такую же плотность и вязкость, как и жидкость, заполняющая окружающее пространство.

2. Профиль скоростей турбулентной струи, распространяющейся вдоль шероховатой стенки, описывается во внешней области формулой Г. Шлихтинга (2.2), а во внутренней — логарифмической зависимостью в виде

$$\frac{U_m - U}{v_*} = 2,21 \ln \frac{\delta_m}{y}, \quad (2.26)$$

где $v_* = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}}$; τ_w — напряжение трения на стенке.

3. Напряжение трения во внешней области принято, согласно гипотезе Л. Прандтля, равным

$$\tau = \rho k \delta U_m \frac{\partial u}{\partial y}, \quad (2.27)$$

где коэффициент структуры k — экспериментальная постоянная.

4. Напряжение трения по сечению слоя во внутренней области принято постоянным и равным $\tau = \tau_w$.

Полуэмпирическая теория, построенная Н. П. Акатновым, хорошо согласуется с опытными данными С. Сигалла, Е. Фертмана, Б. А. Алиярова и других, а также с нашими специально поставленными экспериментами.

Стыковка решений, полученных для первого и второго участков растекания струи. Возможность совместного использования приведенных выше независимых решений для первого и второго участков растекания струи выполняется в сечении 1—1 (см. рис. 2) с помощью фиктивного потока. Для удобства расчетов рассмотрим фиктивное сопло с прямоугольным профилем скорости на срезе. Течение, образованное струей жидкости, вытекающей из фиктивного сопла, назовем фиктивным.

Величину скорости на срезе сопла примем равной максимальной (осевой) скорости U_m , полученной расчетом из рассмотрения предыдущего (первого) участка. Высоту фиктивного сопла b_ϕ найдем из условия равенства действительного расхода прямого тока в сечении 1—1 расходу фиктивного течения. При этом воспользуемся соотношением, связывающим среднюю по расходу скорость с максимальной. Для плоской струи на основном участке течения эта связь имеет вид [4]

$$\frac{U_{\text{ср}}}{U_m} = \frac{\int_0^1 (1 - \xi^{1,5})^4 d\xi}{\int_0^1 (1 - \xi^{1,5})^2 d\xi} = \frac{0,316}{0,45} = 0,7. \quad (2.28)$$

Действительный расход прямого тока жидкости в сечении 1—1 состоит из расхода нижней половины струи, равного половине транзитного расхода, и расхода верхней половины струи, включающего кроме транзитного

присоединенный из области верхней водоворотной зоны циркулирующий расход. Толщину верхней части области прямых токов в сечении 1—1 найдем из решения уравнения (2.16), которое примет вид

$$\xi_4 = \left(1 - \sqrt{\frac{-m_B}{1 - m_B}}\right)^{2/3}. \quad (2.29)$$

Величину m_B в уравнении (2.29) определим из решения уравнения (2.12) подстановкой в него значения x , соответствующего концу первого участка течения. Окончательное выражение для полутолщины фиктивного сопла имеет вид

$$b_{cp} = \frac{U_0 b_0 + 0,7 U_{m_1} \xi_4 b_1}{2 U_{m_1}}, \quad (2.30)$$

где b_1 — полутолщина зоны смещения в сечении 1—1.

Расстояние x_0 , на которое удален срез фиктивного сопла от сечения 1—1, равно длине начального участка полуограниченного течения.

Рассмотренные выше зависимости дают возможность описать движение сбросного потока на всем протяжении от входа под уровень нижнего бьефа до выхода в отводящий канал.

Растекание свободно отброшенной струи в яме размыва можно исследовать и иным путем, упростив расчетную схему. Примем, что струя на всем протяжении своей траектории движется как полуограниченная, т. е. на первом участке заменим циркуляционную зону твердой стенкой. Такой прием применялся многими исследователями и в частности И. И. Леви [45].

Условно всю струю можно разделить по линии, проходящей через точки, в которых скорость в каждом сечении максимальна, на две области: пристенную и внешнюю по отношению к линии раздела. При этом всю пристенную часть струи следует рассматривать как пограничный слой, свойства которого в названных областях вдали от линии раздела заметно различаются. На стенке частицы жидкости прилипают к поверхности, скорость их движения равна 0. Это прилипание вызывает вследствие трения торможение слоя, прилегающего к стенке. В связи

с этим продольная компонента скорости в пристенной области возрастает от $U_x = 0$ до $U_x = U_{\max}$ ($U_{\max}$ — максимальное в данном сечении значение продольной компоненты скорости).

По мере продвижения струи толщина пристенного пограничного слоя растет. В области, являющейся внешней по отношению к границе раздела струи, т. е. вдали от стенки, твердая поверхность влияет очень незначительно, поэтому свойства течения здесь приближаются к свойствам свободной струи.

Полуограниченное течение имеет характерную особенность: сочетание двух принципиально различных видов граничных условий — у стенки и вдали от нее. Соответственно в этих двух областях отмечены два различных механизма образования пограничного слоя.

Распределение скоростей в турбулентном пристенном пограничном слое подчиняется закону «одной седьмой»:

$$\frac{U}{U_m} = \left(\frac{y}{\delta} \right)^{1,7}, \quad (2.31)$$

где U_m — скорость на границе пристенного пограничного слоя, толщина которого равна δ .

Показатель степени в (2.31) зависит от шероховатости поверхности, ограничивающей струю. При обтекании пластинки безграничным потоком он равен $1/7$, при струйном обтекании гладкой поверхности — $1/10$. В результате экспериментальных исследований струйного обтекания макрошероховатых поверхностей [4] установлено, что в этом случае показатель степени становится равным $\frac{1}{6} \div \frac{1}{7}$. Опытами А. И. Квасова по изучению движения потока в яме размыва также подтверждены значения показателя, близкие к этой величине.

Уравнение профиля скорости для внешней зоны основного участка полуограниченной струи имеет вид

$$\frac{U}{U_m} = (1 - \xi^{1,5})^2, \quad (2.32)$$

где $\xi = \frac{y - \delta}{b}$.

Составим уравнение количества движения для контура $OO'NN'$ (см. рис. 4)

$$U_0^2 b_0 - \int_0^x U_m \frac{\partial}{\partial x} \left(\int_0^\delta \bar{U} dy \right) dx = \int_0^{b+\delta} U^2 dy. \quad (2.33)$$

Выполняя преобразования (подробно см. [4], с. 515—530), получим дифференциальное уравнение, связывающее параметры $\bar{U}_m$, b и δ ,

$$\frac{7}{8}[\bar{U}_m' \delta + \bar{U}_m \delta'] + 0,632 \bar{U}_m' b + 0,312 \bar{U}_m b' = 0,$$

из которого после некоторых преобразований можно получить зависимость для определения осевой скорости:

$$\bar{U}_m = \sqrt[1,8]{\frac{a}{x-2,2}}, \quad (2.34)$$

где a — величина, зависящая от начальных условий. По Г. Н. Абрамовичу, $a = 11,36$, в наших опытах, где струя растекалась в ограниченном пространстве с шероховатыми стенками, $a = 10,0$.

Растекание струй, близких к вертикальным, в яме размыва

При сопряжении бьефов свободно отброшенной или падающей струей поток воды пролетает в воздухе значительное расстояние. На выходе из сооружения поперечное сечение струи имеет прямоугольную форму. По мере продвижения под влиянием силы тяжести, трения о воздух и неравномерности поля скоростей происходит инверсия струи: края ее отстают от средней части и поперечное сечение становится подковообразным. Такая инверсия отмечалась как для струи, сбрасываемой с носка водосливной плотины, так и для струи, падающей с гребня арочной плотины.

Несмотря на такую инверсию, в средней части струи можно выделить участок, близкий по форме к прямоугольному. По данным Н. Б. Исаченко [35], этот участок

обладает и наибольшей скоростью. Следовательно, применяя теорию струи к решению задачи о местном размыве, можно взять среднюю часть струи (в случае плоской задачи) и проводить все расчеты для нее.

Исследование растекания необходимо начинать с вертикальных струй. Это упрощает задачу и позволяет быстро оценить общую правомерность принятой методики. Струи, близкие к вертикальным, довольно часто встречаются в практике гидротехнического строительства. Они появляются при сопряжении бьефов за арочными плотинами, а также за консольными перепадами.

Для решения задачи о растекании плоской вертикальной струи необходимо знать геометрические характеристики ограниченного пространства, в нашем случае — форму ямы размыва. Граничные условия заметно влияют на растекание струи. По-видимому, при размыве несвязного грунта воздействие стенок будет незначительным. При размыве связного и скального грунтов необходимо учесть влияние твердых границ. Форма ямы размыва может быть различной в зависимости от свойств размываемого материала. Для несвязного грунта она близка к треугольной [62], для связного и скального — к трапецеидальной [53] и даже к прямоугольной [11].

Растекание вертикальной плоской струи в тупике трапецеидальной формы

В общем случае воронка размыва будет иметь трапецеидальную форму. Рассмотрим растекание вертикальной плоскопараллельной струи в таком тупике. Расчетная схема приведена на рис. 8.

Считаем, что распределение скоростей при таком растекании также подчиняется зависимости Г. Шлихтинга.

Уравнение расхода для основного участка имеет вид

$$\int_0^b U dy + U_n (B - b - kx) = 0, \quad (2.35)$$

где k — котангенс угла наклона откоса ямы размыва.

Разделив уравнение (2.35) на $U_m B$, найдем

$$b^* \int_0^1 \frac{U}{U_m} \frac{dy}{b} + m(1 - b^* - kx^*) = 0, \quad (2.36)$$

где $x^* = \frac{x}{B}$.

После некоторых преобразований получим выражение для определения ширины струи в сечении основного участка, отстоящем от входного сечения на относительном расстоянии x^* :

$$b^* = \frac{-m(1 - kx^*)}{0,45(1 - m)}. \quad (2.37)$$

Уравнение количества движения для сечения AA' и MM' (рис. 8) имеет вид

$$\begin{aligned} \int_0^b U^2 dy + U_n (B - b - kx) = \\ = U_0^2 b_0 \frac{B}{B - b_0}. \end{aligned} \quad (2.38)$$

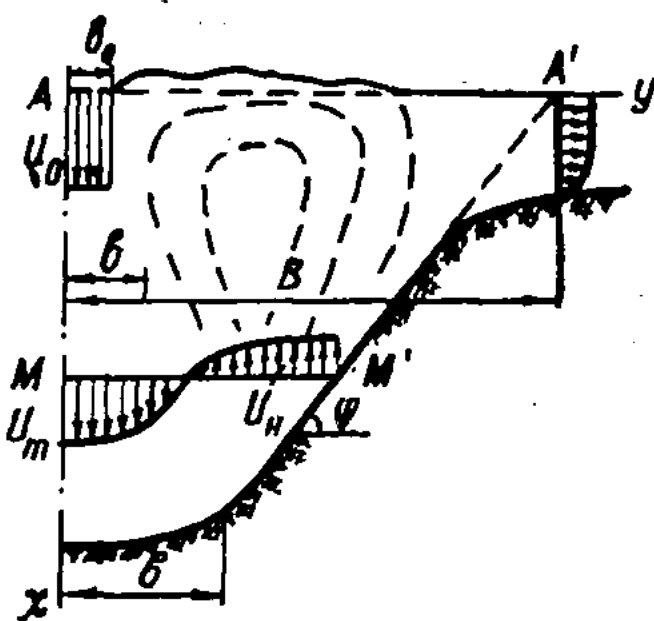


Рис. 8. Растекание вертикальной струи в яме размыва

После интегрирования и некоторых алгебраических преобразований получим уравнение для определения безразмерной осевой скорости при растекании плоской струи в тупике трапецеидальной формы:

$$\bar{U}_m = \sqrt{\frac{0,45b_0^*(1 - m)}{m(1 - b_0^*)(0,316 - 0,182m - 0,143m^2)(1 - kx^*)}}. \quad (2.39)$$

Решение уравнений (2.1) и (2.37) дает выражение

$$\frac{b_0 + cx}{B} = \frac{-m(1 - b_0^*k\bar{x})}{0,45(1 - m)}, \quad (2.40)$$

которое можно преобразовать в зависимость для определения соотношения скоростей прямого и обратного течений в тупике трапецеидальной формы:

$$m = \frac{0,45b_0^* + 0,45b_0^* c\bar{x}}{0,45b_0^* + 0,45b_0^* c\bar{x} + b_0^* \bar{x} - 1}. \quad (2.41)$$

Подставляя (2.41) в (2.39) и проведя преобразования, найдем

$$U_m = \sqrt{\frac{(0,45b_0^* + 0,45b_0^* c\bar{x} + b_0^* k\bar{x} - 1)^2}{(1 + c\bar{x})(1 - b_0^*)(0,316 - 0,45^2 b_0^* - 0,45^2 b_0^* c\bar{x} + \rightarrow \\ \rightarrow \frac{+0,45^2 b_0^{*2} + ck\bar{x}^2 + 0,316b_0^{*2} k^2 \bar{x}^2 - 0,632b_0^* k\bar{x})}{}}}. \quad (2.42)$$

Уравнение (2.39) теряет смысл в случае $kx^* = 1$. Исследуем возможность такого случая. Из уравнения (2.40) имеем

$$(1 - kx^*) = - \frac{0,45b_0^*(1 - m)}{m}.$$

$$\text{Если } 1 - kx^* = 0, \text{ то } 0 = - \frac{0,45b_0^*(1 - m)}{m}.$$

В реальных условиях $b_0^* \neq 0$, следовательно, может быть только вариант $\frac{1 - m}{m} = 0$, что возможно лишь при $m = 1$.

По условиям принятой расчетной схемы

$$m = \frac{U_{\text{н}}}{U_m} < 0,$$

так как $U_{\text{н}}$ направлена в сторону, противоположную U_m ; следовательно, случай, когда $1 - kx = 0$, не может существовать, и уравнение (2.39) всегда имеет смысл.

Полученная зависимость (2.42) применима для некоторого сечения MM' (см. рис. 8), где начинается поворот струи. Предполагаем, что в этом сечении значения средней скорости в прямом и обратном токе равны между собой. Это соответствует равенству площадей прямого и обратного токов

$$F_{\text{пр}} = F_{\text{обр}}. \quad (2.43)$$

Значения безразмерной ординаты границы линии нулевой скорости соответственно для тупиков прямоугольной и трапецеидальной формы равны $\frac{y_0}{B} = 0,5$;

$$\frac{y}{B(1-b_0^* k \bar{x})} = 0,5.$$

Из уравнения (2.2) при $U=0$, а также из (2.40) и (2.37) получим формулу для определения безразмерной координаты y_0 в сечении, отвечающем началу разворота потока для трапецеидального тупика:

$$\frac{y_0}{B(1-b_0^* k \bar{x})} = \frac{-m}{0,45(1-m)} \left(1 - \sqrt{\frac{-m}{1-m}} \right)^{3/2}. \quad (2.44)$$

Ширина трапецеидального тупика в любом сечении равна

$$B = b_0 + c\bar{x} + k\bar{x}. \quad (2.45)$$

Следовательно,

$$b_0^* = \frac{b_0}{B} = \frac{1}{1+c\bar{x}+k\bar{x}}. \quad (2.46)$$

Подставляя (2.46) в (2.41), найдем

$$m = \frac{\frac{0,45}{1+c\bar{x}+k\bar{x}} + \frac{0,45c\bar{x}}{1+c\bar{x}+k\bar{x}}}{\frac{0,45}{1+c\bar{x}+k\bar{x}} + \frac{0,45c\bar{x}}{1+c\bar{x}+k\bar{x}} + \frac{k\bar{x}}{1+c\bar{x}+k\bar{x}} - 1} = -0,82. \quad (2.47)$$

Значение безразмерной осевой скорости в точке, находящейся в сечении MM' , равно

$$\bar{U}_m = 1,64 \sqrt{\frac{b_0^*}{(1-b_0^*)(1-b_0^* k \bar{x})}}. \quad (2.48)$$

Таким образом, с помощью расчетных приемов, основанных на теории турбулентных струй, можно описать движение сбросного потока в яме размыва. Применение полученных закономерностей возможно только после специальной экспериментальной проверки. Реальные

условия растекания потока достаточно сложны, и необходимо выявить влияние граничных условий на кинематические характеристики струи.

Результаты экспериментального изучения растекания плоской наклонной водяной струи

На первом участке растекания в зоне интенсивного турбулентного перемешивания и на втором участке для внешней зоны полуограниченного течения вдоль плоской шероховатой стенки выше было принято распределение скоростей в поперечном сечении по универсальной зависимости Г. Шлихтинга. Для проверки этого положения опытные точки, полученные в пределах рассматриваемых зон, нанесены, как это принято в теории струй, на график. По оси ординат отложены безразмерные значения избыточной скорости $\frac{\Delta U}{\Delta U_m} = \frac{U - U_n}{U_m - U_n}$, по оси абсцисс — безразмерные ординаты, каждая из которых представляет собой отношение расстояния от оси до данной точки к расстоянию от оси до такой точки, в которой скорость равна полусумме крайних значений (рис. 9). На рис. 9, а теоретическая зависимость сопоставляется с нашими опытами и опытными данными М. А. Михалева, относящимися к зоне смешения на первом участке растекания струи. Отсюда следует, что безразмерные профили скорости в плоской струе, растекающейся в воронке и граничащей на первом участке с обратными токами жидкости, универсальны и удовлетворительно описываются зависимостью Г. Шлихтинга. На рис. 9, б точки 1—6, относящиеся к внешней зоне полуограниченного течения на втором участке, нанесены на график

$$\frac{U - U_n}{U_m - U_n} = f\left(\frac{y - \delta}{y_c - \delta}\right).$$

Здесь также для сравнения нанесен теоретический профиль, соответствующий формуле Г. Шлихтинга. Как видно из рис. 9, экспериментальные точки удовлетворительно аппроксимируются зависимостью Г. Шлихтинга. Область на графике в диапазоне абсцисс $\xi = 1,6—2,5$ соответствует области свободного смешения, примыкающей

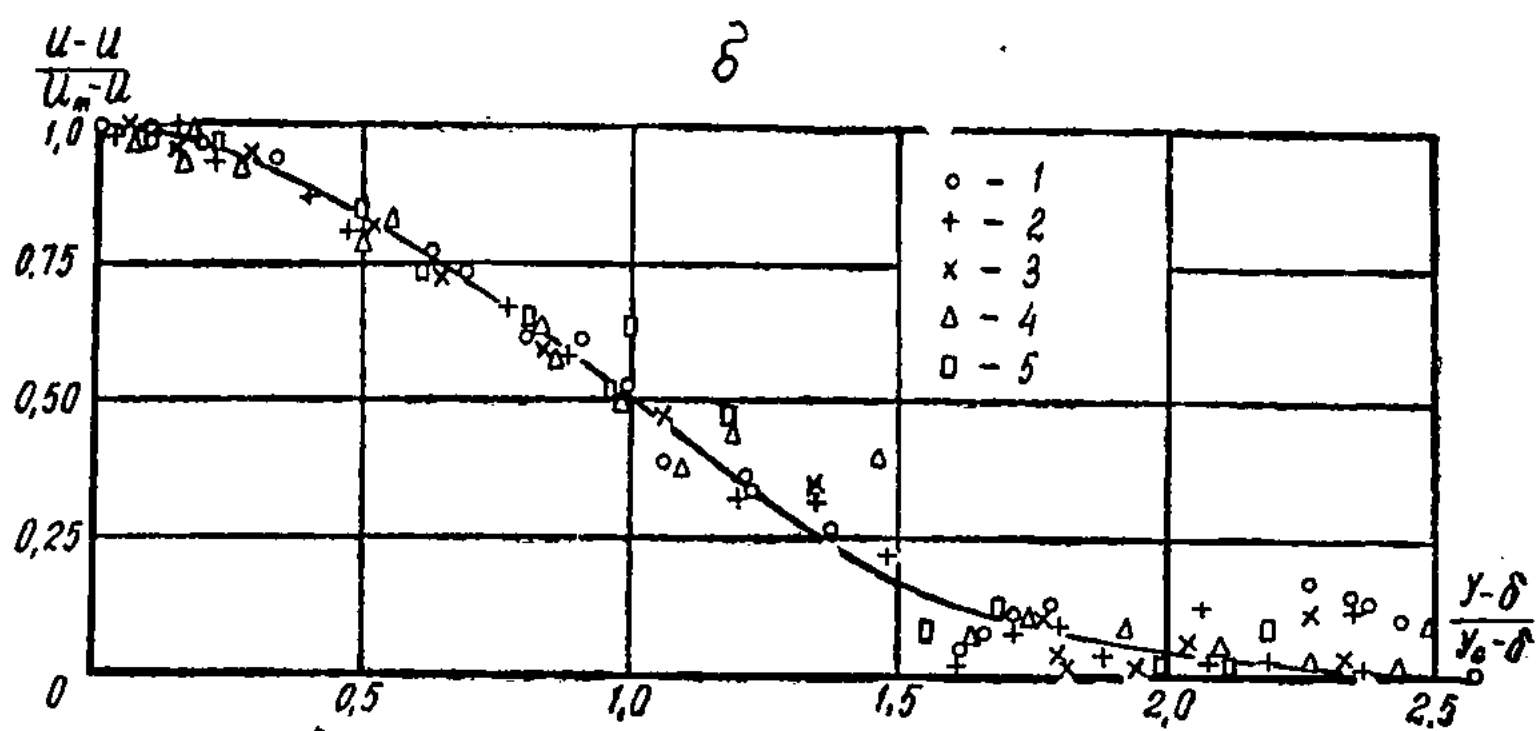
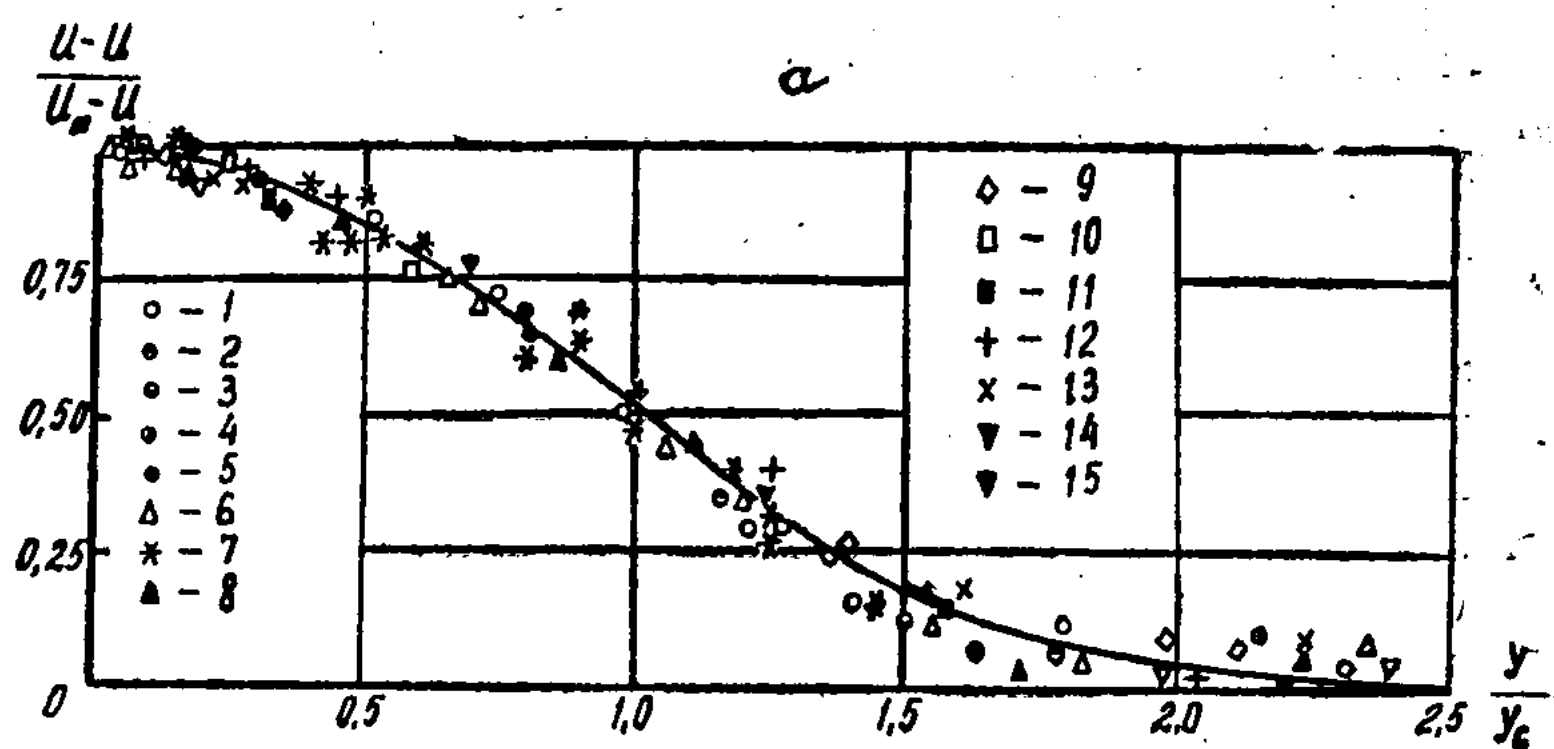


Рис. 9. Универсальный профиль скорости для: a — зоны смещения на первом участке растекания (1—6 — опыты автора и А. И. Квасова [16], 8—15 — М. А. Михалева [56]); b — внешней зоны полуограниченного течения на втором участке (1—5 — опыты А. И. Квасова [37])

к зоне обратных токов, и разброс опытных точек объясняется погрешностью измерения скоростей.

Приведенные выше результаты экспериментального изучения растекания наклонных струй в сформированных ими воронках размыва подтверждают правильность исходных теоретических положений. Кроме того, растекание реальной струи будет происходить в яме, имеющей шероховатые стенки. Необходимо выяснить влияние шероховатости на кинематические характеристики потока. Такие исследования известны в аэродинамике.

При рассмотрении случая естественной шероховатости нами предположено, что плотность бугорков максимальна, т. е. они примыкают друг к другу. Исследования многих авторов показывают, что форма бугорков заметно влияет на течение в пристенной области, а это существенно осложняет теоретическое изучение вопроса. Так, Б. К. Алияровым, З. Б. Сакиповым, Л. П. Яриным [4] проведены эксперименты по изучению закономерностей распространения турбулентных полуограниченных газовых струй, обтекающих гладкие и макрошероховатые поверхности.

Из рис. 9 видно, что в автомодельной области течения коэффициент сопротивления трения является слабой функцией числа Рейнольдса $Re = \frac{U_x}{\nu}$ и может быть описан зависимостью

$$C_f = \frac{0,174}{Re^{1,7}}.$$

Это означает практически постоянство C_f в автомодельной области течения и подтверждает наличие аналогии в обтекании шероховатых и макрошероховатых поверхностей.

Наши опыты проводились со струями, растекающимися вдоль шероховатой поверхности как в яме размыва, так и вдоль гладкой пластины, что необходимо для уточнения величины фиктивного начального участка при построении схемы растекания струи на втором участке (см. рис. 7). Исследование Е. Фертмана, Б. К. Алиярова и других показали, что при движении потока вдоль шероховатой поверхности заметно сокращается длина начального участка. Шероховатость в наших опытах создавалась песком $d = 0,2—1, 1—3, 3—5$ мм, гравием $d = 5—7, 7—10$ мм и бетонными кубиками с размером ребра $a = 25$ мм, закрепленными на стальной пластине.

На кинематические характеристики струи влияет соотношение ширины струи в начальном сечении b_0 к высоте бугорка шероховатости. Если высота бугорка соизмерима с шириной сопла ($\delta = 0,3 \div 1,0 b_0$), то это вызовет резкое искривление траектории на первых же калибрах пути. В рассматриваемой задаче толщина струи суще-

ственно больше высоты бугорков, и поэтому опыты проводились при минимальном условии ($b_0 > 5\delta$). В результате установлено, что при растекании потока вдоль макрошероховатой поверхности (при отмеченной выше плотности бугорков) и соотношении $\frac{b_0}{\delta}$ длина начального участка сокращается до 10 калибров.

Рассмотрим растекание плоской струи в яме размыва. На модели стабилизировавшиеся ямы закреплялись быстротвердеющей смесью цемента и жидкого стекла. При этом откосы ямы имели уклоны, соответствующие углу внутреннего трения для песка или гравия данной крупности ($\varphi = 20-30^\circ$). Поскольку при размыве скалы

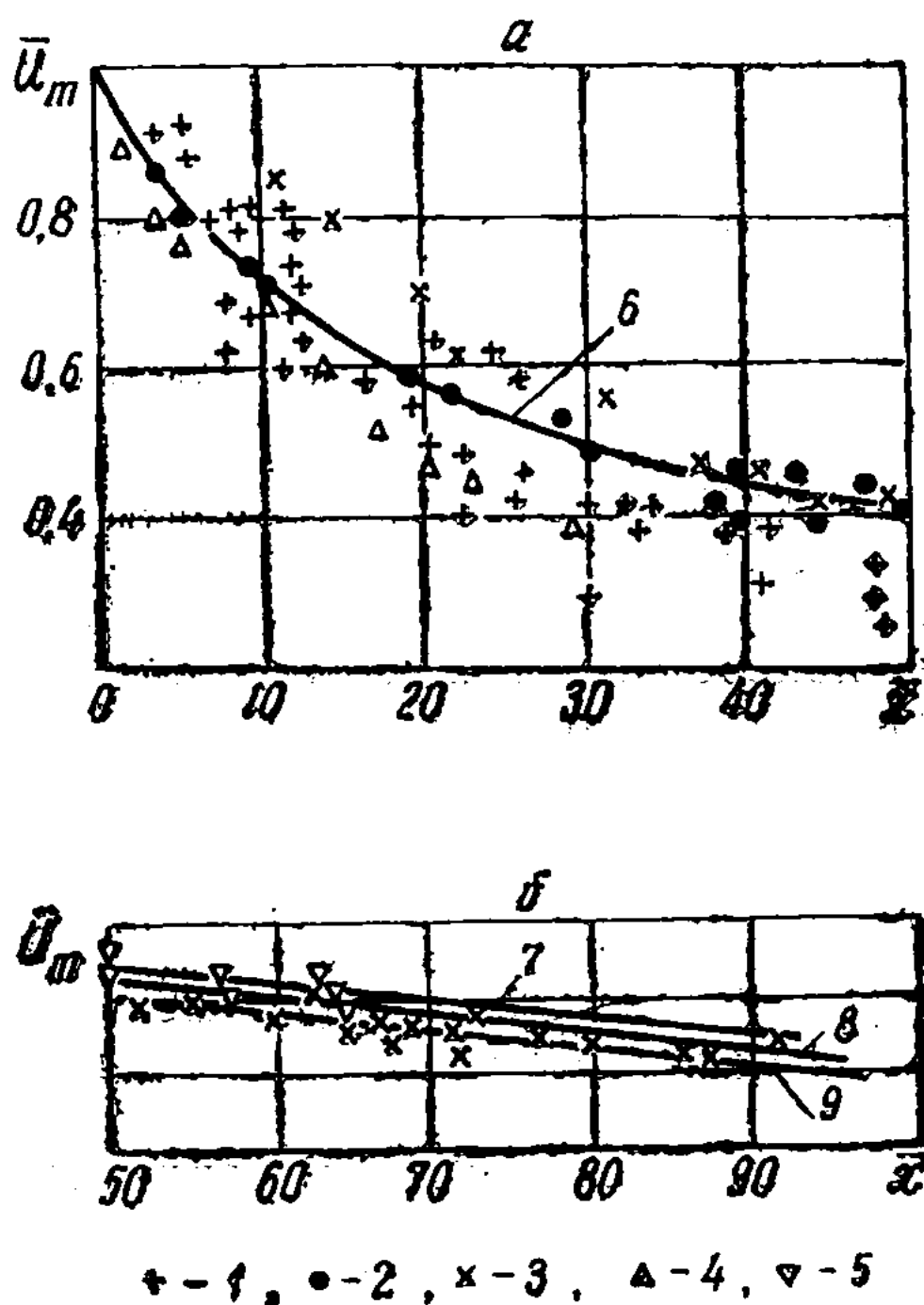


Рис. 10. Падение осевой скорости на первом (а) и втором (б) участках растекания по опытам: а — М. А. Михалева (1), А. И. Квасова (2), автора (3 — сплошная струя, 4 — раздробленная), расчет по уравнению (2.13) — (6); б — автора (3, 4), Сигалла (5), расчет по Н. И. Акатнову (7), Г. Н. Абрамовичу (8), по уравнению (2.34) — (9)

откосы могут быть более крутыми, такие же опыты проводились при $\varphi = 30-45^\circ$.

На рис. 10, а приведен график падения осевой скорости потока (максимальной в сечении) по мере растекания, $\bar{U}_m = f(\bar{x})$ на первом участке. Результаты хорошо согласуются с расчетами по зависимости (2.13). На этом же графике приведены данные М. А. Михалева [54], проводившего опыты при $\varphi = 40^\circ$ и в диапазоне $4 < \bar{x} < 50$, а также результаты наших опытов по изучению растекания раздробленных струй. Этот график показывает, что растекание струи на первом участке достаточно удовлетворительно описывается зависимостью (2.13).

Результаты измерения скоростей на втором участке растекания — в зоне полуограниченного течения вдоль шероховатой поверхности — приведены на рис. 10, б. Опытные данные сопоставляются с расчетами по зависимости (2.20) при $x_0 = 9$. Полученное совпадение (отклонение не превышает 6—8%) следует признать удовлетворительным для столь сложного течения.

Приведенные здесь материалы исследований, выполненных нами и другими исследователями, подтверждают возможность описания движения потока в яме размыва с помощью зависимостей, полученных на основе теории турбулентных струй. При этом движение происходит при наличии поперечного градиента давления. Как показали опыты М. А. Михалева, И. В. Долидзе [52]; А. И. Квасова [37] и наши, наличие поперечного градиента не сказывается на форме профиля скорости и законе падения осевой скорости. Такая оценка положения согласуется с выводами Г. Н. Абрамовича [2], который указывает, что «если толщина зоны смешения (в нашем случае вальца) мала по сравнению с данной ($b < x$), то ей присущи все особенности пограничного слоя, в частности, можно пренебречь изменением давления по толщине зоны смешения».

Результаты экспериментального изучения растекания вертикальной плоской струи

Проведены эксперименты по изучению растекания плоской вертикальной струи в тупиках прямоугольной, трапецеидальной и треугольной формы. Поток слабо

аэрирован, так как высота среза сопла над уровнем воды в лотке незначительна (меньше двух калибров). При обработке результатов принято, что закономерность растекания потока одинакова на всем протяжении от выхода из сопла до дна тупика.

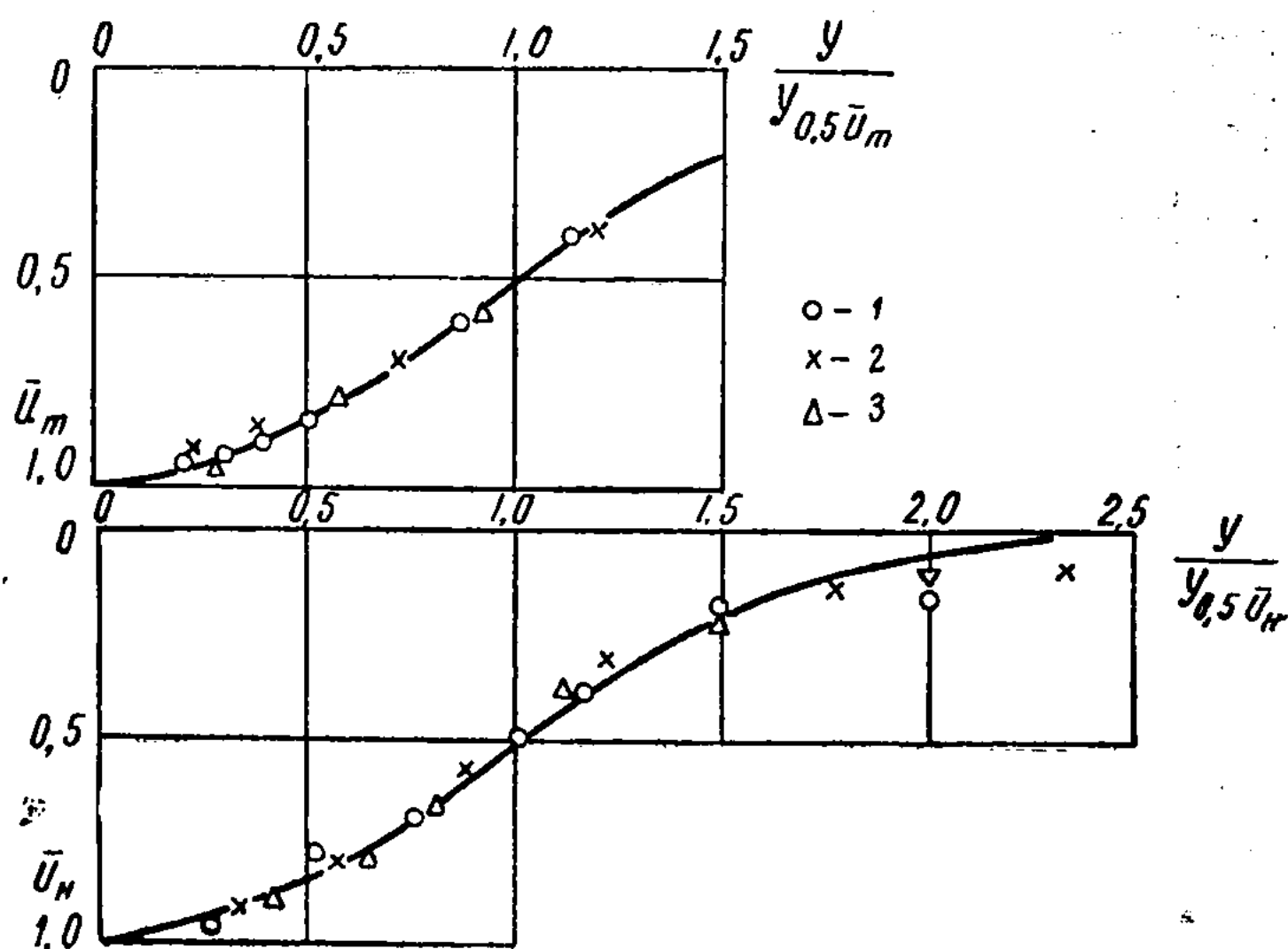


Рис. 11. Универсальные профили скорости для прямой и обратной ветвей вертикальной струи на расстоянии от сопла 5 (1), 15 (2) и 20 (3) калибров

Можно заметить, что с удалением от начального сечения пик эпюры скоростей в прямом течении сглаживается. Точка пересечения эпюры с линией нулевых скоростей по мере продвижения струи внутрь тупика удаляется от оси струи. На эпюрах скоростей в обратном течении можно отметить уменьшение пика с удалением от дна тупика и приближением к выходному сечению. При обработке в безразмерных координатах $\left(\frac{U}{U_m}, \frac{y}{y_{0,5U_m}}\right)$ получаются универсальные профили (рис. 11). Отклонения наблюдаются лишь в зоне смешения потоков (циркуляционной зоне).

Рассмотрим изменение осевой скорости струи по длине тупика. На рис. 12 приведены результаты расчетов по формуле (2.42) при $s=0,22$ и опытные точки.

На отдельных участках осевая скорость несвободной струи может быть больше осевой скорости свободной затопленной струи. Это можно, видимо, объяснить тем, что расширение струи, бьющей в тупик, ограничивается стенками, струя получается более компактной.

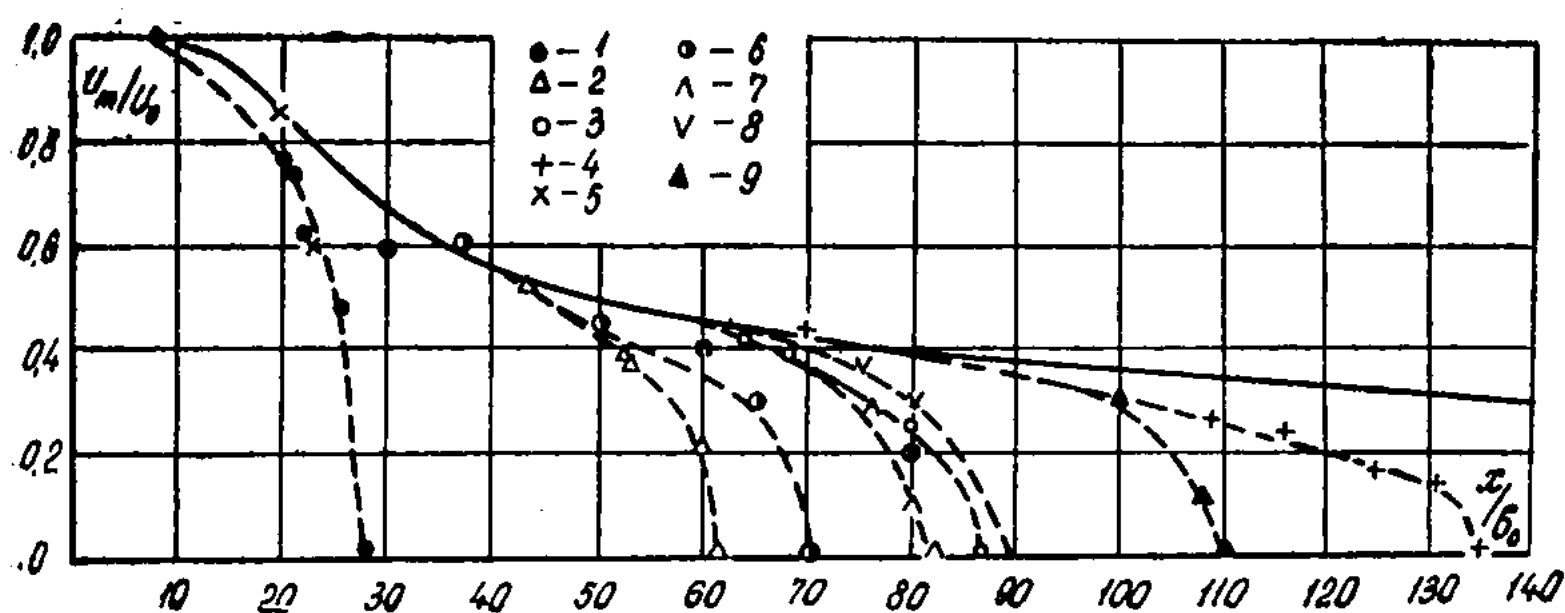


Рис. 12. Падение осевой скорости при растекании вертикальной струи в яме размыва: 1—4 — опыты С. Белтаос и Н. Раджаратнама [100]; 5—9 — автора

На конечном участке, отвечающем длине свыше $0,8$ глубины тупика, заметно значительное падение осевой скорости, резкое отклонение от расчетной кривой. Такое отклонение связано с изменением направления движения. Выше мы показали, что для всех рассмотренных нами соотношений тупиков, а они охватывают реально возможные формы ям размыва, началу разворота струи соответствует значение $m=0,8$. Аналогичное отношение получено и в опытах других авторов [40], [100], проводивших исследования с вертикально падающими струями. На рис. 12 приведено сопоставление всех этих данных с расчетами по зависимости (2.48).

Глава 3

ИНЖЕНЕРНО-ГЕОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ СКАЛЬНОГО ОСНОВАНИЯ, ОПРЕДЕЛЯЮЩИЕ ЕГО СОПРОТИВЛЯЕМОСТЬ РАЗМЫВАЮЩЕМУ ВОЗДЕЙСТВИЮ ПОТОКА

Трещиноватость скального основания

Скальный массив пронизан трещинами различного происхождения. Условно считается, что в пределах определенного контура они равномерно расчленяют его на отдельные среднего размера и формы. Отдельности — это блоки (куски) горной породы, отделенные друг от друга структурными плоскостями разрыва, заполненными воздухом, водой или другим материалом (глиной и песком или продуктами выветривания скальной породы, слагающей массив).

Трещины могут быть тонкие (волосные) притертые, когда блоки плотно прижаты друг к другу. Взаимное перемещение блоков в этом случае может произойти только под влиянием силы, большей, чем сила трения между ними. При наличии заполнителя они могут перемещаться при нагрузках, превышающих сопротивление срезу этого заполнителя. Если поверхность трещин негладкая, скальные блоки могут цепляться друг за друга. Подвижка по таким поверхностям возможна только при скалывании выступов на этих поверхностях.

Для определения устойчивости скального основания разрушающему действию водного потока необходимо знать следующие инженерно-геологические характеристики скального массива.

Объемный вес и механические свойства горной породы: модуль упругости — E , пределы прочности на сжатие — σ и сдвиг — τ . Предел прочности на сдвиг обычно рассчитывается по данным испытаний кернов методом

трехосного сжатия и характеризуется огибающей кругов Мора, достаточно точно интерпретируемой прямой

$$\tau = C + \operatorname{tg} \varphi \cdot \sigma, \quad (3.1)$$

где C — сцепление (прочность на сдвиг без пригрузки); φ — угол внутреннего трения.

Выражение (3.1) было получено Кулоном в 1773 г. Методика определения величин, входящих в эту зависимость, хорошо известна [49, 89, 95].

Механические свойства заполнителя трещин; трение по трещинам; изменение свойств скалы под влиянием водонасыщения; размер блоков, на которые разбита скала; направление системы трещин в пространстве; генетическое и морфологическое описание трещин.

Все перечисленные характеристики необходимо знать на всей глубине ожидаемого размыва основания.

При обычных инженерно-геологических изысканиях все эти характеристики, как правило, определяются, но, как считают многие исследователи, в недостаточном объеме.

Б. Шнейдер [30], отмечая недостаточность объема инженерно-геологических изысканий, принятых в настоящее время, пишет: «...существующие классификации разрывностей, основанные на генетическом принципе, не отражают геометрические параметры нарушений и практически мало применимы. Рекомендуются классификация, построенная по морфологическому признаку». Классификация приведена в табл. 1. Отметим, что сцепление в трещинах шириной менее 1 мм отсутствует, а в трещинах менее 0,1 мм очень слабое. Приводятся также данные о снижении на 30—50% сопротивляемости образцов горных пород сжатию и растяжению под влиянием увлажнения.

П. Морлье [58] указывает, что ограниченная адсорбция проявляется в виде гидростатического давления на скелет породы и приводит к уменьшению ее прочности. Сопротивление сжатию базальта в естественном состоянии 1110 кг/см², после высушивания при 260°C на воздухе — 1690, под умеренным вакуумом (10⁻⁴ мм рт. ст.) — 1990, под большим вакуумом (10⁻⁸ мм рт. ст.) — 2070. Для диабазы после высушивания — 3600 кг/см², под водой — 2000, после высушивания при 190°C — 4900, «су-

Т а б л и ц а 1. Классификация разрывностей, построенная по морфологическому принципу

Тип разрывности	Толщина	Характеристика			Способ изучения
Микротрещины	5 мк	Сцепление заметное	—	—	Под микроскопом
Трещины	0,1 мм	Сцепление малое	Распределение и направление случайные	Распространение ограниченное, поверхность обычно бугристая	—
Тектонические трещины отрыва	1 мм	Без сцепления	Распределение и направление закономерные	Поверхность гладкая, следы подвижек отсутствуют, распространение умеренное	Под микроскопом
Тектонические трещины скалывания	Небольшой мощности	То же	—	Следы подвижек, распространение умеренное	»
Разломы	Большой мощности	»	Распределение и направление закономерные	Большая амплитуда смещений, значительное заполнение	На обнажениях методом аэрофотосъемки

хой» известняк — 2030, при среднеквадратичном отклонении — 150, водонасыщенный известняк — 1500 кг/см², при среднеквадратичном отклонении — 340.

Статистические методы изучения трещиноватости скального массива [41, 50, 67] применяются для выбора количественных показателей, характеризующих размеры и направление трещин, размеры отдельностей, особенности залегания. Данные для статистической обработки получают в результате непосредственной регистрации трещин в горных выработках (шурфы, штольни, разведочные каналы и др.).

М. В. Рац [69] предложил реальную трещиноватость заменять системой бесконечно длинных плоских параллельных щелей, ширина и густота которых предполагаются статистически независимыми случайными величинами. Модель фиксированной системы трещин рассматривается как функция распределения:

$$F(a, \Delta a) = F(a) \cdot F(\Delta a), \quad (3.2)$$

где a — истинное расстояние между трещинами; Δa — ширина трещин.

Величина a связана с модулем трещиноватости (густотой) соотношением

$$\Gamma_j = \frac{1}{\frac{1}{n} \sum_{j=1}^n a_j}, \quad (3.3)$$

где n — число расстояний между трещинами на единицу длины.

Объемная трещинная пустотность определяется по зависимости

$$\Pi = \sum_{j=1}^n \Pi_j, \quad (3.4)$$

а размер элементарного породного блока — по зависимости

$$b = f(a_i), \quad (3.5)$$

которые предложены А. В. Количко [41].

Распределение приведенных выше показателей подчи-

няется логарифмическому нормальному закону распределения.

Статистическая обработка результатов инженерно-геологических исследований района Токтогульского гидроузла, выполненная А. В. Количко, приведена в табл. 2.

А. В. Количко разработан также графоаналитический метод оценки блочности, позволяющий определять средний размер слагающих массив блоков, ограниченных трещинами, состав блоков каждой фракции и их форму. Он заключается в том, что на основе показаний строится графическая модель, на которой подсчитываются характеристики блочного строения.

Т а б л и ц а 2. Трещиноватость пород в створе Токтогульского гидроузла

Степень трещиноватости пород	Объемная трещинная пустотность П, %		$\alpha_i = \frac{\overline{\Delta a_i^3}}{\overline{a_i}}$		Блочность, см
	штольни	туннели	штольни	туннели	
Слабая	<0,5	<1,0	<0,8	<1,6	>15,0
Средняя	0,5—1,0	1,0—1,5	0,8—2,0	1,6—3,5	10,0—15,0
Сильная	>1,0	>1,5	>2,0	>3,5	<10,0

Таким образом, характеристики горных пород, необходимые для оценки их сопротивляемости размыву, могут быть определены с помощью методов, используемых в настоящее время при инженерно-геологических изысканиях.

Остановимся более подробно на определении сцепления и угла внутреннего трения, поскольку эти величины характеризуют сопротивляемость грунтов размыву.

Сцепление отдельности трещиноватой скалы с окружающим массивом

В механике грунтов и горных пород величина сцепления определяется по данным испытаний кернов. При этом образец загружается нормальной нагрузкой, иногда

довольно значительной. В этих условиях сопротивляемость образцов сдвигу подчиняется зависимости Кулона. Такая методика нахождения сцепления оправдана при изучении оснований плотин, облицовок напорных туннелей и других сооружений, которые, будучи возведенными на этих породах, вызовут появление значительных сжимающих напряжений.

В условиях рассматриваемой задачи отдельность трещиноватой скалы лежит на поверхности, и в плоскости сдвига имеются сжимающие напряжения, вызванные только весом самого ЭПБ и слоя воды над ним.

Н. А. Цытович [89] указывает, что в действительности диаграмма сдвига является криволинейной, особенно на участке, близком к началу координат, и лишь при возрастании нормальных давлений ($\sigma > 1,0 \text{ кг/см}^2$) становится незначительной: «...с достаточной для практических целей точностью можно принимать отрезок диаграммы сдвига прямолинейным».

В связи с этим [89] дает следующее определение закону Кулона «...сопротивление связных грунтов сдвигу (при не очень малых давлениях) есть функция первой степени от нормального давления...».

К аналогичному выводу приходит и Н. Н. Маслов [49], подчеркивая при этом, что «использование выражения Кулона с показателями C и ϕ , установленными обычным путем для области малых нагрузок, является просто недопустимым». Величина сцепления в области малых нагрузок уменьшается до $0,01 \text{ кг/см}^2$.

В одной из последних работ Н. Н. Маслов [50] выдвинул очень интересную гипотезу: «...величина сцепления в скальных породах по трещинам может в значительной мере снижаться при некоторой деформации «отжатия» одного блока от другого. Все эти обстоятельства выдвигают заманчивую перспективу отказаться вообще от учета сцепления при оценке работы скальных блоков с переходом к учету лишь трения при переменном значении коэффициента трения в нелинейной зависимости». Однако автор указывает, что, несмотря на некоторые положительные факты в пользу гипотезы (линейный характер крутизны бортов ущелий), она нуждается в проверке полевыми исследованиями.

Для рассматриваемого аспекта этой задачи важно указание на то, что сцепление между отдельностями трещиноватой скалы — малая величина, которая, по утверждению К. Терцаги [80], не превосходит $0,02 \text{ кг/см}^2$. Сцепление по трещинам порфировидных гнейсогранитов в створе Асуанской ГЭС (гладких и с глинистым заполнителем) равно 0 [27].

П. Д. Евдокимов и Л. Н. Фрадкин [32] приводят результаты исследований сопротивления сдвигу скальных пород по трещинам. На основании этого сделан вывод, что в зоне $\sigma \rightarrow 0$ формула Кулона не может быть использована.

Ранее приведены данные Б. Шнейдера об уменьшении сопротивляемости горных пород сжимающим и растягивающим нагрузкам под влиянием влажности. К. Терцаги объясняет это тем, что влажность снимает эффект поверхностного натяжения в притертых или волосных трещинах и в плоскостях наслоения кристаллических скальных пород. В осадочных породах водонасыщение снижает напряжение, воспринимаемое цементирующей составляющей.

Поровое давление воды, заключенной в заполнителе трещин, уменьшает внутреннее трение в них. Прочность

Таблица 3. Прочность на сдвиг (сцепление) заполнителей трещин и тектонических зон

Скальный массив		Название плотины	Страна	Сцепле- ние, т/м^2
Тип	Качество			
Бентонитовые линзочки в слоистом ме- лу		Harlan County	США	0,15
Трещины Обломочный материал	30 % глины 40 % глины Толщина слоя 10—20 мм	Gran — v Carevo Vougians	Португалия СФРЮ	0—1 1—3
Глинистые прослойки в известняках			Франция	0,2
Аргиллит	Брекчирован- ный	Cethana	Тасмания	0,1
Кварцит	Плоскости на- пластования	То же	То же	0,5

глинистого заполнителя трещин (в сухом виде) может быть очень высокой. Так, при строительстве плотины Уаррагамба (Австралия) безуспешно пытались удалить глинистые прослойки сжатым воздухом и струей воды под давлением. Н. Н. Маслов [49] убедительно показывает, что при насыщении породы водой прочность ее резко снижается.

Х. Линк [46] приводит данные по сцеплению для заполнителей трещин и тектонических зон (табл. 3). Прочность на сдвиг по трещинам не превышает 1 т/м^2 . Испытания проводились с сухими образцами.

При ориентировочных расчетах свойства скальной породы можно определять по ее сопротивляемости сжатию R . Рекомендации действующих норм СН-123-60 приводятся ниже:

$R, \text{ кг/см}^2$	Состояние массива	$C, \text{ кг/см}^2$
>400	Сплошной	4
<400	Трещиноватый	3

В работе [67] приведены интересные материалы о связи между различными свойствами пород (табл. 4).

Т а б л и ц а 4. Сопротивление горных пород различным видам деформации (в долях прочности на сжатие)

Горная порода	Растяжение	Изгиб	Скалывание (сдвиг)
Гранит	0,02—0,04	0,08	0,09
Песчаник	0,02—0,05	0,06—0,20	0,10—0,12
Известняк	0,04—0,1	0,08—0,10	0,15

Таким образом, можно сделать следующие выводы.

Устойчивость трещиноватой скалы размывающему воздействию потока определяется не прочностью материала скалы, а сцеплением, действующим по граням отдельностей.

Влажность значительно влияет на свойства горных пород: При проведении инженерно-геологических изысканий следует определять характеристики скального массива не только в сухом, но и в увлажненном состоянии.

Сцепление между блоками трещиноватого скального массива при наличии заполнителей не превышает $0,2 \text{ т/м}^2$, а при их отсутствии близко к нулю.

Угол внутреннего трения размываемого трещиноватого скального массива

Вторым важнейшим параметром, входящим в уравнение Кулона *, является угол внутреннего трения φ . Отметим, что угол внутреннего трения нельзя отождествлять с углом естественного откоса. Действительно, скальные и некоторые разновидности глинистых грунтов способны держать устойчивые вертикальные откосы даже под водой. Но это не означает, что для них $\varphi = 90^\circ$. Угол внутреннего трения соответствует состоянию предельного равновесия при сдвиге образца. Сопротивляемость грунта размывающему действию потока определяется углом внутреннего трения, так как поток стремится сдвинуть частицу или отдельность.

Кроме сцепления на величину угла естественного откоса влияют также сопротивление перекатыванию частиц, зацепление и др. Поскольку в процессе размыва на грунт гидродинамически воздействует поток, эти факторы могут быть существенно уменьшены, а в ряде случаев устранены.

Н. Н. Маслов [49] отмечает, что для разрушенного скального материала «угол откоса при предельном равновесии будет близок к углу внутреннего трения (обычно $\varphi = 45-50^\circ$ и даже меньше)». При наличии глинистого заполнителя величина φ снижается до $35-40^\circ$. Для скальных откосов необходимо учитывать роль зацепления. Д. Нейл [59] указывает, что если в скальной породе имеются трещины, выдержанные по простиранию или по плоскости напластования, то угол φ лежит в пределах $30-40^\circ$. Когда поверхность трещин негладкая, скальные породы могут цепляться друг за друга. Подвижка по ним возможна только при скалывании выступов.

* Мы не ставим себе цель проанализировать формулу Кулона. Конечно, по сравнению с XVIII в., когда она была предложена, механика грунтов усовершенствована. О недостатках зависимости Кулона и уточнении ее подробно указано в работах К. Терцаги, Н. А. Цытовича, Н. Н. Маслова и др. Нами используется зависимость (3.1) в виде формулы Кулона, так как в современной литературе она широко применяется именно в таком виде.

Если в скальном массиве трещины притертые, присутствие в них воды может снизить угол внутреннего трения на 5° и более.

По данным Д. Нейла [59] и Х. Линка [46], при наличии трещин с заполнителем угол внутреннего трения равен:

Характеристика заполнителя трещин	Угол внутреннего трения, град
Рыхлый песчаный	30
Песчаный средней плотности	30—35
Плотный песчаный	35—40
Очень плотный	40—45
Глинистый	18
Бентонитовые линзочки в слоистом мелу	4—7
Бентонит, тонкие прослойки	12—17
Обломочный материал с глиной	Тонкий слой (<10 мм)
Глинистые прослойки в известняке	22—27 25

Данные получены при испытании сухих образцов. Насыщение трещин водой может заметно уменьшить угол внутреннего трения.

Приведенный выше материал показывает, что угол внутреннего трения является хорошо изученной характеристикой горных пород.

Учет неоднородности скального массива

Исследование свойств скальных пород связано со специфическими трудностями, обусловленными довольно резкой изменчивостью показателей свойств в массиве как по простиранию, так и по глубине. Картина осложняется еще и отличием свойств образца от свойств массива.

Различия в степени трещиноватости, раскрытия трещин, размерах ЭПБ, величинах сцепления и угла внутреннего трения и других параметрах обусловлены обстановкой образования (генезис и фация) и последующего режима скального массива (диагенез и гипергенез).

Даже при широко развитых инженерно-геологических изысканиях количество шурфов, штолен и скважин бывает ограничено, поэтому всегда возникает необходи-

мость преодоления случайных решений. При ограниченном количестве данных, в частности на сдвиг, осреднение показателей в пределах единообразного инженерно-геологического горизонта требует установления их с определенной гарантией. Как известно, такие задачи решаются методами математической статистики. Методика статистического определения коэффициента сцепления и угла внутреннего трения для глинистых грунтов разработана Н. Н. Масловым [50]. Она может быть использована и для скальных грунтов (конечно, с учетом специфических особенностей).

Н. Н. Маслов рекомендует для определения расчетных показателей грунтов «метод гарантированной частоты». По опытным данным сопротивляемости пород сдвигу отдельно для разных нагрузок строятся интегральные (кумулятивные) кривые по накопленной частоте (в %). В зависимости от числа опытных определений рекомендуются значения частоты и затем рассчитывается гарантированное значение сопротивления сдвигу. Этот метод представляет практическую ценность.

Возможность математического описания взаимосвязей между показателями различных свойств скальных пород, их косвенными характеристиками и формирующими факторами показана в работе [79]. При инженерно-геологическом описании скального основания Капчагайской ГЭС на р. Или им успешно использованы методы корреляционного анализа. Это помогло дать наиболее объективную оценку трещиноватости пород основания. Методика, разработанная Э. М. Ткачуком, может быть использована для определения сцепления и угла внутреннего трения.

Исходя из изученных материалов следует, что на современном этапе инженерная геология имеет хорошо разработанные методы оценки физико-механических свойств трещиноватого скального массива с высокой степенью надежности. К сожалению, они не всегда используются в гидравлических расчетах. Ниже предлагаются методы определения допускаемых скоростей и параметров местного размыва с непосредственным использованием материалов инженерно-геологических изысканий.

Динамические характеристики турбулентного потока в придонном слое

Турбулентный русловой поток представляет собой сложное явление. Кинематические и динамические характеристики его подвержены влиянию многих факторов. Многочисленные исследования посвящены изучению упрощенных схем. И. О. Хинце [87] подчеркивает, что вопрос о распределении скоростей у шероховатых стенок решается чисто эмпирически и не имеет теоретической основы.

В то же время известные работы Б. А. Фидмана [85], Ц. Е. Мирцхулава [51], В. М. Лятхера [48] по исследованию воздействия руслового потока на дно, Г. Шлихтинга [91], А. П. Зегжда [34], И. К. Никитина [60] позволяют найти обоснованные пути изучения этого вопроса.

При движении турбулентного потока возникают турбулентные касательные напряжения:

$$\tau = -\rho V' U', \quad (3.6)$$

где V' и U' — продольная и поперечная составляющие пульсации скорости.

Л. Прандтль ввел допущение, что в пределах пограничного слоя эти напряжения не изменяются и равны касательному напряжению у стенки:

$$\tau_0 = \rho V_*^2; \quad V_* = \sqrt{\frac{\tau_0}{\rho}}. \quad (3.7)$$

Величину V_* называют обычно динамической скоростью. Т. Карман предложил называть V_* скоростью трения.

Динамическая скорость является мерой интенсивности турбулентного пульсационного движения и интенсивности переноса импульсов. С ее помощью можно связать турбулентные касательные напряжения с осредненными характеристиками потока.

Для равномерного плоского открытого потока можно написать

$$V_* = \sqrt{g H I} \quad (3.8)$$

или

$$V_* = V_{\text{ср}} \sqrt{\frac{\lambda}{2}}, \quad (3.9)$$

где H , I и $V_{\text{ср}}$ — глубина, уклон и средняя скорость потока; λ — коэффициент сопротивления русла.

Распределение скоростей по вертикали подчиняется зависимости Л. Прандтля:

$$\frac{dV}{dy} = \frac{V_*}{y\kappa} \quad \text{или} \quad V = \frac{V_*}{\kappa} \lg y + C, \quad (3.10)$$

где κ — эмпирическая постоянная.

В пределах между Δ (Δ — высота уступа шероховатости) и некоторым переменным y получим

$$V = V_{\text{д}} + \frac{V_*}{\kappa} \lg \frac{y}{\Delta}. \quad (3.11)$$

Для зоны, лежащей в пределах Δ , принимают обычно

$$V = V_{\text{д}} \frac{y}{\Delta}. \quad (3.12)$$

Рассмотрим подробнее связь между динамической скоростью и осредненными параметрами потока. При этом примем, что средняя скорость на вертикали равна

$$V_{\text{ср}} = \frac{1}{h} \int_0^h V dy \quad (3.13)$$

и связана с донной скоростью зависимостью В. Н. Гончарова [28]:

$$v_{\text{д}} = \frac{1,25 v_{\text{ср}}}{\lg \frac{6,15 H}{\Delta}}. \quad (3.14)$$

Для широкого русла можно принять $H = R$,

$$i = \frac{v_{\text{ср}}^2}{C^2 R}, \quad (3.15)$$

где C — коэффициент Шези; R — гидравлический радиус.

Подставляя (3.15) в (3.8),

$$V_* = \frac{v_{\text{ср}}}{C} V \bar{g}, \quad (3.16)$$

а затем используя выражение (3.14), получим

$$\frac{V_d}{V_*} = \frac{1,25C}{V \bar{g} \lg \frac{6,15R}{\Delta}}. \quad (3.17)$$

Приняв $C = \frac{1}{n} R^{1/6}$ (по Маннингу) и $n = 0,049 \cdot \Delta^{1/6}$ (по М. А. Мосткову [57]), получим

$$\frac{V_d}{V_*} = \frac{1,25 \left(\frac{R}{\Delta} \right)^{1/6}}{0,049 V \bar{g} \lg \frac{6,15R}{\Delta}}. \quad (3.18)$$

По данным исследований многих авторов, величина $\frac{V_d}{V_*} = N$ может быть принята постоянной. По И. Никурадзе, $N = 11,6$; по Г. А. Гуржиенко — 8,5; Г. Шлихтингу — 5; М. А. Мосткову — 3—4 (см. И. К. Никитин [60]). В. М. Лятхер [48] приводит результаты обработки опытов Х. Рауза и Эри по обтеканию одиночного выступа воздушным потоком, где $N = 6,5$; И. К. Никитин на основе обработки обширного экспериментального материала получил $N = 5,6$.

Нами обработана часть опытов [7, 34, 51] с целью определения величины N . Полученные результаты приведены на рис. 13 совместно с данными И. К. Никитина. Они показывают, что для практических расчетов можно принять

$$\frac{V_d}{V_*} = 5,6. \quad (3.19)$$

Для более точных расчетов можно пользоваться зависимостью (3.18), которая дает связь между кинетической энергией турбулентности и средней скоростью потока. Из расчетов по зависимости (3.17) или (3.18) (см. рис. 13) установлено, что в широком диапазоне изменения глубины потока $\frac{V_d}{V_*} = 5,6$. Следовательно, в пределах

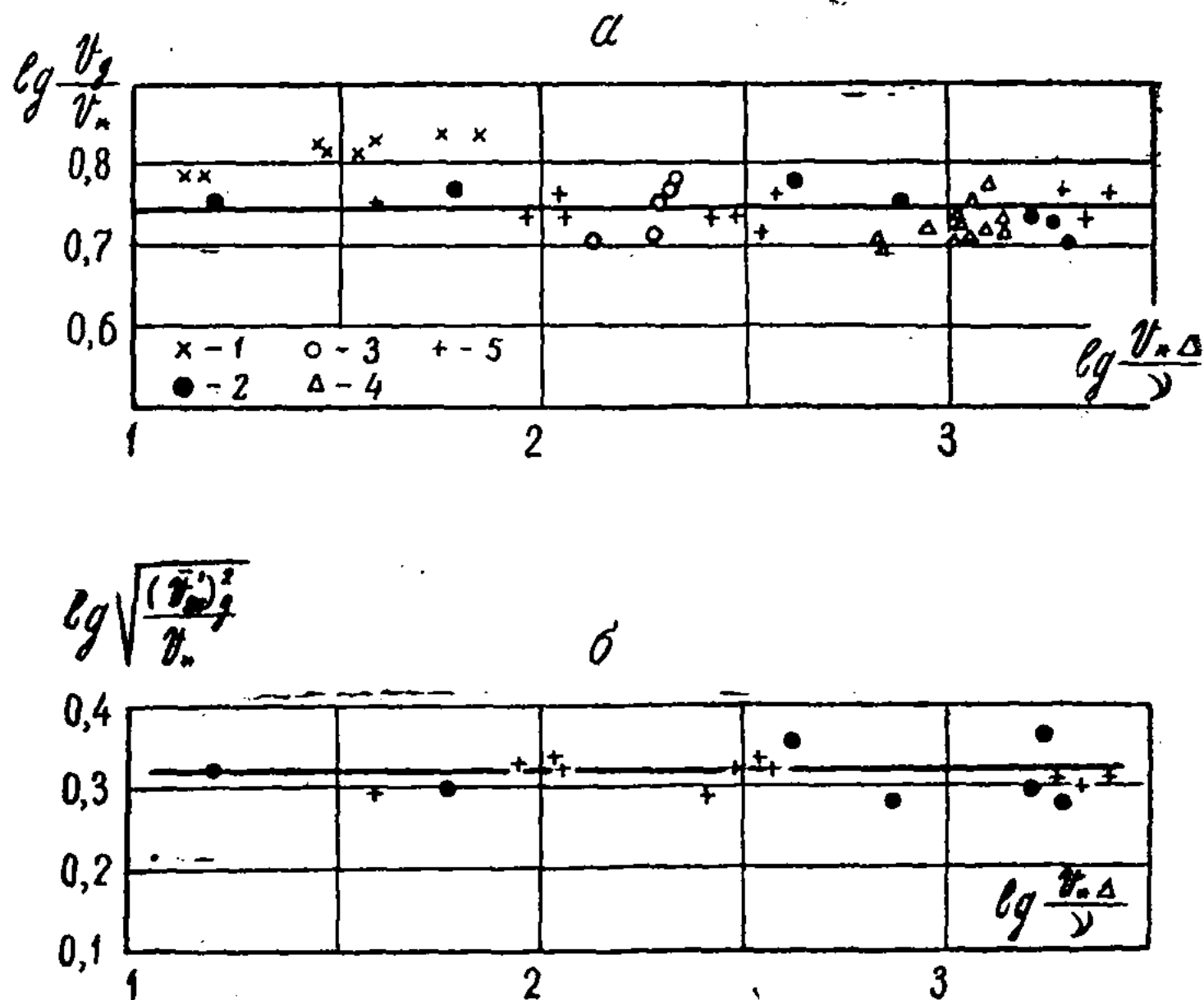


Рис. 13. Кинематические характеристики потока на границе придонного слоя: а — отношение придонной скорости к динамической; б — отношение максимальных значений среднеквадратичной пульсационной скорости к динамической. 1 — данные А. П. Зегжда; 2 — И. К. Никитина; 3 — В. С. Алтушина; 4 — Ц. Е. Мирцхулава; 5 — автора

значений числа Рейнольдса, встречающихся в реальных каналах, можно принять величину $\frac{V_d}{V_*} = 5,6$.

Максимальная мгновенная скорость потока, воздействующая на дно, равна

$$U_{m.d} = V_d + 3\sqrt{(\bar{U}')^2_d}, \quad (3.20)$$

где $\sqrt{(\bar{U}')^2_d}$ — стандарт продольной составляющей пульсационной скорости.

По данным И. К. Никитина,

$$\sqrt{(\bar{U}')^2_d} = 2,1V_*. \quad (3.21)$$

Нами также выполнены опыты (рис. 13) по опреде-

лению динамических характеристик воздействия потока на дно. В результате вычислены значения N и $V \sqrt{(\bar{U}')^2}$, близкие к данным И. К. Никитина.

Используя полученные соотношения между динамической V_* , донной осредненной V_d , донной максимальной мгновенной $U_{м.д}$ и средней скоростью потока $V_{ср}$, можно рассчитать допустимую (неразмывающую) скорость потока $U_{доп.н}$. Ранее нами были предложены зависимости [17] для нахождения $U_{доп.н}$, в которых пульсация скорости учитывалась коэффициентом перегрузки n . Величина его вычислялась по рекомендации Ц. Е. Мирцхулава. Приведенные выше зависимости позволяют установить среднюю по глубине допускаемую (неразмывающую) скорость потока с учетом пульсации динамического воздействия потока на дно.

Определение допускаемой (неразмывающей) скорости при движении потока в скальном грунте

Скальные массивы в зоне выветривания пронизаны системой трещин и разбиты на отдельности — элементарные породные блоки (ЭПБ), по терминологии А. М. Гуреева. «Объем ЭПБ измеряется обычно единицами и десятками кубических дециметров... значительно реже сотнями, а еще реже тысячами кубических дециметров» [31].

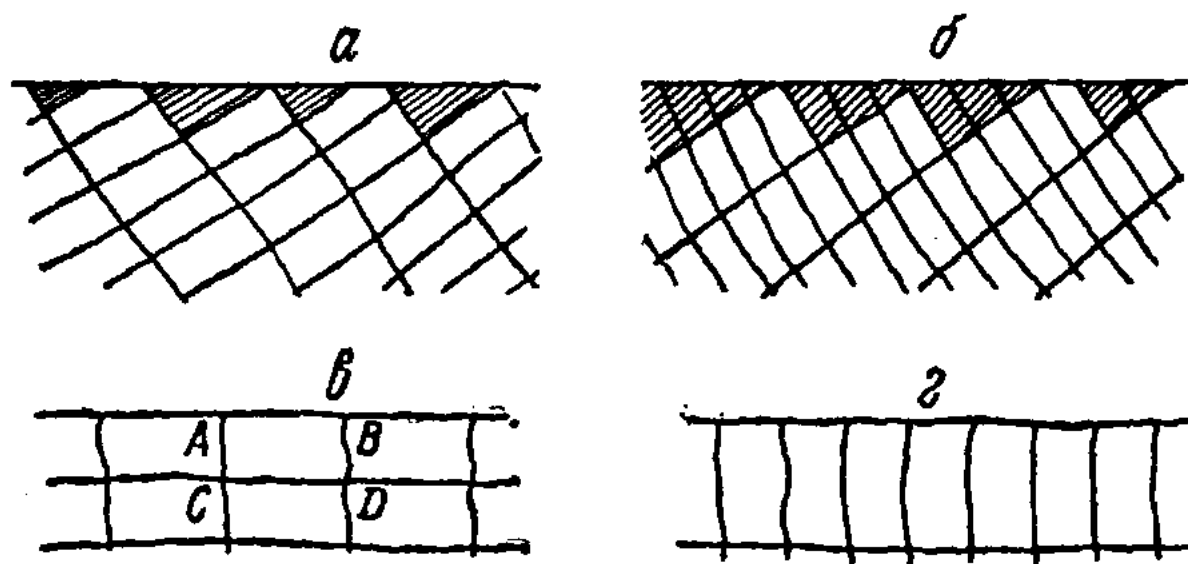


Рис. 14. Расчетные схемы строения скального русла

Реальное строение скального массива чрезвычайно сложное, и при определении его сопротивляемости размывающему действию потока рассмотрим четыре основных случая распределения трещин (рис. 14).

При этом можно допустить, что скальный массив разбит на отдельности ортогональной системой трещин. Отметим также, что наши выводы не относятся к сланцевым породам, для которых характерно слоистое строение (h значительно меньше l и b). При их размыве происходит дополнительное механическое разрушение плитчатых отдельностей.

Рассмотрим случай, когда скальный массив разбит системой трещин, наклоненных под углом к горизонту (рис. 15). После пуска воды в первую очередь будут смыты остатки отдельностей, разрушенных при планировке (на рис. 14 они заштрихованы). Поверхность скалы будет иметь значительную шероховатость.

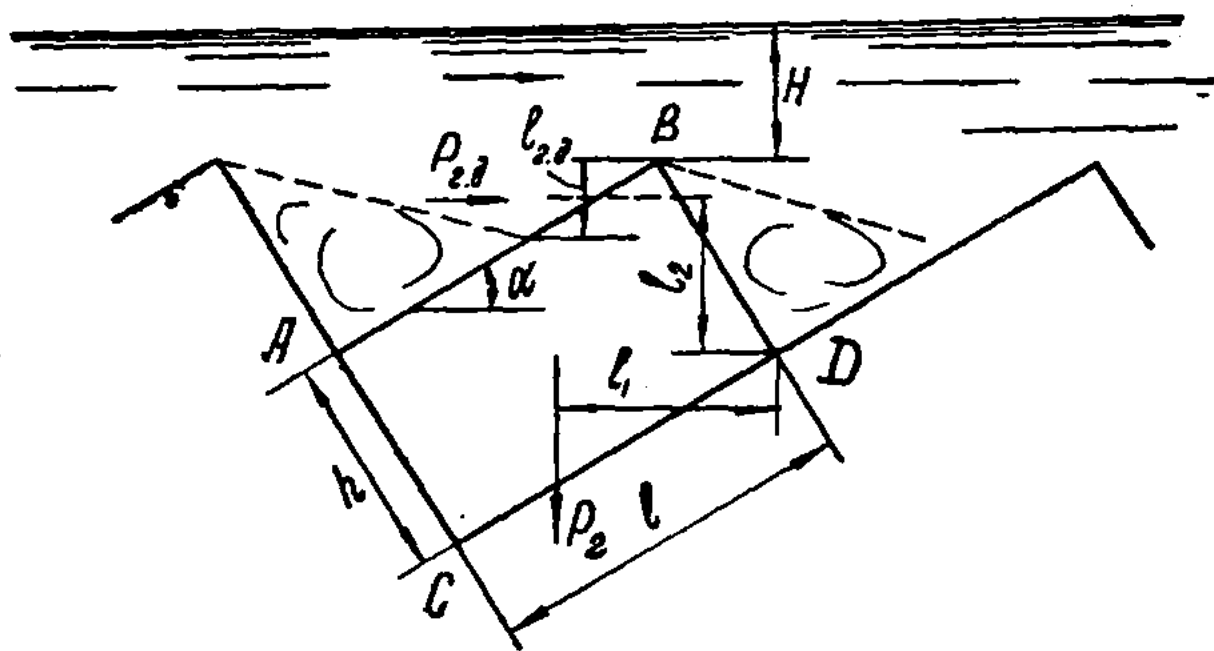


Рис. 15. Расчетная схема для определения устойчивости отдельности скального основания под воздействием турбулентного потока

Изучим устойчивость отдельности $ABCD$. Наиболее вероятно, что при разрушении отдельность повернется вокруг оси, проходящей через точку D . На нее действуют следующие силы:

1. Вес ЭПБ:

$$P_r = \gamma_{г.в} h l b, \quad (3.22)$$

где $\gamma_{г.в}$ — объемный вес горной породы в воде. Полагаем, что трещины передают давление воды; h , l , b — соответственно высота, длина (по течению) и ширина отдельности.

2. Силы сцепления по грани CD . При потере устойчивости отдельность должна преодолевать сцепление по этой грани на растяжение:

$$(P)_{CD} = K_p lb, \quad (3.23)$$

где K_p — предел прочности связей на растяжение (т/м²).

3. Силы сцепления по боковым граням (ABCD и A'B'C'D') должны быть преодолены на сдвиг:

$$(P)_{ABCD} = 2K_c lh, \quad (3.24)$$

где K_c — предел прочности связей на сдвиг (т/м²).

4. Силы сцепления по грани AC должны быть преодолены на сдвиг при растяжении:

$$(P)_{AC} = K_c bh. \quad (3.25)$$

5. Гидродинамическое воздействие потока на участок верховой грани отдельности:

$$P_{г.д} = \gamma K_{г.д} \frac{U_{м.д}^2}{2g} l_{г.д} b, \quad (3.26)$$

где $K_{г.д}$ — коэффициент обтекания или лобового давления, по Ц. Е. Мирцхулава, $K_{г.д} = 0,6$; $U_{м.д}$ — максимальное значение мгновенной скорости в придонной зоне.

Проекция на вертикальную ось $l_{г.д}$, на которую воздействует поток, может быть определена из условия расширения потока после прохождения предыдущего выступа (см. рис. 15). В теории турбулентных струй [2] принимают, что для таких схем тангенс угла расширения равен 0,3; $c = \operatorname{tg} \beta = 0,3$. Тогда

$$l_{г.д} = \frac{0,3 \operatorname{tg} \alpha}{\cos \alpha (\operatorname{tg} \alpha + 0,3)}. \quad (3.27)$$

6. Подъемная сила, связанная с разностью скоростей выше и ниже отдельности. Обычно скорость в трещине может быть равна нулю, и подъемная сила определяется лишь скоростью в придонном слое:

$$P_n = \gamma K_n \frac{U_{м.д}^2}{2g} lb, \quad (3.28)$$

где K_n — коэффициент подъемного усилия. По данным А. Д. Саваренского [79], $K_n = 0,3—0,35$. Результаты наших опытов, а также исследования S. Aksoy [5] и Chen и Carstens [96] подтверждают их достоверность.

Размыв связных и скальных грунтов сопровождается изменением их агрегатного состояния. Поэтому для скальных грунтов началом разрушения является момент нарушения связи отдельности с окружающим массивом. Величина сопротивления на растяжение и сдвиг по трещинам может быть установлена инженерно-геологическими расчетами.

Предельное состояние равновесия отдельности АБСД находим из уравнения

$$\Sigma (M_p)_D = 0, \quad (3.29)$$

где $\Sigma (M_p)_D$ — сумма моментов всех сил относительно точки Д.

Запишем это уравнение в развернутом виде:

$$\gamma_{г.в} l b h l_1 + K_p l b \frac{l}{2} + 2 K_c l h l_1 + K_c b h l - \\ - \gamma K_{г.д} \frac{U_{м.д}^2}{2g} l_{г.д} b l_2 - \gamma K_n \frac{U_{м.д}^2}{2g} 2 l b l_1 = 0. \quad (3.30)$$

Здесь l_1 — плечо силы тяжести и равнодействующих сил сцепления по боковым граням:

$$l_1 = \frac{\sqrt{l^2 + h^2}}{2} \cos \left(\alpha - \arctg \frac{h}{l} \right); \quad (3.31)$$

l_2 — плечо силы гидродинамического воздействия,

$$l_2 = h \cos \alpha - \frac{l_{г.д}}{2} = h \cos \alpha - \frac{0,15 l \operatorname{tg} \alpha}{\cos \alpha (\operatorname{tg} \alpha + 0,3)}. \quad (3.32)$$

Решим уравнение (3.30) относительно $U_{м.д}$:

$$U_{м.д} = \sqrt{\frac{2 g l h \left[\gamma_{г.в} l_1 + K_p \frac{l}{2 h} + k_c \left(2 \frac{l_1}{b} + 1 \right) \right]}{\gamma (k_{г.д} l_{г.д} l_2 + k_n 2 l_1^2)}}. \quad (3.33)$$

Из выражений (3.19) и (3.21) получим

$$U_{м.д} = 5,6 V_* + 3 \cdot 2,1 V_* = 11,9 V_*$$

или

$$U_{м.д} = 11,9 V_{ср} \sqrt{\frac{\lambda}{2}}. \quad (3.34)$$

Из выражений (3.33) и (3.34) можно вывести зависимость для определения средней по глубине допустимой (неразмывающей) скорости при давлении потока по трещиноватому скальному руслу:

$$U_{\text{доп.н}} = \frac{0,1185}{\sqrt{\lambda}} \sqrt{\frac{2glh \left[\gamma_{\text{г.в}} l_1 + k_p \frac{l}{2h} + k_c \left(2 \frac{l_1}{b} + 1 \right) \right]}{\gamma (k_{\text{г.д}} k_n l_{\text{г.д}} l_1 + k_n 2 l_1^2)}} \quad (3.35)$$

Это выражение справедливо и для случая, когда отдельность ориентирована по схеме рис. 14, б. Для этого случая надо иметь в виду, что если $l_{\text{г.д}} < l \sin \alpha$, то нужно пользоваться зависимостью (3.27); если $l_{\text{г.д}} > l \sin \alpha$, то в расчеты нужно вводить $l_{\text{г.д}} = l \sin \alpha$.

Рассчитаем $U_{\text{доп.н}}$. Примем соотношение сторон отдельностей $l:b:h=2:1:1$; $\alpha=30^\circ$ (рис. 14, а); $k_c=k_p=0,1$ т/м²; $\gamma_{\text{г.в}}=1,65$ т/м³. При построении графика $U_{\text{доп.н}}=f(l)$ (рис. 16, схема 14, а) в качестве аргумента принята величина l — длина отдельности в направлении

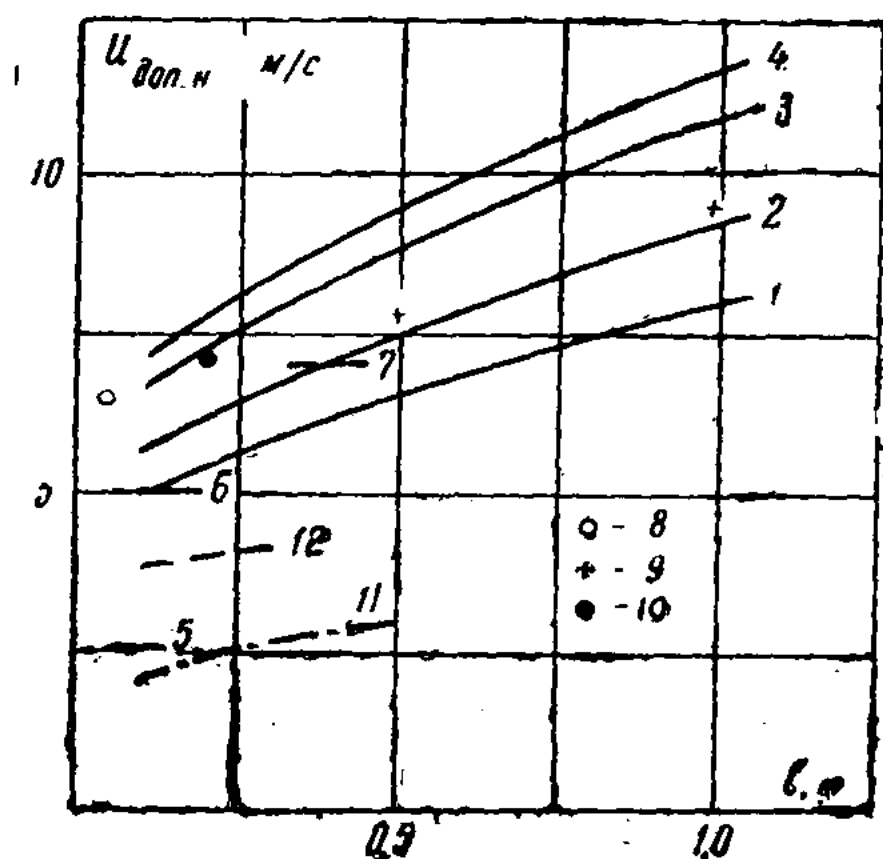


Рис. 16. Допускаемые скорости при движении потока в скальном русле. Кривые 1, 2, 3, 4 рассчитаны по (3.35) при $H=1, 2, 5$ и 10 м; 5 — ТУиН Ст-24-2396 конгломерат, мергель; 6 — пористый известняк, плотный конгломерат, известняковый песчаник, доломитовый известняк; 7 — доломитовый песчаник, плотный известняк, кремнистый известняк; 8 — натурные данные В. И. Вовкушевского; 9 — А. К. Хапаевой, 10 — И. И. Токарева; 11 — расчет по зависимостям Б. И. Студеничникова; 12 — Ц. Е. Мирцхулава

течения. Для схемы (рис. 14, б) при соотношении сторон $l:b:h=1:1:2$ значения скоростей (рис. 17, схема 14, б) получены несколько меньшими по сравнению со схемой

(рис. 14, а), что представляется закономерным. Все расчеты выполнены для глубин $H=1, 2, 5$ и 10 м.

Соотношение сторон отдельностей и угол наклона трещин приняты такими же, как для альбитофиров-скального русла отводящего канала Большого Карагандинского водохранилища по материалам В. И. Вовкушевского [23] и нашим натурным наблюдениям.

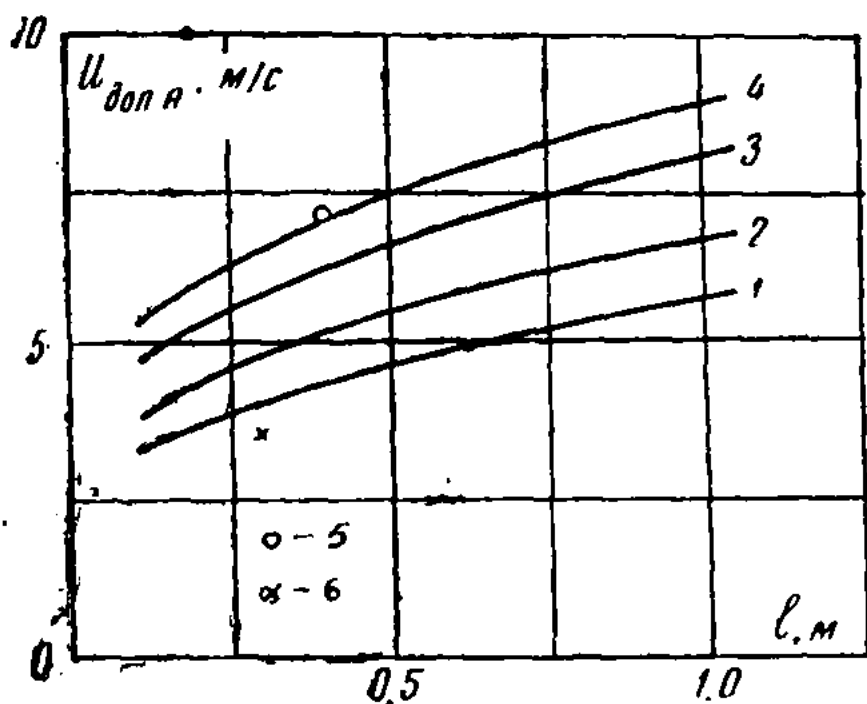


Рис. 17. Допускаемые скорости при движении потока в скальном русле. 1, 2, 3, 4 — то же, что на рис. 16; 5 — строительный водосброс Капчагайской ГЭС; 6 — отводящий канал аварийного водосброса плотины Медео.

Рассмотрим влияние прочности связей по трещинам на сопротивляемость скального основания размывающему воздействию потока. Результаты расчетов, выполненных для $K_c=K_p=0,1; 0,5; 1,0$ и $2,0$ т/м², приведены на рис. 18. Для этих расчетов нами принято, что $K_c=K_p$, но вполне возможна подстановка и других величин. Они достаточно близки друг к другу [67].

Из рисунка 18 видно, что с увеличением прочности связей кривые $U_{\text{доп.н}}=f(l)$ становятся более пологими, так как составляющая веса играет меньшую роль с ростом прочности связей.

Рассмотрим устойчивость отдельности для схемы рис. 14, в. По пяти из шести граней ЭПБ действуют силы сцепления. Под влиянием опрокидывающих сил отдельность может совершить поворот вокруг точки Д.

Определим величины сил, воздействующих на отдельность. Вес отдельности

$$P_r = \gamma_{г.в} l b h. \quad (3.36)$$

При элементарно малом повороте отдельность должна преодолевать сопротивление сжатию по трещине ВД:

$$(P)_{BD} = k_{сж}bh, \quad (3.37)$$

$k_{сж}$ — предел прочности заполнителя трещины на сжатие, т/м².

Сцепление по грани CD преодолевается на растяжение

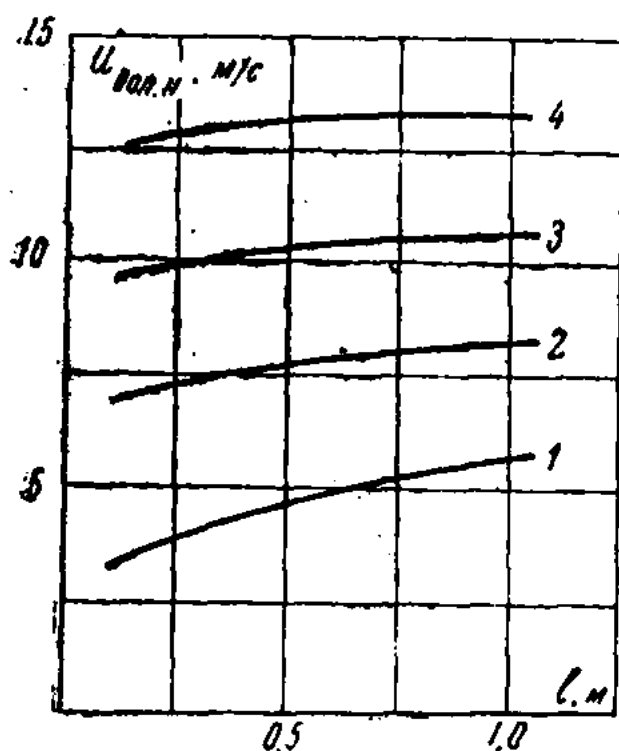


Рис. 18. Влияние прочности связей по трещинам на величину допускаемой скорости. Расчет по (3.35) при $H=1$ м, кривые 1, 2, 3, 4 при $k_c = k_p = 0,1; 0,5; 1,0$ и $2,0$ т/м² соответственно

$$(P)_{CD} = k_p lb; \quad (3.38)$$

сцепление по боковым граням на сдвиг

$$(P)_{ABCD} = k_c lh; \quad (3.39)$$

сцепление по верховому торцу на сдвиг при растяжении

$$(P)_{AC} = k_c bh. \quad (3.40)$$

Влекущая сила потока, возникающая как результат воздействия потока на шероховатую поверхность ЭПБ,

$$P_b = \gamma \lambda \frac{U_{м.д}^2}{2g} bl, \quad (3.41)$$

где λ — коэффициент сопротивления; по И. К. Никитину,

$$\lambda = \left(4,6 \lg \frac{H}{\Delta} + 4,0 \right)^{-2}, \quad (3.42)$$

где H — глубина потока; Δ — средняя высота выступа шероховатости.

Подъемная сила

$$P_n = \gamma k_n \frac{U_{м.д}^2}{2g} bl. \quad (3.43)$$

Составляя уравнение устойчивости, аналогичное (3.30), получим

$$\gamma_{г.в} lbh \frac{l}{2} + k_{сж} bh \frac{h}{2} + k_p lb \frac{l}{2} + 2k_c lh \frac{l}{2} + \quad (3.44)$$

$$+ k_c bhl - \gamma \lambda \frac{U_{м.д}^2}{2g} lbh - \gamma k_n \frac{U_{м.д}^2}{2g} lb \frac{l}{2} = 0,$$

откуда

$$U_{м.д} = \sqrt{\frac{2g \left[\gamma_{г.в} \frac{l}{2} + k_{сж} \frac{h}{2l} + k_p \frac{l}{2h} + k_c \left(\frac{l}{b} + 1 \right) \right]}{\gamma \left(\lambda + K_n \frac{l}{2h} \right)}}. \quad (3.45)$$

С учетом (3.34) найдем

$$U_{доп.н} = \frac{0,1185}{\sqrt{\lambda}} \sqrt{\frac{2g \left[\gamma_{г.в} \frac{l}{2} + k_{сж} \frac{h}{2l} + k_p \frac{l}{2h} + k_c \left(\frac{l}{b} + 1 \right) \right]}{\gamma \left(\lambda + k_n \frac{l}{2h} \right)}}. \quad (3.46)$$

Это выражение будет справедливо и для столбчатой разбивки на блоки (рис. 14, г).

Результаты расчетов по определению $U_{доп.н} = f(x)$ по зависимости (3.46) при $l:b:h=2:1:1$, $K_{сж}=1$ т/м², $K_c=K_p=0,1$ т/м², приведены на рис. 19. Значения допускаемой скорости для схемы (рис. 14, в) выше, чем для схемы рис. 14, а, 14, б, что представляется закономерным.

Как видно из объединенного графика рис. 20, на котором изображены кривые $U_{доп.н} = f(l)$ для всех рассмотренных схем, наиболее устойчива против размыва столбчатая структура трещиноватой скалы.

Из расчетов следует, что структура скального массива, прочность связей по трещинам, размеры отдельностей влияют на сопротивляемость скального основания размывающему воздействию потока. Несмотря на то что приведены зависимости для упрощенных схем, предлагаемая

методика определения устойчивости отдельности может быть использована для любого другого строения скалы и формы отдельных (кроме отмеченных выше сланцев).

В случае, если трещины

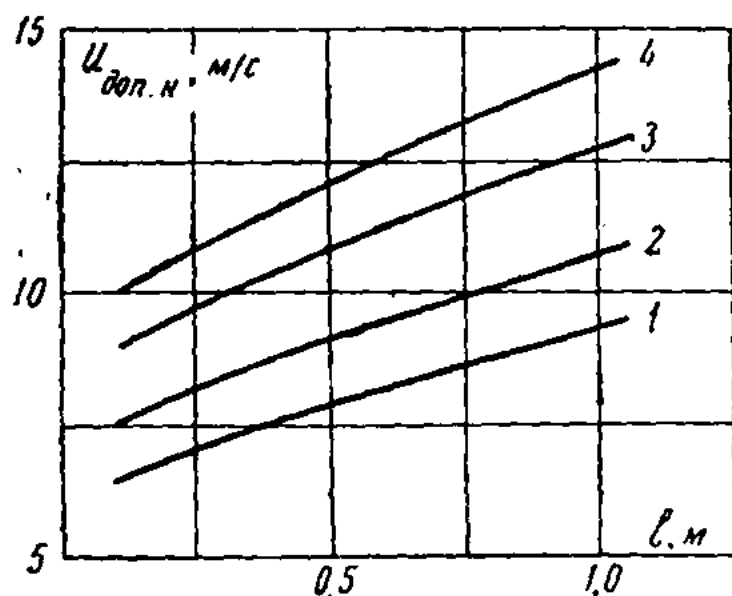


Рис. 19. Допускаемая скорость потока для схемы (рис. 14, в, г) строения скального массива. Кривые 1, 2, 3, 4 — при $H=1$, 2, 5 и 10 м

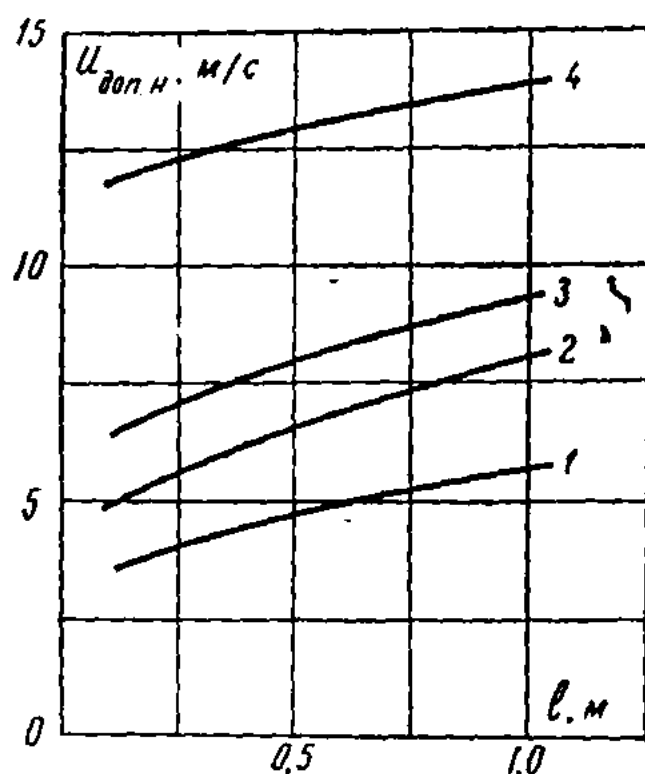


Рис. 20. Влияние строения скального массива на величину допускаемой скорости ($H=1$ м). Расчет по зависимости (3.35). 1—4 — при $k_c=k_p=0,1$ т/м². 1 — схема рис. 14, а; 2 — 14, б; 3 — 14, в, $k_{сж}=1$ т/м²; 4 — 14, г, $k_{сж}=1$ т/м²

волосные (притертые) или же заполнены достаточно прочным заполнителем, расчетная схема несколько изменяется. Вес отдельности рассчитывается без учета архимедовой силы, так как ЭПБ имеет «сухие» контакты с окружающим массивом:

$$P_r = \gamma_r l b h. \quad (3.47)$$

Тогда зависимости (3.30) и (3.41) примут соответственно вид

$$U_{\text{доп.н}} = \frac{0,1185}{\sqrt{\lambda}} \sqrt{\frac{2glh \left[\gamma_r l_1 + k_p \frac{l}{2h} + k_c \left(2 \frac{l_1}{b} + 1 \right) \right]}{\gamma (K_{г.д} l_{г.д} l_2 + K_n 2 l_1^2)}}. \quad (3.48)$$

и

$$U_{\text{доп.н}} = \frac{0,1185}{\sqrt{\lambda}} \sqrt{\frac{2g \left[\gamma_r \frac{l}{2} + K_{сж} \frac{h}{2l} + K_p \frac{l}{2h} + K_c \left(\frac{l}{b} + 1 \right) \right]}{\gamma \left(\lambda + K_n \frac{l}{2h} \right)}}. \quad (3.49)$$

где γ_r — объемный вес горной породы.

Результаты расчетов при $\gamma_r = 2,65 \text{ т/м}^3$, $K_c = K_p = 2 \text{ т/м}^2$, $K_{сж} = 20 \text{ т/м}^2$ показаны на рис. 21.

Сопоставление расчетов по предлагаемым зависимостям с существующими нормами и материалами натуральных наблюдений

Для определения допускаемой (неразмывающей) скорости при движении потока в скальном русле известны зависимости Ц. Е. Мирцхулава [84] и Б. И. Студеничникова [74]. При проектировании гидротехнических соору-

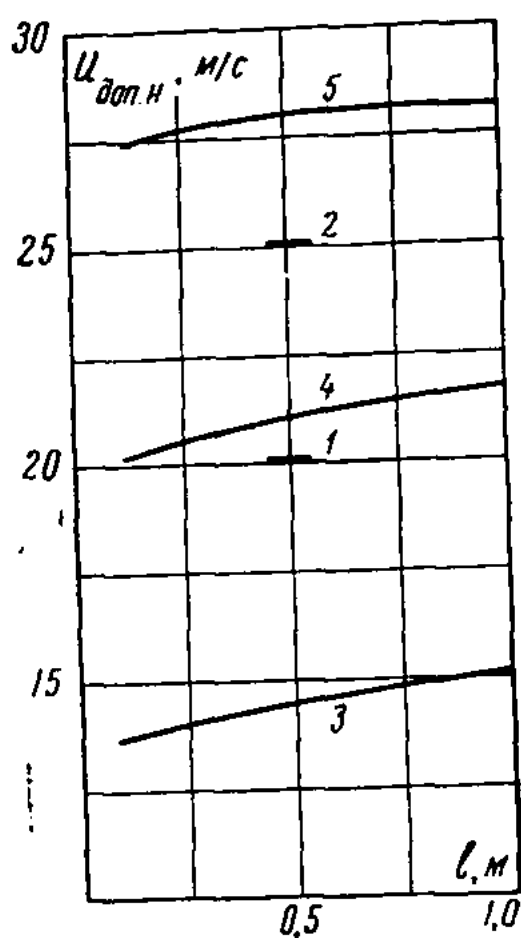


Рис. 21. Допускаемая средняя скорость при движении потока в слабо-трещиноватом скальном русле. Кристаллические породы (Ст-24-2396): 1 — мрамор, граниты, сиениты, габбро; 2 — порфиры, фонолиты, диабазы, базальты, кварциты (расчет по (3.49), $H = 1,0 \text{ м}$); 3 — $k_c = k_p = k_{сж} = 2 \text{ т/м}^2$; 4 — $k_c = k_p = 2$, $k_{сж} = 10$; 5 — $k_c = k_p = 2$, $k_{сж} = 20$

жений обычно пользуются рекомендациями ТУиН Главгидроэнергостроя (Ст-24-2396). В зарубежной практике широко распространены рекомендации Б. А. Этчеверри [92]. Материалов натуральных наблюдений известно немного. В 1973 г. нами были проведены натурные наблюдения за размывом скального русла отводящего канала аварийного водосброса селезащитной плотины Медео.

В. И. Вовкушевским [23] описаны размывы скального русла отводящего канала водосброса Большого Карагандинского водохранилища. Основанием водосброса служат трещиноватые альбитофиры. Вся масса альбитофиров основания разбита трещинами на отдельные глыбы. В наиболее выветрившихся частях порода разбита на

куски размером до 20 см. Падение альбитофиров под углом около 30° наблюдается преимущественно поперек воронки водосброса в сторону канала донного водовыпуска. Размывы произошли при пропуске расхода $Q = 550 \text{ м}^3/\text{с}$. Ширина канала $B = 15,0 \text{ м}$; глубина воды $H = 6,0 \text{ м}$. Средняя скорость потока $V_{\text{ср}} = 6\text{—}7 \text{ м/с}$. Глубина котлов в некрепленном сбросном канале достигала 6,0 м.

Если нанести эти данные на рис. 16, то видно, что допускаемая скорость для трещиноватых альбитофиров может быть определена по зависимости (3.35) достаточно точно.

И. И. Токаревым [81] изучены размывы русла отводящего канала, проложенного в трещиноватых гранитах и порфиритах. «Граниты представлены крупнозернистыми биотитовыми разностями, отличительной особенностью которых является способность к дезинтеграции на песчанообразную дресву». Размывы произошли при сбросе расхода $Q = 2800 \text{ м}^3/\text{с}$, удельный расход на водосливе $q = 34,5 \text{ м}^3/\text{с}$. Ширина канала в наиболее узкой части $B_{\text{min}} = 100 \text{ м}$, уклон изменялся от 0,13 до 0,06; скорость достигала 6—8 м/с, длина канала $a = 1,0 \text{ км}$. «Непосредственно ниже водосброса, на протяжении почти 800 м, коренные породы размыты на глубину в среднем 10—15 м, а местами — до 20 м».

Сопоставление данных И. И. Токарева с расчетами по зависимости (3.35), приведенное на рис. 16, показывает достаточно близкую сходимость результатов.

А. К. Хапаевой [86] описаны размывы скального русла канала, в котором имелись участки с отдельностями $l = 1,0$ и $0,5 \text{ м}$. На первом участке скорость достигала $V = 9,5 \text{ м/с}$ при глубине $H = 7,5$, на втором — $V = 7,8 \text{ м/с}$, $H = 3,5 \text{ м}$. Эти данные нанесены на рис. 16 и дают достаточно близкое совпадение с расчетами по зависимости (3.35).

Приведенное выше сопоставление, конечно, дает только качественную картину, поскольку для более точного расчета необходимо иметь более широкий инженерно-геологический материал. В то же время они подтверждают достоверность предлагаемой методики расчета.

Отводящий канал аварийного водосброса плотины Медео проложен в сильно трещиноватых гранитах. Изме-

рения были выполнены в период сброса по каналу расходов р. Малая Алматинка: $Q=5,5$ м³/с, скорость воды $V=3,5$ м/с, $H=0,5$ м. Скорость потока измерялась гидрометрической вертушкой. Расходы определялись на близлежащем гидрометрическом посту. Все измерения многократно повторялись (12 раз), и приведенные цифры являются средними.

Граниты разбиты трещинами на отдельности, преобладающий размер которых равен $l=0,25-0,30$ м, падение пластов на мерном участке $\alpha=25-35^\circ$, $K_c=K_p=0,1$ т/м². Расчеты по зависимости (3.35) дают величину допускаемой скорости $U_{\text{доп.н}}=3,32$ м/с. Ежедневные (в течение 12 дней) измерения отметок дна показали, что при скорости потока $3,5-4,0$ м/с происходили размывы скального дна за счет выламывания отдельностей. Сопоставление расчета с натурными данными (рис. 17) дало хорошее совпадение.

Сопоставление с рекомендациями ТУиН Главгидроэнергостроя (Ст-24-2396) (рис. 16 и 21) показывает, что расчеты по предлагаемой методике дают близкие величины. Величины допускаемых скоростей, рекомендуемые Б. А. Этчевеерри [92], несколько ниже, чем по Ст-24-2396.

При сопоставлении с зависимостью Ц. Е. Мирцхулава в диапазоне рекомендуемых им величин отрывающихся отдельностей ($l=0,2$ м) образуются достаточно близкие величины $U_{\text{доп.н}}$. Из зависимости Б. И. Студеничникова получаются значительно меньшие величины, поскольку при ее выводе не учитывалось сцепление с окружающим массивом.

Предлагаемая методика определения допускаемой (неразмывающей) скорости при движении потока в скальном русле позволяет учесть все особенности строения скального массива. В случае, если форма отдельности отличается от рассмотренных упрощенных схем, можно составить уравнение устойчивости и рассчитать допускаемую скорость для конкретной формы. Все величины, входящие в расчетные зависимости (3.35), (3.46), (3.48) и (3.49), могут быть найдены в ходе обычных инженерно-геологических изысканий общепринятыми методами. Использование этих характеристик позволит обоснованно назначать величины допускаемых скоростей при движении потока по скальному руслу.

Глава 4

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ГЛУБИНЫ МЕСТНОГО РАЗМЫВА

Расчет глубины местного размыва с учетом шероховатости размываемого материала

Примем, что угол наклона откосов стабилизировавшейся ямы размыва равен углу внутреннего трения для грунтов основания. Для определения глубины размыва воспользуемся зависимостями, полученными в гл. II. Зависимость представим в виде

$$m = f(x).$$

Решение этого уравнения дает соотношения между скоростью в верхней циркуляционной зоне и осевой скоростью транзитного потока. Подставляя полученные значения m_b в (2.13), получим зависимость $\bar{U}_m = f(\bar{x})$ для первого участка струи.

Зависимость (2.11) также представим в виде

$$m_H^2 k_4 + m_H k_5 + k_6 = 0.$$

Задаваясь различными значениями x , найдем x_1 и b_1 , при которых $m_H = -0,52$. Затем по формулам (2.11) — (2.15) определяем длину второй части циркуляционной зоны x_2 . Сумма величин x_1 и x_2 дает общую длину первого участка l_1 .

Определим основные характеристики течения (m_b , $\bar{U}_m$, ξ_4 , y_4) в сечении 1—1, отстоящем от входа струи под уровень нижнего бьефа на расстояние l_1 , используя для этого формулы (2.15), (2.16); величина y_4 — толщина зоны прямого тока. Все эти характеристики течения используются для расчета по зависимостям (2.20), (2.22) основных параметров (U_m , b) фиктивного потока.

Шероховатость размываемого материала учитывается в формуле (2.23) коэффициентом гидравлического трения λ .

От найденной по формуле (2.20) максимальной осевой скорости U_{m_2} в конце второго участка (на выходе из воронки размыва) перейдем к средней в сечении скорости, пользуясь соотношением

$$0,7 U_m = U_{\text{ср}}. \quad (4.1)$$

В основу расчета глубины местного размыва положена предложенная М. И. Леви [45] гипотеза, что размыв стабилизируется, когда скорости течения на выходе из воронки снижаются до неразмывающих значений, т. е. в воронке размыва гасится вся избыточная кинетическая энергия потока. В соответствии с принятой гипотезой расчетной будет такая глубина размыва t_{max} , при которой средняя скорость $U_{\text{ср}}$ будет равна допускаемой (неразмывающей) скорости $U_{\text{доп}}$ для грунтов нижнего бьефа. Величину допускаемой скорости нужно определять с учетом инженерно-геологических характеристик грунтов основания. Для предварительных расчетов можно пользоваться нормативными данными.

Расчет глубины местного размыва по упрощенной зависимости

Определение глубины местного размыва можно произвести и по зависимости (2.34). Примем, что угол наклона откосов стабилизировавшейся воронки размыва формируется углом внутреннего трения для грунтов основания. Расчетная схема для нахождения траектории свободно отброшенной струи в яме размыва приведена на рис. 4. Длину пути, на котором скорость сбросного потока понижается до неразмывающей, для данного грунта можно вычислить исходя из следующей зависимости *:

$$x = \left(t - \frac{b_0 + ct}{2} \right) \frac{1}{\sin \alpha} + (b_0 + ct) + \left(t - \frac{b_0 + ct}{2} - \frac{h}{2} \right) \frac{1}{\sin \varphi}. \quad (4.2)$$

* Зависимость (4.2) получена на основе обработки 250 фотографий движения струи в яме размыва при изменении α от 20 до 60° и φ от 20 до 40°.

Изменение максимальной скорости полуограниченной струи находим по зависимости (2.34). Следует учесть, что на выходе из ямы размыва движение воды теряет струйный характер и принимает вид, специфичный для открытых русел. Средняя скорость такого течения определяется по зависимости (4.1). Следовательно,

$$\bar{U}_{\text{ср}} = \frac{U_{\text{ср}}}{U_0} = 0,7 \sqrt[1,8]{\frac{10}{\bar{x} - 2,2}}. \quad (4.3)$$

Решим это выражение относительно $\bar{x}$:

$$\bar{x} = 10 \left(\frac{0,7 U_0}{U_{\text{ср}}} \right)^{1,8} + 2,2. \quad (4.4)$$

Размыв прекратится, когда скорость в отводящем русле, в непосредственной близости от ямы размыва, станет равной допускаемой (неразмывающей) для данного грунта основания:

$$U_{\text{ср}} = U_{\text{доп.н.}}$$

Следовательно, длина пути, на котором скорость сбросного потока понизится от U_0 до $U_{\text{доп.н.}}$, равна

$$x = b_0 \left[\frac{10}{\left(\frac{U_{\text{доп.н.}}}{0,7 U_0} \right)^{1,8}} + 2,2 \right]. \quad (4.5)$$

Определив длину траектории струи, можно вычислить глубину местного размыва:

$$t = \frac{x + b_0 \left[\frac{1}{2} \left(\frac{1}{\sin \alpha} + \frac{1}{\sin \varphi} \right) - 1 \right] + \frac{h}{2 \sin \varphi}}{\left(1 - \frac{c}{2} \right) \left(\frac{1}{\sin \alpha} + \frac{1}{\sin \varphi} \right) + c} \quad (4.6)$$

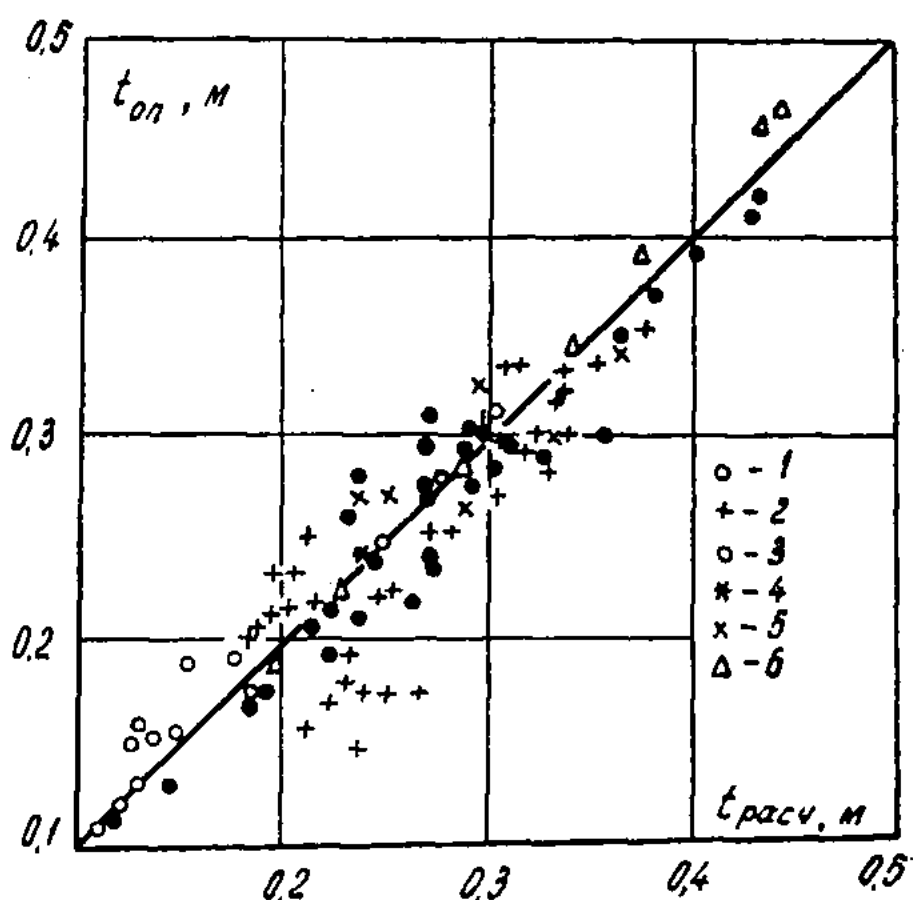
Для проверки предлагаемых расчетных приемов были сопоставлены расчеты, при этом для большей объективности использовались главным образом опыты и натурные данные других авторов.

Натурные наблюдения впервые описаны М. С. Вызго [26]. Величины сцепления для грунтов основания и коэф-

коэффициента однородности приняты по Ц. Е. Мирцхулава [53]. Совпадение фактической глубины размыва с расчетной по предлагаемой методике удовлетворительное.

При прогнозировании возможного размыва за конкретным сооружением проектировщик располагает материалами инженерно-геологических изысканий, которые полностью освещают все свойства грунта основания в нижнем бьефе. Используя эти конкретные данные, можно по предлагаемой методике определить глубину размыва.

Рис. 22. Сопоставление расчетов с результатами исследований размыва несвязного грунта, $\alpha = 20^\circ - 60^\circ$: 1 — данные Ц. Е. Мирцхулава и И. В. Дolidзе; 2 — А. Е. Тлеукабылова; 3 — Н. В. Лаптурева; 4 — А. Г. Соловьевой; 5 — М. А. Михалева, 6 — автора



Ц. Е. Мирцхулава [53] исследован размыв образцов связных грунтов, взятых в различных каналах и на гидротехнических объектах. Для этих образцов им охарактеризованы грунты. Нами выполнены расчеты по предлагаемой методике. Совпадение опытных и расчетных данных достаточно удовлетворительное.

А. Е. Тлеукабылов изучал размыв песка и гравия на модели консольного водосброса. Подсчеты по предлагаемой методике выполнены для $\alpha < 60^\circ$. Сопоставление опытных и расчетных данных дало хорошую сходимость.

А. Г. Соловьевой [78] исследован размыв на моделях Бухтарминской, Красноярской и Мамаканской ГЭС. Для этих моделей нами проведены расчеты по предлагаемой методике. Совпадение опытных и расчетных данных достаточно удовлетворительное.

Опытные данные М. А. Михалева [54] получены на модели консольного водосброса. При сопоставлении этих материалов с расчетами по предлагаемой методике сходимость достаточно удовлетворительная.

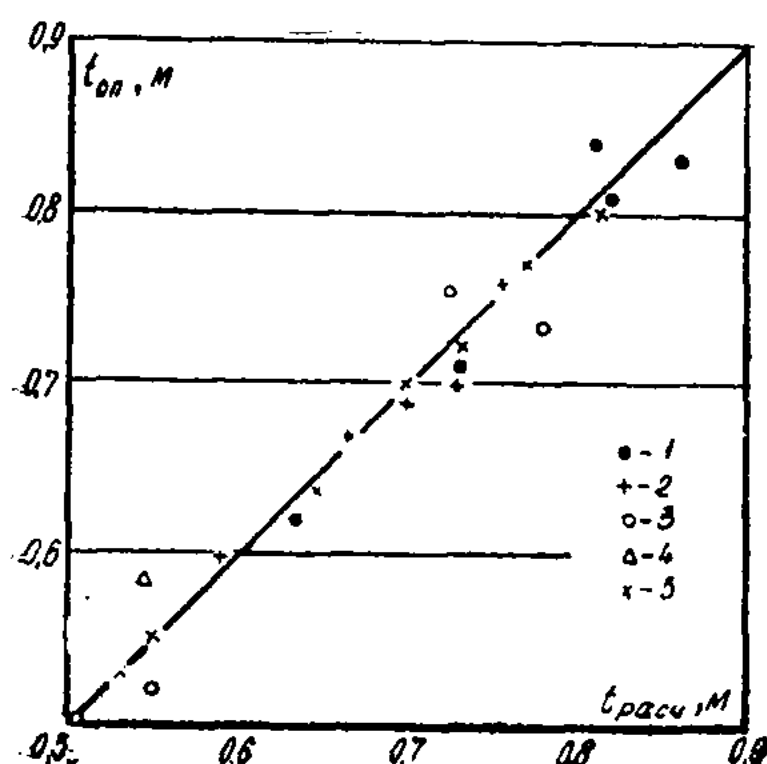


Рис. 23. Сопоставление расчетов с результатами исследований размыва. Модель скального русла: 1 — данные Г. А. Юдицкого; 2 — автора. Несвязный грунт; 3 — данные Е. В. Плетневой; 4 — Н. Б. Исаченко и А. М. Швайнштейна; 5 — автора

Нами сопоставлены расчетные величины с опытными данными Н. В. Лаптурева [44], Г. А. Юдицкого [94], Н. Б. Исаченко и А. М. Швайнштейна [35] и нашими опытами. Совпадение результатов достаточно хорошее.

Результаты расчетов по предлагаемой методике приведены на графиках (рис. 22 и 23), где по оси абсцисс отложены расчетные значения глубины размыва, а по оси ординат — опытные. Отклонение в основном не превышает $\pm 10\%$.

Определение глубины местного размыва падающей струей

Изучение кинематики водяной струи, растекающейся в ограниченном пространстве (см. предыдущие главы) дало возможность определить закономерности изменения скорости потока, по которым могут быть получены зависимости для нахождения глубины местного размыва. При этом предположено, что размыв заканчивается в тот момент, когда скорость потока в отводящем русле будет равна допускаемой (неразмывающей) для данного грунта.

Струя воды в воронке ямы размыва совершает путь от уровня воды в нижнем бьефе до дна ямы и далее в отводящее русло. Скорость при этом непрерывно уменьшается. Выше получены зависимости для определения изменения осевой скорости (2.56) и соотношения скоростей прямого и обратного потока (2.58). Экспериментальное изучение кинематики потока в яме размыва показало, что профили скорости в прямом и обратном потоках могут быть с достаточной точностью описаны уравнениями (2.58). Решая совместно уравнения (2.56) и (2.58), можно рассчитать величину $\bar{x}$, при достижении которой скорость в отводящем русле уменьшается до $U_{\text{доп.н}}$ для данного грунта.

Введем следующие обозначения:

$$\bar{U}_m = \frac{U_m}{U_0}; \quad m = \frac{U_n}{U_m};$$

$$\bar{U}_n = m \bar{U}_m = \frac{U_n}{U_0}; \quad (4.7)$$

$$\bar{U}_n = \sqrt{\frac{0,45b_0^*(1-m)m}{(1-b_0^*)e(1-kx^*)}}, \quad (4.8)$$

где для сокращения записи принято

$$e = 0,316 - 0,182m - 0,134m^2,$$

$$m = \frac{0,45b_0^*(1-c\bar{x})}{d}, \quad (4.9)$$

где

$$d = 0,45b_0^* + 0,45b_0^*c\bar{x} + b_0^*k\bar{x} - 1. \quad (4.10)$$

Подставляя (4.8) и (4.9) в (4.7), после некоторых преобразований приходим к выражению

$$\bar{U}_n = \sqrt{\frac{0,45^2 b_0^{*2} (1 + c\bar{x})}{(1 - b_0^*) \{ 0,316d^2 - 0,182d \cdot 0,45b_0^* (1 + c\bar{x}) - \rightarrow - 0,134[0,45b_0^* (1 - c\bar{x})]^2 \}}}. \quad (4.11)$$

Введя значение d и проведя преобразования, получим

$$\bar{U}_H^2 = \frac{0,202b_0^{*2}(1 + c\bar{x})}{(1 - b_0^*)(0,202b_0^{*2}k\bar{x} - 0,202b_0^* + 0,202b_0^{*2}ck\bar{x}^2 - \rightarrow (4.12)$$

$$\rightarrow \frac{-0,202b_0^*c\bar{x} + 0,316b_0^{*2}k^2\bar{x}^2 - 0,632b_0^*k\bar{x} + 0,316}{}$$

Изучение местного размыва на модели показывает, что ширина ямы по дну может быть принята равной ширине струи, если бы она, не встречая преграды, дошла до этого сечения. Это подтверждается как нашими опытами, так и опытами М. А. Михалева, Е. В. Плетневой, Ц. Е. Мирцхулава и Г. А. Юдицкого. Следовательно,

$$b_0^* = \frac{b_0}{B} = \frac{b_0}{b_0 + cx + kx} = \frac{1}{1 + c\bar{x} + k\bar{x}}. \quad (4.13)$$

Подставив это значение b_0^* в (4.12) и проведя преобразования, найдем

$$\bar{U}_H^2 = \frac{1,77(1 + 2c\bar{x} + c^2\bar{x}^2 + k\bar{x} + ck\bar{x}^2)}{k\bar{x} + 2ck\bar{x}^2 + c\bar{x} + c^2k\bar{x}^3 + 2c\bar{x}^2 + c^3\bar{x}^3}. \quad (4.14)$$

Решим это уравнение относительно $\bar{x}$

$$\bar{x}^3 + \bar{x}^2 \frac{2\bar{U}_H^2 - 1,77}{\bar{U}_H^2 c} + \bar{x} \frac{\bar{U}_H^2(k + c) - 1,77(2c + k)}{\bar{U}_H^2 c^2(k + c)} - \frac{1,77}{\bar{U}_H^2 c^2(k + c)} = 0. \quad (4.15)$$

Отсюда можно определить $\bar{x}$ — длину траектории струи от места входа под уровень нижнего бьефа до выхода в нижний бьеф, при этом скорость ее снижается от U_0 до U_H .

С другой стороны, длину пути, пройденного струей, можно найти по зависимости *

* Зависимость (4.16) получена на основе обработки 120 фотографий движения струи в яме размыва при изменении α от 60 до 90° и φ от 20 до 40°.

$$x = [t - (b_0 + ct)] \frac{1}{\sin \alpha} + 2(b_0 + ct) + \\ + \left[t - (b_0 + ct) - \frac{h}{2} \right] \frac{1}{\sin \varphi}. \quad (4.16)$$

При выводе зависимости (4.16) принято, что откосы стабилизировавшейся воронки размыва наклонены к горизонту под углом, равным углу внутреннего трения φ для данного грунта в водонасыщенном состоянии.

Решая совместно (4.15) и (4.16), можно вычислить глубину размыва. При этом принимаем, что на выходе в отводящее русло

$$U_{\text{н}} = U_{\text{доп.н}};$$

$$\bar{U}_{\text{н}} = \frac{U_{\text{н}}}{U_0} = \frac{U_{\text{доп.н}}}{0,8q/2b_0},$$

где, по рекомендации Ц. Е. Мирцхулава,

$$U_0 = 0,8q/2b_0.$$

Уравнение (4.15) решается общеизвестным методом. Для упрощения вычислительных работ удобно использовать ЭЦВМ. Значения $U_{\text{доп.н}}$ и φ принимаем по нормам, на основе данных измерений или же путем специальных лабораторных исследований.

Определив из (4.15) x , можно вычислить глубину размыва:

$$t = \frac{x + b_0 \left(\frac{1}{\sin \alpha} + \frac{1}{\sin \varphi} - 2 \right) + \frac{h}{2 \sin \varphi}}{(1-c) \left(\frac{1}{\sin \alpha} + \frac{1}{\sin \varphi} \right) + 2c}. \quad (4.17)$$

Для проверки зависимостей (4.15) и (4.17) проведены сопоставительные расчеты с материалами исследований А. Н. Патрашева [61], А. Шоклича [101], Р. М. Вагабова, Е. Н. Плетневой [62], Н. В. Лаптурева [44] и А. Е. Тлеукабылова. Вычисления выполняли на ЭЦВМ «Проминь». Результаты расчетов приведены на рис. 24 в виде графика, где по оси абсцисс отложены расчетные

значения глубины размыва $t_{расч}$, а по оси ординат — опытные. Отклонение расчетных величин от опытных не превышает $\pm 10\%$. Подчеркнем еще раз, что в расчеты не вводились никакие поправочные коэффициенты.

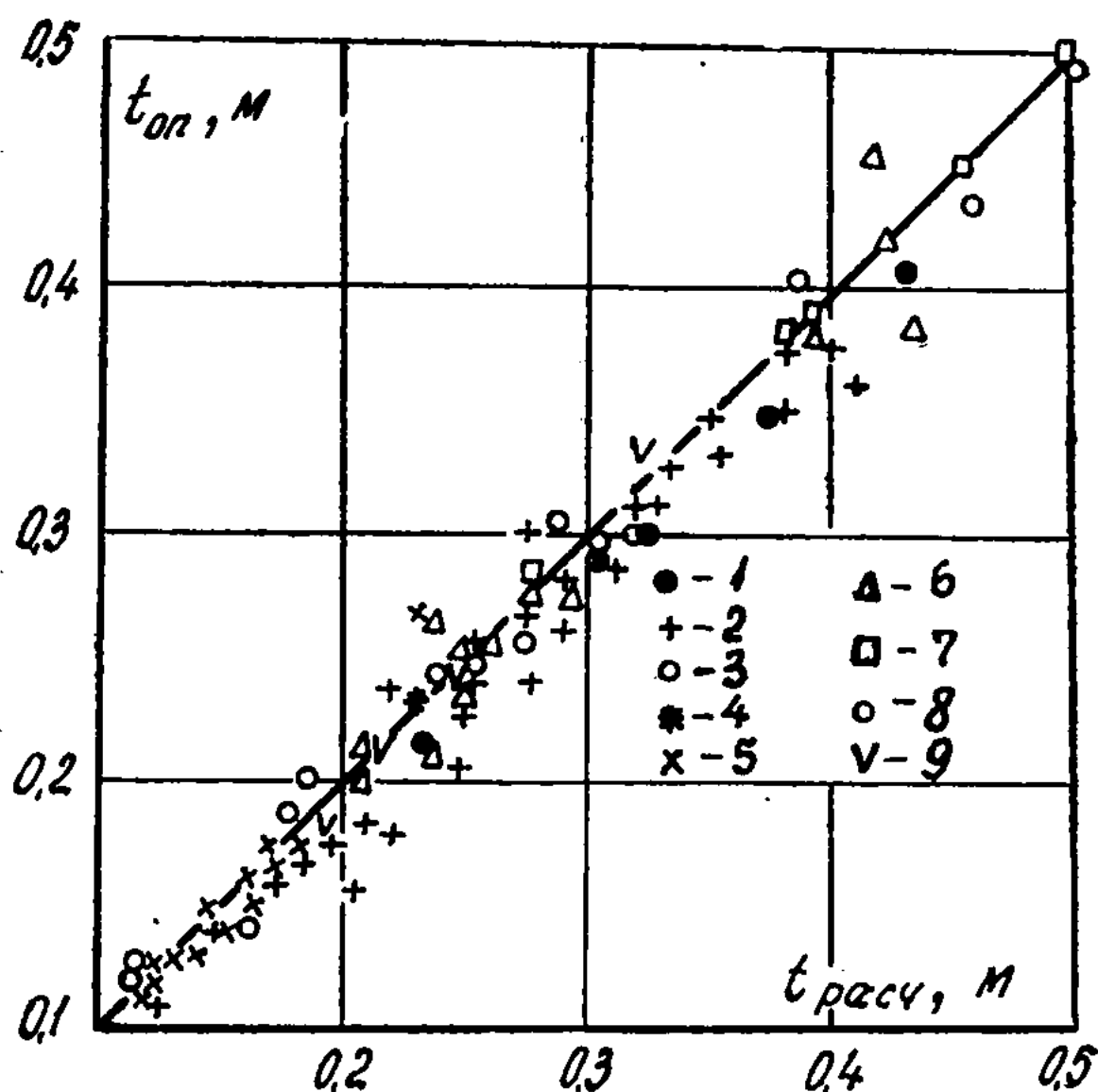


Рис. 24. Сопоставление расчетов с результатами исследований размыва несвязного грунта, $\alpha = 60^\circ$ — 90° : 1 — опыты А. Н. Патрашева; 2 — А. Шоклича; 3 — Е. В. Плетневой; 4 — А. Г. Соловьевой; 5 — Н. В. Лаптурева; 6 — А. Е. Тлеукабылова; 7 — автора; 8 — Ц. Е. Мирцхулава (модель скального русла); 9 — Р. М. Вагабова

Изложенные выше материалы теоретического и экспериментального изучения, а также сопоставительного анализа показывают, что предлагаемые методы расчета позволяют достаточно надежно определять глубину местного размыва при сопряжении бьефов падающей и свободно отброшенной струей. Материалы для сопоставления приняты без какой-либо обработки, в том виде, как они приводятся авторами этих исследований. Полученное в этих условиях хорошее совпадение расчетных и экспериментальных данных (как лабораторных, так и натурных)

является подтверждением правильности исходных теоретических положений. Принятые нами за основу уравнения правильно и достаточно полно описывают движение потока при его растекании в нижнем бьефе и яме размыва.

Расчет глубины местного размыва скального грунта

Нами проанализированы имеющиеся в литературе немногочисленные описания натурных наблюдений за развитием местного размыва в скальных грунтах и выполнен расчет по предлагаемой методике для некоторых сооружений с сопряжением бьефов по типу отброшенной струи.

Основная трудность при сопоставлении расчетов заключалась в отсутствии данных по скорости входа отброшенной струи под уровень нижнего бьефа и характеристик скального русла для определения допускаемой скорости. Ниже нами приведены характеристики, вошедшие в расчет, для каждого сооружения с указанием, как получены эти величины. Конечно, определение U_0 и b_0 по расчету, а $U_{\text{доп.н}}$ по нормам не противоречит физическому смыслу явления, но может отразиться на точности расчета.

Плотина Бецнау. Краткое описание ее приведено М. М. Гришиным [29]. Удельный расход q , напор H , угол входа струи под уровень бьефа α и глубина потока в отводящем русле h взяты нами непосредственно из [29]. Скорость U_0 и толщина струи b_0 при входе под уровень нижнего бьефа определены по зависимостям

$$U_0 = \varphi \sqrt{2gH}, \quad b_0 = \frac{0,87}{U_0},$$

где φ — коэффициент скорости для всех расчетов, приведенных ниже, $\varphi = 0,9$.

В основании плотины лежит известняк; для него по рекомендациям Н. Н. Маслова примем $\varphi = 35^\circ$, что согласуется с углом заложения откосов натурального размыва. Величина допускаемой скорости соответствует нормам Ст-24-2396 и равна $U_{\text{доп.н}} = 3,7$ м/с.

Плотина Коновинго. Размывы русла в нижнем бьефе

этой плотины и гидравлические исследования описаны в [97]. Расчеты величин q , H , α , h взяты непосредственно из указанной работы. Заложение откосов натурной ямы размыва равно $30-40^\circ$, поэтому принято $\varphi = 35^\circ$.

Плотина Эльмали. Сведения о размывах русла в нижнем бьефе этой плотины приведены в [93], откуда взяты величины q , H , α , h . Отмечено также, что скорость в отводящем русле $10-12$ м/с. Ниже ямы размыва бара не образовалось. В расчетах принята величина $U_{\text{доп.н}} = 12$ м/с, близкая к натурным данным и соответствующая рекомендациям Ст-24-2396 для трещиноватого грунта. U_0 и b_0 определялись по расчету. Угол внутреннего трения в соответствии с заложением откоса натурной ямы размыва принят равным $\varphi = 35^\circ$.

Плотина Фархадской ГЭС. Описания размывов в нижнем бьефе этой плотины приведены в работах В. В. Пославского [65], С. Т. Алтунина [6], И. Т. Смольянинова [77] и М. С. Вызго [26]. Все величины, использованные нами в расчетах, взяты из указанных работ.

Плотина Усть-Каменогорской ГЭС. Материалы собраны нами по данным измерений, выполненных эксплуатационным персоналом (начальником гидроцеха УКГЭС В. В. Павленко). Величина допускаемой скорости соответствует Ст-24-2396, $U_{\text{доп.н}} = 10$ м/с.

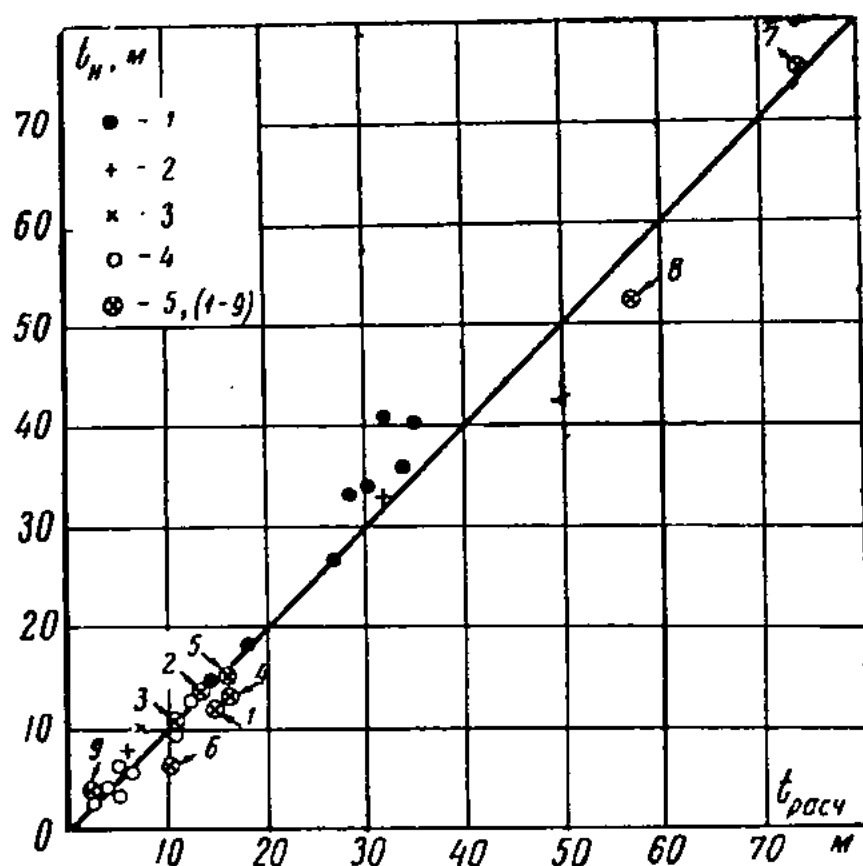
Кондопожская ГЭС. Размывы в нижнем бьефе водосброса Кондопожской ГЭС описаны И. А. Каменским [36], откуда взяты величины, использованные нами в расчетах. Угол заложения откоса $\varphi = 20^\circ$ соответствует натурным данным.

Плотина Кариба. Материал о размывах в нижнем бьефе этой плотины изложен в докладе Рикун и других на IX Конгрессе по большим плотинам в г. Стамбуле (1967 г.) и в обзорной статье В. И. Севастьянова и А. М. Прудовского [73]. Величины q , H , α , h , φ взяты непосредственно из указанных работ, b_0 и U_0 определены по расчету. Величина $U_{\text{доп.н}} = 10$ м/с принята по Ст-24-2396.

Плотина Пикоти. Подробное описание размывов в нижнем бьефе этой плотины приведено в докладе на XI Конгрессе МАГИ в г. Ленинграде (1965 г.) [43]. Также, как и для плотины Кариба, $U_{\text{доп.н}} = 10$ м/с соответствует Ст-24-2396. Остальные величины приняты нами в соответствии с натурными данными.

Результаты сопоставительных расчетов, приведенные на рис. 25, показали удовлетворительную сходимость. Однако нам представляется, что большее значение имеет не близость расчетных и натурных величин, а то, что по

Рис. 25. Сопоставление расчетов с результатами исследований размыва скалы (натура и модель): 1 — опыты А. Г. Соловьевой; 2 — А. М. Прудовского; 3 — автора. Размыв скального основания в натуральных условиях: 4 — по М. С. Вызго; 5, 1 — плотина Бецнау; 5, 2 — Коновинго; 5, 3 — Эльмалы; 5, 4 — Фархадская ГЭС; 5, 5 — Усть-Каменогорская ГЭС; 5, 6 — Кондопожская ГЭС; 5, 7 — Кармба; 5, 8 — Пикоти; 5, 9 — Медео



зависимостям, полученным теоретическим путем, без каких-либо поправочных коэффициентов можно достаточно надежно прогнозировать глубину размыва в скальном русле.

Влияние глубины воды в нижнем бьефе на процесс местного размыва

Предлагаемые методы расчета основаны на допущении, что размыв заканчивается, когда скорость сбросного потока, уменьшаясь по мере растекания в яме размыва, снижается до величины, допускаемой (неразмывающей) на входе в отводящее русло. Тем самым ставится условие, что глубина в этом сечении будет равна бытовой:

$$h_6 = \frac{q}{U_{\text{доп.н}}}.$$

Такое соотношение глубин и допускаемых скоростей, обычное для естественных русел, не всегда может соблюдаться в нижнем бьефе плотин с водохранилищем. Пло-

тина перераспределяет сток реки во времени и в периоды, когда сбросы через гидроузел не проводятся, уровень воды в нижнем бьефе может значительно понизиться. Если в составе гидроузла есть ГЭС, то уровень нижнего бьефа будет соответствовать $Q_{гэс}$. В случае, если имеется низележащая плотина, подпор, вызываемый ею, может поднять уровень воды, и связь между расходом и уровнем нижнего бьефа нарушится. Следовательно, в реальных условиях работы гидроузла возможны три случая соотношения глубин в нижнем бьефе и сбросных расходов.

1. В нижнем бьефе глубина воды равна бытовой. Рассматриваемая нами расчетная схема соблюдается полностью, поскольку допускаемая (неразмывающая) скорость для скального массива выше, чем для обломков, на которые скала будет раздроблена в процессе размыва, бара на стадии стабилизации размыва не будет. Глубина размыва, определенная по предлагаемой методике, будет максимальной для этих условий.

В процессе развития размыва ниже по течению откладывается бар, начинающийся от края ямы. Он находится в динамическом равновесии. По его гребню непрерывно перемещаются обломки скалы, выбрасываемые из ямы размыва. Бар вызывает местное повышение уровня воды над ним и появление перепада в его конце. По мере приближения стабилизации размыва поступление материала из ямы уменьшается и начинает размываться бар. Возникновение повышения уровня воды над баром отмечалось многими исследователями. В наших опытах по моделированию местного размыва скального основания в нижнем бьефе Крапивинской ГЭС отмечался смыв бара, образовавшегося в процессе развития местного размыва в нижнем бьефе водосливной плотины.

2. Глубина воды в нижнем бьефе меньше бытовой. Это, по-видимому, наиболее часто встречающийся случай. По мере сброса воды через плотину уровень нижнего бьефа будет подниматься и глубина будет стремиться к бытовой.

За отрезок времени, в течение которого $h < h_6$, скорость потока в отводящем русле выше допускаемой (неразмывающей) для грунта основания. Если подъем уров-

ня нижнего бьефа занимает большой отрезок времени, сбросной поток будет размывать русло ниже ямы размыва. Бар, если он отложился до этого сочетания расхода и глубины нижнего бьефа, будет смыт. Для рассматриваемого случая схема расчета остается прежней. Можно рассчитать глубину размыва, ориентируясь на величину $U > U_{\text{доп.н.}}$. Такой расчет дает нам величину размыва на промежуточном этапе.

В то же время вполне реален случай, когда даже при продолжительном сбросе уровень воды не поднимется до предполагаемого, так как начнется общий размыв русла ниже ямы местного размыва. Возможность такого случая подтверждается опытом эксплуатации Малокабардинской и Гиндукушской плотин, Капчагайской ГЭС и ряда других сооружений, где в водохранилище осаждаются наносы, а ниже плотины осветленный поток с повышенной транспортирующей способностью заметно углубляет русло на большом протяжении. Если можно учесть общий размыв русла по общепринятым методам, то определение глубины местного размыва следует вести с учетом расчетного повышения уровня и изменения режима течения в отводящем русле.

3. Глубина воды в нижнем бьефе больше бытовой для данного сбросного расхода. При этом в естественных руслах максимальные расходы в реке значительно больше расходов, сбрасываемых через плотину, т. е. русло значительно углублено, и в то же время ниже плотины есть перерегулирующее водохранилище, создающее подпор.

Местный размыв для такого сочетания глубин нижнего бьефа и сбросного расхода будет сопровождаться образованием бара. Высота бара будет расти до того момента, когда на его гребне установятся глубина и скорость, соответствующие крупности обломков скального основания, из которых сложен бар.

Глубина размыва для этого случая может быть определена по предлагаемому методу, так как с его помощью получены ее максимальные значения. При вводе в расчет повышенной глубины нижнего бьефа с учетом скорости на гребне бара следует учитывать, что условия эксплуатации водохранилища ГЭС могут меняться в зависимости от требований народного хозяйства. Расчет нижнего

бьефа плотины необходимо вести на наиболее тяжелое сочетание сбросного расхода и условий движения потока в отводящем русле. Поэтому наиболее правильно, на наш взгляд, будет нахождение максимальной глубины размыва.

Развитие процесса размыва во времени

Исходя из результатов исследований (см. рис. 1) и описаний процессов размыва можно сделать вывод, что характер кривой зависит только от гидрологического режима реки. Если катастрофический паводок пройдет в первые годы эксплуатации, эта кривая в начальной части будет иметь большой градиент. Однако возможен и такой случай, когда после целого ряда маловодных лет размыв практически не возникнет, что не является свидетельством более прочного скального основания в нижнем бьефе плотины.

К сожалению, прогнозирование величины паводка в настоящее время не обладает достаточной точностью, чтобы можно было с необходимой надежностью рассчитывать кривые $t=f(\tau)$. Но совершенно очевидно, что при прохождении катастрофического паводка максимальная глубина размыва может быть достигнута в течение 2—3 лет. Этот вывод подтверждается и наблюдениями на плотине Кариба, где в течение 5 лет глубина размыва достигла 50 м при наличии в основании гнейсов.

На Усть-Каменогорской ГЭС наибольшие размывы произошли в 1954 г., когда через плотину длительное время сбрасывались повышенные расходы. Необходимость в их сбросе появилась внезапно, поэтому первое время глубина нижнего бьефа была значительно меньше, чем соответствующая данному расходу. Ниже створа УКГЭС река выходит в долину с широкой поймой, и поэтому уровень нижнего бьефа с увеличением расхода повышается медленно. Это обстоятельство усугубило положение, и размыв скального дна усилился.

Выше нами уже отмечено, что в настоящее время нет расчетных зависимостей для определения процесса развития глубины местного размыва во времени. Известные в литературе решения относятся в основном к размыву вокруг мостовых опор и шпор. Для водосбросных соору-

жений учет гидрографа должен быть проведен в усложненных условиях. Уровень нижнего бьефа формируется под влиянием гидрографа, переформированного водохранилищем. Величина расхода, сбрасываемого через плотину, нарастает быстрее паводковой волны. Увеличение глубины нижнего бьефа зависит также от особенностей формы речной долины ниже створа водосброса или от режима работы подпирającego водохранилища.

При исследовании на модели водосливной плотины Крапивинской ГЭС нами отмечено, что сброс паводка в отводящее русло, в котором уровень воды еще не успел подняться до соответствующего данному расходу, приводит к изменению режима сопряжения бьефов и вызывает дополнительные его переформирования.

Для определения процесса размыва во времени имеется практически только одна работа, успешно выполненная И. В. Долидзе под руководством Ц. Е. Мирцхулава [52]. И. В. Долидзе изучал размыв связных (глинистых) грунтов. Им выполнены обширные исследования процесса размыва, динамического воздействия струи на грунт и отрыва отдельности при наступлении предельных напряжений в грунте.

Исследования И. В. Долидзе и Ц. Е. Мирцхулава показали, что с увеличением динамической нагрузки уменьшается число циклов, необходимых для отрыва отдельности грунта и, наоборот, когда динамическое напряжение приближается к допустимым напряжениям, количество необходимых для отрыва отдельности циклов стремится к бесконечности.

Методика И. В. Долидзе и Ц. Е. Мирцхулава представляется обоснованной и достоверной. К сожалению, для определения процесса развития во времени размыва скальных пород она не может быть использована, поскольку мы не обладаем данными модельных исследований для расчета τ .

В ходе лабораторных исследований размыва заменителей скального грунта нами выполнены опыты с песчано-цементными смесями разной прочности: $\sigma = 0,67; 1,00$ и $3,0 \text{ кг/см}^2$. Установлено, что с увеличением прочности скалы (смеси) глубина размыва уменьшается и увеличивается время стабилизации размыва. Влияние прочности

скалы на уменьшение глубины размыва учитывается при расчете через допускаемую (неразмывающую) скорость [6]. Изменение времени нарастания размыва можно наглядно проиллюстрировать графиком, представленным на рис. 26:

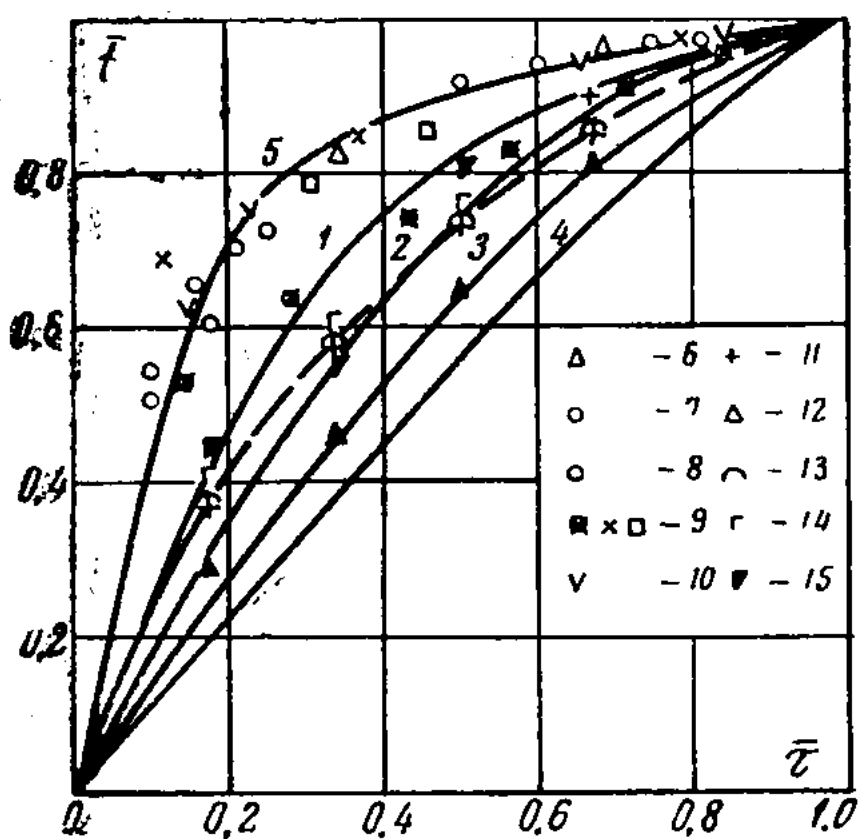


Рис. 26. Развитие процесса размыва во времени: 1 — песчано-цементная смесь ($\sigma = 0,67$ кг/см²); 2 — кубики из песчано-цементной смеси (п:ц=20:1); 3 — то же, при п:ц=12:1; 4 — песчано-цементная смесь ($\sigma = 3$ кг/см²); 5 — опыты на модели плотины «Железные ворота» (гравий $d = 4-8$ мм); 6 — Л. В. Мошкова ($d = 1-2$ мм); 7 — А. Е. Тлеукабылова (песок); 8 — М. С. Вызго (лёсс); 9 — И. В. Долидзе (суглинок); 10 — А. Г. Назаряна (тощий бетон ц:п:щ=1:20:20); 11 — Кариба; 12 — Пикоти; 13 — Фархадской ГЭС; 14 — Мареж; 15 — Усть-Каменогорской ГЭС (11—15 — натурные данные)

$$\frac{t}{t_{90}} = f\left(\frac{\tau}{\tau_{90}}\right).$$

Здесь t — глубина размыва за время τ (текущая величина); t_{90} — максимальная глубина размыва за вычетом 10% глубины, образующейся за счет чисто абразивного истирания; τ_{90} — время, необходимое для достижения глубины размыва t_{90} .

Кроме наших опытных данных на этот график нанесены результаты опытов на модели плотины ГЭС «Железные ворота» [52]. В качестве заменителя скалы использован гравий, $d = 4-8$ мм.

Применялись данные Л. В. Мошкова, А. Е. Тлеукабылова по размыву песка при d , соответственно равных 1—2 и 3—4 мм; натурные и модельные данные М. С. Вызго [26] по размыву лёсса; данные И. В. Долидзе по размыву

в полунатурных условиях глинистых и супесчаных грунтов и А. Г. Назаряна, который в качестве заменителя скалы использовал смесь с соотношением ц:п:щ = 1:20:20.

Как видно из рисунка, первые четыре опыта дают различные кривые, подчиняющиеся зависимости вида

$$\bar{t} = A \cdot \bar{\tau}^n e^{m\bar{\tau}},$$

где

$$\bar{t} = \frac{t}{t_{90}}, \quad \bar{\tau} = \frac{\tau}{\tau_{90}}.$$

Для песчано-цементной смеси прочностью $\sigma = 0,67 \text{ кг/см}^2$

$$\bar{t} = 2,2 \bar{\tau}^{0,81} e^{-0,84\bar{\tau}}.$$

Для модели скального грунта, сложенного из кубиков (п:ц = 20:1), укладываемых на раствор того же соотношения п:ц:

$$\bar{t} = 1,95 \bar{\tau}^{0,008} e^{-0,62\bar{\tau}}.$$

Для модели скального грунта, сложенной из кубиков п:ц = 12:1:

$$\bar{t} = 2,5 \bar{\tau}^{1,23} e.$$

Модель скального грунта из песчано-цементной смеси с прочностью $\sigma = 3 \text{ кг/см}^2$ почти не размывалась.

Для опытов на модели плотины ГЭС «Железные ворота»

$$\bar{t} = 1,62 \bar{\tau}^{0,43} e^{-0,58\bar{\tau}}.$$

Таким образом, на модели можно достаточно четко проследить зависимость интенсивности размыва от прочности размываемого материала.

Следует отметить, что попытки пересчета на модель инженерно-геологических характеристик скального основания не дали определенных положительных результатов. Поэтому наши опыты являются чисто иллюстративными. Свойства реальных скальных грунтов (а тем более трещиноватых) столь сложны, что воспроизвести их на модели можно лишь приближенно.

При моделировании местного размыва скальных осно-

ваний мы с достаточной достоверностью можем воспроизвести параметры размыва (глубину, форму ямы). Что же касается длительности размыва, то имеющиеся в настоящее время возможности не позволяют моделировать его.

Тем не менее, можно высказать некоторые суждения по главному вопросу проблемы — о необходимости моделирования и определения времени, затрачиваемого на весь процесс местного размыва скальных грунтов.

Кривая 5 на рис. 26 приведена по данным исследований на модели плотины «Железные ворота», в которых скала моделировалась несвязным материалом. На кривую нанесены данные опытов по размыву песка, лёсса, супеси, суглинка и слабой цементно-песчано-щебеночной смеси. Характер изменения во времени процесса размыва всех этих грунтов близок. Больше того, если теперь нанести на этот график данные по натурным наблюдениям за размывом русла в нижнем бьефе плотин УКГЭС, Фархадской ГЭС, плотин Пикоти и Қариба, то они также будут концентрироваться вокруг кривой 5, т. е. описываться уравнением

$$\bar{t} = 1,62\bar{\tau}^{0,43} e^{-0,58\bar{\tau}}. \quad (4.18)$$

Из рассмотренного графика $\bar{t} = f(\bar{\tau})$ можно сделать важный вывод о том, что характер возрастания размыва во времени слабо зависит от вида грунта. Мы должны считаться с тем, что практически все гидротехнические сооружения строятся на коре выветривания Земли. Значительно большее влияние на длительность размыва оказывает величина сбрасываемого расхода. Натурные наблюдения и графики $t = f(\tau)$ показывают, что если в первые годы эксплуатации будут сбрасываться расходы, близкие к расчетным, то и размыв будет быстро развиваться.

В результате можно принять за основу для расчета интенсивности размыва кривую 5. Если на основе надежных гидрологических расчетов есть уверенность, что расход будет проходить меньшее время, то можно по приведенной выше формуле определить глубину размыва за этот период. За полное время размыва можно принять время длительности предполагаемого паводка.

Глава 5

ПРИЕМЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ МЕСТНЫХ РАЗМЫВОВ СКАЛЬНЫХ ГРУНТОВ В ЛАБОРАТОРНЫХ УСЛОВИЯХ

В настоящее время известно несколько предложений по методике лабораторных исследований местных размывов в скальных руслах: метод Е. Чимеми, методы «эквивалентной крупности» и Г. Л. Рубинштейна, развитый в дальнейшем Г. А. Юдицким, автора, Ц. Е. Мирцхулава и А. М. Прудовского.

Метод Е. Чимеми [88] состоит в том, что проводя исследования по размыву песка и гравия на модели и опираясь на данные исследований Ребока [68], установлено, что максимальная стабилизовавшаяся глубина местного размыва в несвязном грунте в широких пределах не зависит от диаметра частиц размываемого материала. Сравнивая глубину размыва, полученную на модели при размыве песка, с глубинами размыва за построенными сооружениями, Чимеми пришел к заключению, что размывы в связных и скальных грунтах могут быть смоделированы мелким песком. Для сравнения были взяты плотины Рибург-Шверштадт на р. Рейн (Германия) и Коновинго на р. Сасквеанна (США). На основе этих материалов Чимеми пришел к выводу, что в натуральных условиях отсутствует зависимость глубины размыва от свойств размываемого материала. В 1950—1952 гг. по этой методике были проведены исследования для плотины Эльмали (Турция). Основные недостатки этого метода:

1. Проводится полная аналогия между местными размывами в несвязных и связных грунтах. При этом игно-

рируются такие важные свойства грунтов, как силы сцепления, действующие в них, а для скальных пород и трещиноватость. Полной аналогии в этих процессах нет, так как механизм размыва несвязных и связных грунтов совершенно различный.

2. Игнорируется характер размыва. Обе упомянутые выше плотины построены на скальном основании. Характер размыва скалы по данным наблюдений в период эксплуатации этих сооружений существенно отличается от размыва песка.

Рассмотрим материалы модельных исследований и натурных наблюдений за этими сооружениями.

Плотина Рибург-Шверштадт на р. Рейн (Германия). Гидроэлектростанция Рибург-Шверштадт была построена в 1931 г. в верхнем течении р. Рейн. В состав гидроузла входит: здание ГЭС, оборудованное четырьмя поворотно-лопастными турбинами общей мощностью 28 500 кВт, и щитовая плотина длиной 96 м. Расчетный расход $Q=4300 \text{ м}^3/\text{с}$; из них через здание ГЭС проходит $300 \text{ м}^3/\text{с}$, расчетный напор 11,5 м, удельный расход $50 \text{ м}^3/\text{с}$. В основании залегают трещиноватые граниты, покрытые слоем аллювия. Изучение модели этой плотины проводились Г. Люшером и Т. Ребоком в лаборатории водного строительства в Карлсруэ в 1926 г.

При исследовании на модели скальное основание в нижнем бьефе заменялось мелким песком и гравием. Опыты дали основание Т. Ребоку, а затем и Е. Чимеми утверждать, что диаметр частиц грунта на модели в достаточно широком диапазоне изменения диаметров мало воздействует на глубину местного размыва. Влияние диаметра частиц сказывалось в этих опытах лишь на продолжительности опыта: размыв песка диаметром 0,1—1,2 мм стабилизировался через 40 мин, а размыв гравия диаметром 6—12 мм — через 32 ч.

Через 5 лет эксплуатации плотины был изучен нижний ее бьеф. В результате установлено, что глубина размыва близка к модельной. Но эти же данные показывают, что фокус размыва в натуре располагается значительно ближе к сооружению.

Плотина Коновинго на р. Сасквеанна (США) построена в 1931 г. Высота ее 20 м, напор 21 м, удельный

расход $32 \text{ м}^3/\text{с}$. Снабжена она носком-трамплином, отбрасывающим струю на 25—30 м от сооружения. В основании ее залегают трещиноватые граниты. Модель этой плотины исследовал Е. Чимеми, скальное основание заменялось мелким песком.

После ввода сооружения в эксплуатацию, через 625 ч работы измерялся размыв в нижнем бьефе. Сравнение опытных и натурных данных показало, что фокус размыва скалы в натурных условиях располагается ближе к сооружению, чем на модели при замене скалы несвязным материалом.

Конечно, за 625 ч работы плотины размыв, по-видимому, не достиг своей максимальной величины, но из натурных данных видно, что в начальной части глубина размыва в скале больше, чем в песке.

Плотина Эльмали (Турция). Контрфорсная плотина Эльмали построена в 1955 г. для водоснабжения г. Стамбула. В ее левобережной части находится двухпролетный водосброс с криволинейным носком-виражом, отбрасывающим струю с одновременным поворотом ее. Поворот струи обеспечивает удаление ямы размыва от левого берега, ликвидируя опасность его подмыва.

Высота плотины 47,5 м, высота носка 10 м, напор 37,5 м, ширина водосливного пролета 7,5 м, в основании залегают трещиноватые граниты. Модель исследовалась Н. Энгец [93]. В нижнем бьефе ее укладывался мелкий песок.

После ввода плотины в эксплуатацию осуществлялись натурные обследования нижнего бьефа. Измерения проводились после последовательного пропуска 50 и $200 \text{ м}^3/\text{с}$ через левый пролет и $470 \text{ м}^3/\text{с}$ через оба пролета поровну. Натурные наблюдения показали, что даже при падении струи под углом $40\text{—}50^\circ$ к горизонту фокус размыва в натуре располагается ближе к сооружению, чем это предполагалось на основе исследований на модели.

Метод «эквивалентной крупности». В основу его положена замена трещиноватой скалы несвязным грунтом: песком, гравием или галькой. Частицы несвязного грунта должны моделировать собой в линейном масштабе блоки — отдельности, на которые разбита трещиноватая скала. По такой методике были выполнены

исследования А. С. Абелева и А. А. Кручининой [1], Н. Т. Смольянинова [77] и др.

Несмотря на то что в этом методе и содержится положительная мысль о необходимости учета трещиноватости реального скального массива и размеров его отдельных частей, он обладает следующими недостатками:

1. Используя несвязный материал вместо скалы, этот метод приобретает все недостатки метода Е. Чимеми, рассмотренные выше.

2. Нельзя считать, что скальный массив сложен из несвязанных между собой, свободно уложенных отдельностей. Эти глыбы тесно взаимосвязаны.

3. Определение «эквивалентной крупности» размываемого материала пересчетом по линейному масштабу модели неправильно. Известно, что в условиях модели влияние диаметра частиц на размыв значительно сильнее, чем в натурных условиях.

По методу эквивалентной крупности проводились исследования на моделях Фархадской [6, 65], Усть-Каменогорской и Бухтарминской ГЭС и др.

Водосливная плотина Фархадской ГЭС состоит из 8 пролетов шириной по 10 м и рассчитана на пропуск расхода $2500 \text{ м}^3/\text{с}$ при напоре 15 м. Сливная грань заканчивается уступом высотой 9,16 м. В основании плотины залегают песчаники и известняки, прорезанные густой сетью различно ориентированных трещин. Имеются и крупные трещины, заполненные глиной и брекчированным материалом. Фильтрация через коренные скальные породы ничтожна.

Через два года эксплуатации был обнаружен размыв нижнего бьефа глубиной до 11,0 м. Всего из зоны размыва было вынесено до $10\,000 \text{ м}^3$ скальной породы. В. В. Пославский [65] указывает, что столь сильные размывы вызваны тем, что по ряду причин в период строительства и временной эксплуатации сбросной расход не распределялся равномерно по длине сливного фронта и погонные расходы доходили до $60 \text{ м}^3/\text{с}$.

Модельные исследования проводились Н. Т. Смольяниновым [77]. Скала заменялась гравием. Сравнение модельных и натурных данных показывает, что фокус размыва в скале располагается ближе к сооружению.

Водосливная плотина Усть-Каменогорской ГЭС имеет длину 88 м и разделена бычками толщиной по 4 м на четыре пролета по 18 м шириной. Напор 40 м, удельный расход $46 \text{ м}^3/\text{с}$. В основании плотины трещиноватая скала — габбро. На модели скальное основание заменялось щебнем со средним размером 3—5 см.

Водосливная плотина вступила в строй в 1952 г. Проведенные через год, в декабре 1953 г., водолазные осмотры и промеры нижнего бьефа показали наличие значительных размывов русла за сооружением глубиной до 8,0—10,0 м. В натурных условиях фокус размыва расположился ближе к сооружению, чем по данным лабораторных исследований.

Метод Г. Л. Рубинштейна [71]. Развивая метод «эквивалентной крупности», Г. Л. Рубинштейн предложил заменить натурную скалу на модели отдельностями правильной геометрической формы в виде параллелепипедов, кубиков и пластинок, приготовленных из материалов с $\gamma = 2,6 \div 2,7 \text{ г/см}^3$. Размеры этих элементов должны моделировать отдельности трещиноватой скалы, а их укладка — направление и степень трещиноватости.

Замена скалы на модели отдельностями правильной геометрической формы приводит все же к несвязному материалу, хотя более близкое по своим свойствам к скальному, чем галька и песок. Поэтому недостатки двух предыдущих предложений в некоторой степени присущи и методу Г. Л. Рубинштейна.

Метод, предложенный автором [10, 11]. Общим недостатком рассмотренных выше предложений по методике исследований местных размывов скальных пород является недоучет того, что механизм размыва материала, используемого в качестве заменителя скалы на модели, существенно отличается от механизма размыва скалы в натурных условиях.

Если размыв несвязного материала (песка, гравия, гальки или кубиков) происходит в основном за счет перемещения частиц, то размыв связного, или скального, грунта осуществляется за счет разрушения массива этого грунта под ударным воздействием струи, отрыва отдельных частей от массива и переноса измельченных частиц. Важ-

ную роль при этом, особенно при размыве скальных пород, играет абразивное истирание и разрушение массива скалы и оторвавшихся отдельностей. Поэтому более правильным будет использовать на модели заменители, моделирующие в какой-то степени свойства скальных пород, механизм размыва которых был бы подобен размыву скалы. В этом отношении значительный интерес представляют опыты Ц. Е. Мирцухулава и Т. Г. Жордания [33] по изучению размываемости уплотненных глинистых и суглинистых грунтов нарушенной структуры с добавкой цемента. Насколько нам известно, это первое исследование в этой области. В результате опытов отмечено, что добавка цемента значительно повышает сопротивляемость грунтов размыву и что при этом свойства грунтов с нарушенной структурой приближаются к свойствам грунтов с ненарушенной структурой.

При использовании на модели заменителей скалы в виде связных материалов возникает вопрос о выборе соотношений между основными свойствами скальной породы и заменителя.

Нами сделана попытка моделировать скалу, применяя связные материалы, а именно затвердевшие песчано-цементные и алебастрово-песчаные смеси. Использовались различные способы укладки этих материалов: сплошным массивом и отдельными участками. В последнем случае стыки таких участков до некоторой степени воспроизводили трещины и разлом скального массива.

При исследовании такой модели скалы отмечено, что размыв начинается в месте падения струи, т. е. в поле наибольшего гидродинамического давления. Процесс размыва модели скального грунта происходил следующим образом. В начальный момент отдельность отрывается, в некоторых случаях довольно крупные куски (в зависимости от микротрещиноватости массива). На поверхности заменителя возникают воронки-колодцы, напоминающие собой «котлы», описанные М. С. Вызго [26]. Сходство их еще более подчеркивается тем, что почти всегда на дне таких колодцев по окончании опыта лежит некоторое количество кусочков раствора. Местные вихри, возникающие в этих углублениях, вращают эти частицы, и воронки углубляются в ходе опыта. Углубление воро-

нок происходит за счет разрушения и выноса кусочков раствора и истирания массива. Постепенно мелкие воронки сливаются в одну.

Эти опыты проводились на модели водосливной плотины при удельном расходе $q=0,133 \text{ м}^3/\text{с}$ и напоре $H=2,2 \text{ м}$. Плотина имела носок с углом наклона $\alpha=20^\circ$. На рис. 27 приведены профили ямы размыва, полученной

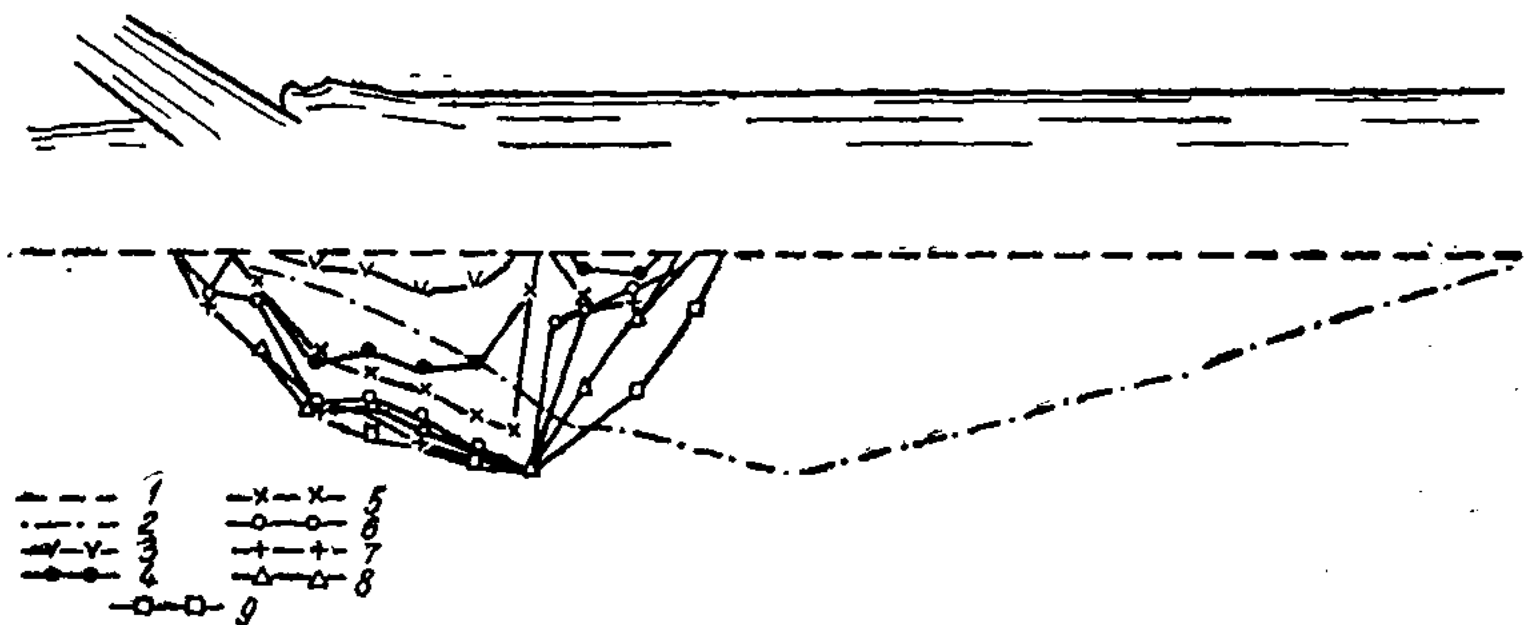


Рис. 27. Профили размыва в песке и песчано-цементной смеси: 1 — первоначальное дно; 2 — стабилизировавшийся размыв в песке, $d=1,3 \text{ мм}$; 3—9 — размыв песчано-цементной смеси, $\sigma=0,67 \text{ кг/см}^2$ через 3, 8, 16, 24, 30, 50 и 72 ч соответственно

на этой модели при размыве песчано-цементной смеси, $\sigma=0,67 \text{ кг/см}^2$ и песка $d=1,3 \text{ мм}$. Как видно из рисунка, фокус ямы размыва в использованной нами модели скалы располагается ближе к сооружению (на 20%), чем при размыве песка. Яма размыва в такой модели скалы имеет колодцеобразную форму с вертикальными или даже нависшими стенками.

Нами уже отмечено, что в литературе существует немного описаний размыва скальных грунтов, при которых были бы приведены и опытные данные. Такие материалы найдены только для плотин Коновинго (США), Рибург-Шверштадт (Германия), Эльмали (Турция), Фархадской и Усть-Каменогорской ГЭС. Для всех этих плотин модельные исследования проводились с заменой натурной скалы песком или гравием. Сравнение модельных и натурных данных показывает, что во всех случаях фокус размыва в скале располагается ближе к сооружению. (табл. 5).

Сопоставление характера процесса размыва принятого заменителя скалы с натурными данными показывает и качественное сходство. Кроме того, предложенный нами способ моделирования размыва скалы с использованием заменителей в виде песчано-цементных и алебастрово-песчаных смесей позволяет правильно подойти к решению этого важного вопроса.

Т а б л и ц а 5. Положение фокуса размыва в натурной скале и заменителе скалы на модели

Сооружение	$H, \text{ м}$	$q, \text{ м}^3/\text{с}$	Грунт основания	Заменитель на модели	$L_{\text{нат}}, \text{ м}$	$L_{\text{мод}}, \text{ м}$	$\frac{L_{\text{мод}} - L_{\text{нат}}}{L_{\text{нат}}}, \%$
Коновинго (США)	26,0	32,0	Гранит	Песок	28,0	35,0	25,0
Эльмали (Турция)	37,6	31,4	То же	То же	38,0	44,0	15,8
Рибург-Шверштадт (Германия)	7,5	50,0	»	»	25,0	50,0	100,0
Плотина Фархадской ГЭС	13,0	25,0	Известняк, песчаник	Гравий	24,0—31,0	39,0	62,5—25,8
Плотина Усть-Каме-ногорской ГЭС	38,0	47,0	Габбро	Галька	25,0	31,5	47,0
Модель водосливной плотины (опыты автора)	2,2	0,135	Песчано-цементная смесь	Песок	2,5	3,0	20,0

Метод, предложенный А. М. Прудковским [25]. В методе Г. Л. Рубинштейна положительным является стремление учесть степень трещиноватости скального массива. Однако, как уже отмечалось выше, свободная укладка кубиков приводит в итоге к несвязному материалу. В первоначальном варианте нашего метода недостаточно учитывается трещиноватость скального массива.

А. М. Прудовский при исследовании размывов в нижнем бьефе модели плотины Наглу (Афганистан) предложил способ, синтезирующий способы Рубинштейна и автора. Отдельности скалы были изготовлены в масштабе модели и при укладке скреплены раствором. При этом в раствор добавлялась негашеная известь, которая, разлагаясь, вызывала трещиноватость по швам. Такая модель позволяет ликвидировать недостатки предыдущих способов и дает более достоверные данные.

Первый способ является комбинацией способов воспроизведения скального грунта несвязным и связным материалом. Положение и форма ямы размыва определяются на модели с руслом, выполненным из песчано-цементного или песчано-гипсового раствора. Стабилизировавшаяся яма размыва заполняется несвязным материалом, крупность которого выбирается так же, как и при использовании способа оценки размыва скалы по методу «эквивалентной крупности».

Второй способ. Скальный грунт воспроизводится из низкопрочного песчано-цементного материала с искусственно созданной трещиноватостью. Свойства материала подбираются таким образом, чтобы глубина размыва в нем в плоских условиях соответствовала бы глубине размыва в воспроизводимом грунте, определенной по наиболее надежным зависимостям для тех же условий.

Третий способ предусматривает обеспечение подобия макроструктуры скального массива. При этом воспроизводятся его основные характеристики: временное сопротивление сжатию монолита; направление основных трещин и расстояние между ними, сцепление между отдельностями, объемный вес.

Дальнейшие усовершенствования метода автора. В 1966 г. в лаборатории гидротехнических сооружений КазНИИЭ исследовалась плотина на р. Тентек. Плотина практического профиля с напором 12 м и удельным расходом $35 \text{ м}^3/\text{с}$ строится на трещиноватом скальном основании.

В этих опытах было предложено изготовить отдельности скалы в виде кубиков и параллелепипедов, а при укладке связать их слабым цементным раствором. В качестве заменителей природной скалы на модели исполь-

зовались кубики и параллелепипеды из бетона марки «30»÷«50», уложенные на тощем цементном растворе с отношением песка к цементу п:ц=20:1 и 12:1.

Размеры отдельностей были подобраны в соответствии с размерами естественных отдельностей скалы в створе плотины. Кроме того, применялась монолитная песчано-цементная смесь с прочностью $\sigma=3$ кг/см².

Опытами установлено:

Вид заменителя	1	2	3
Наибольшая глубина размыва, м	0,41	0,35	0,32
Время полной стабилизации размыва, ч	16	19	26

Показано, что с увеличением сцепления между отдельностями скалы длительность процесса размыва возрастает, а глубина его уменьшается.

Метод Ц. Е. Мирцхулава [53]. В исследованиях применялись следующие приемы моделирования скалы:

Первый способ — кладка отдельностей, изготовленных из природных сланцевых пород. Отдельности свободно укладывались горизонтальными слоями.

Второй способ — кладка отдельностей, изготовленных из мраморной крошки с добавлением 15% цемента. Отдельности свободно укладывались горизонтальными слоями.

Третий способ — отдельности укладывались горизонтальными слоями на глиноцементном растворе, воспроизводящем сцепление между отдельностями в натуре.

Применялись также и модификации вышеперечисленных приемов, когда отдельности укладывались под углом.

Таким образом, для обеспечения подобия модели натуре необходимо моделировать породные блоки, которые необходимо изготавливать из слабопрочных растворов так, чтобы они могли разрушаться на модели. Далее нужно обеспечить сцепление блоков между собой, для чего можно использовать тощие песчано-цементные смеси. С целью всестороннего изучения характеристик размыва целесообразно применять несколько методов.

В табл. 6 представлены результаты исследований по

Таблица 6. Сопоставление расчетов по предлагаемой зависимости с результатами исследований по моделированию местного размыва в скальных грунтах

Водосливная плотина	Опытные величины								Расчетная t , м
	q , м ³ /с	H , м	b_0 , м	α^0	φ^0	h , м	U_0 , м/с	$U_{доп}$, м/с	t , м
Могилев-Подольская ГЭС [94]	0,2185	0,71	0,065	40	45	0,225	3,37	1,3	0,83
Модель [53]	0,052	0,36	0,022	41	25	0,1	2,4	0,8	0,29
Наглу [25]	80,0	70,0	2,4	30	25	8,0	33,5	10,0	40,0
Наглу [25]	80,0	70,0	2,4	30	25	8,0	33,5	10,0	33,0
Наглу [25]	80,0	70,0	2,4	30	25	8,0	33,5	10,0	31,0
Эль-Мате [25]	40,0	30,0	1,8	20	20	20	22,0	15,0	8,0
Модель [11]	0,133	2,2	0,023	30	45	0,3	5,9	1,3	0,7
Гидроузел на р. Тентек	35,0	12,0	2,5	20	20	2,0	14,0	10,0	10,0

моделированию местного размыва скальных грунтов в нижнем бьефе Могилев-Подольской ГЭС (Г. А. Юдицкий [94]), экспериментальной установки (Ц. Е. Мирцхулава [53]), ГЭС Наглу и Эль-Мате (Ю. П. Воинов, А. М. Прудовский, Л. В. Смирнов [25]), наших опытов на экспериментальной установке [11] и модели водосливной плотины гидроузла на р. Тентек. Сопоставление экспериментальных данных с расчетными дает удовлетворительную сходимость.

Все рассмотренные экспериментальные приемы моделирования объединяет общая цель — полное воспроизвести свойства скального грунта. В том виде, в каком предлагаются в настоящее время, они незначительно отличаются друг от друга. Сравнение с имеющимися натурными материалами показывает, что эти приемы обладают достаточной достоверностью.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Местный размыв за гидротехническими сооружениями представляет собой одну из сложнейших задач инженерной гидравлики. Достоверное прогнозирование параметров местного размыва имеет решающее значение при выборе конструкции сооружения, параметров сбросного расхода и крепления русла в нижнем бьефе. Эксплуатационные характеристики сооружения также во многом зависят от правильного предварительного определения глубины местного размыва.

Изучение процесса местного размыва по данным натурных наблюдений, материалам других исследователей и нашим экспериментам показало наличие качественного различия в размыве несвязных, связных (глинистых) и скальных грунтов. Если размыв несвязного грунта (песка, гравия или гальки) происходит в основном за счет перемещения частиц, то размыв связного, или скального, грунта — за счет разрушения массива этого грунта под ударным воздействием струи на месте, отрыва отдельных частей от массива и переноса измельченных частиц.

В процессе размыва связных и скальных грунтов меняется агрегатное состояние размываемого материала. Если продукты размыва глинистых грунтов в местах отложения вымытого грунта со временем могут преобразоваться в грунт, подобный исходному, то разрушение скальных грунтов — процесс необратимый. Весьма важную роль при этом имеет абразивное истирание и разрушение массива скалы и оторвавшихся отделиностей.

Местный размыв за водосбросными сооружениями представляет собой результат сложного взаимодействия сбросного потока и русла. Предлагаемые методы расчета учитывают характеристики активного воздействия потока (скорость, толщина струи, угол входа, глубина нижнего бьефа) и пассивного сопротивления размываемого материала (допускаемая, неразмывающая скорость, угол внутреннего трения, сцепление между отдельностями и их размеры, коэффициент перегрузки). Учет основных факторов, определяющих размыв, в единой системе уравнений позволяет проводить расчеты по прогнозированию размыва без введения поправочных коэффициентов.

Выполненные теоретические и экспериментальные исследования и полученные расчетные методы дали возможность получить достаточно строгое решение задачи о местном размыве.

ЛИТЕРАТУРА

1. Абелев А. С., Кручинина А. А. Уменьшение размывающего действия потока специальной конструкцией носков водосливных плотин. — Изв. ВНИИГ им. Б. Е. Веденеева, 1954, т. 52.

2. Абрамович Г. Н. Теория турбулентных струй. М.; Л.: Физматгиз, 1960.

3. Акатнов Н. И. Распространение плоской турбулентной струи вдоль твердой гладкой и шероховатой поверхности. — Изв. АН СССР. ОТН. Механика и машиностроение, 1960, № 1.

4. Алиев Б. К., Сакипов З. Б., Ярин Л. П. Экспериментальное исследование закономерностей распространения турбулентных полуграниченных струй, развивающихся вдоль гладкой и трубчатой плоских поверхностей. — В кн.: Проблемы теплоэнергетики и прикладной теплофизики. Алма-Ата: Наука, 1966, вып. 3.

5. Aksoy S. Fluid force acting on a sphere near a solid boundary. — In: XIV-th Congress IAHR. Istanbul, 1973, v. 1.

6. Алтунин С. Т. Результаты полевых исследований русловых процессов у крупного гидроузла. — Труды Института сооружений АН УзССР, 1958, вып. 8.

7. Алтунин В. С. Деформация русел каналов. М.: Колос, 1972.

8. Амиров К. А. Определение глубины местного размыва несвязных грунтов падающей струей. — Вестник АН КазССР, 1969, № 9.

9. Ахмедов Т. Х. Местный размыв скального грунта и его исследования. — Тр. Всесоюзного совещания по гидравлике водозаборных узлов. Тбилиси, 1961, т. 1.

10. Ахмедов Т. Х. Некоторые результаты лабораторных исследований местных размывов заменителей скальных пород. — Изв. АН КазССР. Сер. энергетич., 1961, вып. 1 (19).

11. Ахмедов Т. Х. Лабораторные исследования местного размыва скальных пород. — Труды координационных совещаний по гидротехнике. М.; Л.: ГЭИ, 1963, вып. 7.

12. Ахмедов Т. Х., Вызго М. С., Кадыров А. А. Влияние абразивных явлений на местные размывы за гидротехническими сооружениями и пути защиты сооружений. — Гидротехническое строительство, 1964, № 12.

13. Ахмедов Т. Х. Местный размыв трещиноватой скалы в нижнем бьефе водосливной плотины. — Гидротехническое строительство, 1968, № 9.

14. Ахмедов Т. Х. О роли абразивного истирания скалы при местном размыве по данным натурных исследований. — В кн.: Проблемы гидроэнергетики и водного хозяйства. Алма-Ата: Казахстан, 1970, вып. 7.

15. Ахмедов Т. Х., Пичугина А. А. Исследование растекания не-свободной струи и определение глубины местного размыва. — Вестник АН КазССР, 1970, № 6.

16. Ахмедов Т. Х., Квасов А. И., Пичугина А. А. Определение глубины местного размыва за водосливными плотинами. Деп. ВИНТИ № 2825, 1971.

17. Ахмедов Т. Х. Влияние инженерно-геологических характеристик скального массива на его сопротивляемость размыву. — В кн.: Проблемы гидроэнергетики и водного хозяйства. Алма-Ата: Наука, 1972, вып. 9.

18. Ахмедов Т. Х. Определение глубины местного размыва падающей струей. — Вестник АН КазССР, 1972, № 3.

19. Ахмедов Т. Х., Квасов А. И. Аэрация струи при входе ее под уровень нижнего бьефа. — В кн.: Проблемы гидроэнергетики и водного хозяйства. Алма-Ата: Наука, 1972, вып. 9.

20. Ахмедов Т. Х. Размыв скального грунта под воздействием турбулентного руслового потока. Деп. ВИНТИ № 276, 1975.

21. Ахмедов Т. Х., Квасов А. И. Приложение теории струй к расчету местного размыва, образованного свободноотброшенной струей. — В кн.: Проблемы гидроэнергетики и водного хозяйства. Алма-Ата: Наука, 1975, вып. 12.

22. Akhmedov T. Kh., Zvorikin K. A., Kouznetsov N. V. Scour of rock bed below overflow dam with sky-jump bucket. — In: XVI-th Congress IAHN. Sao — Paulo, 1975, v. 2.

23. Вовкушевский В. И. Причины и формы повреждений сооружений Большого Карагандинского водохранилища. — Гидротехническое строительство, 1947, № 6.

24. Временные указания по расчету размыва скального русла за водосливными плотинами с носком-трамплином. ВСН — 07—65. М.: Энергия, 1966.

25. Войнов Ю. П., Прудовский А. М., Смирнов Л. В. Пульсация давления на границе потока под свободнопадающей струей. — Тр. координационных совещаний по гидротехнике. Л.: Энергия, 1969, вып. 52.

26. Вызго М. С. Эксплуатационные мероприятия, прогнозы и способы уменьшения местных размывов за гидротехническими сооружениями. Ташкент: Фан, 1966.

27. Галактионов В. Д. Об устойчивости откосов портальной стенки Асуанской ГЭС. — Тр. Гидропроекта им. С. Я. Жука. М.; Л.: Энергия, 1966, т. 14.

28. Гончаров В. Н. Основы динамики русловых потоков. М.; Л.: Гидрометеиздат, 1954.

29. Гришин М. М. Гидротехнические сооружения. М.: Госстройиздат, 1962.

30. Гунько Ф. Г., Складнев М. Ф., Лятхер В. М. Основные на-

правления и результаты гидравлических исследований водосбросных сооружений высоконапорных гидроузлов. — Тр. координационных совещаний по гидротехнике. Л., Энергия, 1969, вып. 52, с. 3.

31. Гуреев А. М. Об инженерно-геологической характеристике скального основания при оценке его устойчивости в отношении размыва высокоскоростным потоком. — Там же, с. 552.

32. Евдокимов П. Д., Фрадкин Л. П. К вопросу о механике сопротивления сдвигу скальных пород по трещинам. — Гидротехническое строительство, 1971, № 9.

33. Жордания Т. Г. Влажность как один из основных факторов, определяющих размываемость связных грунтов. — Тр. ГрузНИИГИМ. Тбилиси, 1957, вып. 18—19.

34. Зегжда А. Н. Гидравлические потери на трение в трубопроводах и каналах. М.: Госстройиздат, 1957.

35. Исаченко Н. Б., Швайнштейн А. М. Сопоставление некоторых результатов исследований, проведенных на моделях двух масштабов. — Изв. ВНИИГ им. Б. Е. Веденеева, 1972, т. 98.

36. Каменев И. А. Расчет глубины размыва русла за консольным перепадом. — В кн.: Водные пути и гидравлика. Л., 1969.

37. Квасов А. И. Определение размеров местного размыва свободноотброшенной струей. — В кн.: Проблемы гидроэнергетики и водного хозяйства. Алма-Ата: Наука, 1972, вып. 9.

38. Кирпичев А. С., Ляпин В. М. Натурные исследования местных размывов скального русла в нижнем бьефе водосливной плотины Красноярской ГЭС. — Тр. координационных совещаний по гидротехнике. Л.: Энергия, 1969, вып. 52.

39. Киселев П. Г. Справочник по гидравлическим расчетам. М.: ГЭИ, 1957.

40. Cola R. Energy dissipation of a high-velocity vertical jet entering a basin. — In: XI-th Congress IANR. Leningrad, 1965, v. 1.

41. Количко А. П. Трещиноватость горных пород Токтогульского гидроузла и ее влияние на инженерно-геологические условия строительства. Автореф. дис.... канд. геол.-мин. наук. М.: ЦНИИПС, 1968.

42. Кумин Д. И. О влиянии пульсации скорости на размывающую способность потока. — Изв. ВНИИГ им. Б. Е. Веденеева, 1954, т. 52.

43. Cunha L. V., Lencastre A. La dissipation de l'energie dans un evacuateur en savt de ski observation de l'erosion. — In: XI-th Congress IANR. Leningrad, 1965, v. 1.

44. Лаптурев Н. В. Местный размыв и понижение дна нижних бьефов водозаборных узлов и сбросных сооружений. — В кн.: Работа нижних бьефов гидротехнических сооружений. М.: Колос, 1969.

45. Леви И. И. О местном размыве русла за сооружениями. — Гидротехническое строительство, 1956, № 1.

46. Линк Х. Расчет устойчивости плотин на сдвиг по основанию. — Экспресс-информация. Сер. «Гидроэнергетика», 1967, № 27, реф. 103.

47. Ляховский Д. Н. Аэродинамика струйных и факельных процессов. — В кн.: Теплопередача и аэродинамика. М.: Машгиз, 1949, вып. 12.

48. Лятхер В. М. Турбулентность в гидросооружениях. М.: Энергия, 1968.

49. *Маслов Н. Н.* Условия устойчивости склонов и откосов в гидроэнергетическом строительстве. М.; Л.: ГЭИ, 1955, с. 159.
50. *Маслов Н. Н.* Современные аспекты механики грунтов в практике инженерно-геологических исследований. — Тр. Гидропроекта им. С. Я. Жука. М., 1974, вып. 36.
51. *Мирцхулава Ц. Е.* Размыв русел и методика оценки их устойчивости. М.: Колос, 1967.
52. *Мирцхулава Ц. Е., Долидзе И. В.* Прогнозирование глубины местного размыва с учетом фактора времени. — Гидротехническое строительство, 1968, № 7.
53. *Мирцхулава Ц. Е.* Определение глубины размыва падающей струей. — В кн.: Работа нижних бьефов гидротехнических сооружений. М.: Колос, 1969.
54. *Михалев М. А.* Определение глубины размыва скального основания падающей струей. — Гидротехническое строительство, 1960, № 9.
55. *Михалев М. А.* Гидравлический расчет потоков с водоворотом. Л.: Энергия, 1971.
56. *Михалев М. А.* К вопросу о кинематической структуре потока при сопряжении бьефов по типу отброшенной струи. — Тр. координационных совещаний по гидротехнике. Л.: Энергия, 1963, вып. VII.
57. *Мостков М. А.* Очерк теории руслового потока. М.: Изд-во АН СССР, 1959.
58. *Морлье Р.* Влияние увлажнения на прочность горных пород. — Экспресс-информация. Сер. «Гидроэнергетика», 1971, № 4, реф. 12.
59. *Нейл Д.* Механика скального массива в инженерной практике. — Там же, 1965, № 13, реф. 49; 1970, № 19, реф. 69; 1970, № 28, реф. 106.
60. *Никитин И. К.* Турбулентный русловой поток и процессы в придонной области. Киев: Изд-во АН УССР, 1963.
61. *Патрашев А. Н.* Определение максимальной глубины местного размыва грунта, производимого ниспадающей струей. — Изв. ВНИИГ им. Б. Е. Веденеева, 1937, т. 14.
62. *Плетнева Е. В.* Местный размыв в несвязном грунте при воздействии свободнопадающей вертикальной струи. — Тр. координационных совещаний по гидротехнике. М.; Л.: ГЭИ, 1963, вып. 7.
63. *Попова К. С.* Исследование кинематической структуры потока на рисберме и в яме размыва за плотинами на несвязных грунтах. — Изв. ВНИИГ им. Б. Е. Веденеева, 1970, т. 94.
64. *Полынов Б. Б.* Кора выветривания. М.: Изд-во АН СССР, 1934, т. 1.
65. *Поплавский В. В.* О размыве скалы в нижнем бьефе водосливной плотины. — Тр. Института сооружений АН УзССР, 1949, вып. 1.
66. *Протоdjяконов М. М.* Трещиноватость и прочность горных пород в массиве. М.: Наука, 1964.
67. *Прочухан Д. П., Фрид С. А., Доманский Л. К.* Скальные основания гидротехнических сооружений. М.: Стройиздат, 1971.
68. *Ребок Т.* Предохранение флютбетов плотин от вредных размывов. М.: Изд-во МВТУ им. Н. Э. Баумана, 1929.
69. *Рац М. В.* Трещиноватость песчаников селетинской терригенно-флишевой формации. — Тр. Гидропроекта им. С. Я. Жука. М.: ГЭИ, 1963, вып. 9.

70. *Россинский К. И.* Местный размыв речного дна в нижних бьефах крупных гидротехнических сооружений. — В кн.: Проблемы регулирования речного стока. М.: Изд-во АН СССР, 1956, вып. 6.

71. *Рубинштейн Г. Л.* Лабораторные исследования местного разрушения скалы в нижних бьефах высоких водосливных плотин. — Тр. координационных совещаний по гидротехнике. М.: ГЭИ, 1963, вып. 7.

72. *Саваренский А. Д.* Гасители энергии и крепление русел за плотинами. М.; Л.: Госстройиздат, 1938.

73. *Севастьянов В. И., Прудовский А. М.* Водопропускные устройства гидроузлов. — Гидротехническое строительство, 1970, № 1.

74. *Студеничников Б. И.* Размывающая способность потока и методы русловых расчетов. М.: Госстройиздат, 1964.

75. *Складнев М. Ф., Гунько Ф. Г., Рубинштейн Г. Л.* Основные вопросы гидравлики высоконапорных водосбросных сооружений. — Тр. координационных совещаний по гидротехнике. М.: Энергия, 1969.

76. *Слисский С. М.* Гидравлика зданий гидроэлектростанций. М.: Энергия, 1970.

77. *Смольянинов Н. Т.* О местном размыве в нижнем бьефе сооружений. — Гидротехническое строительство, 1955, № 8.

78. *Соловьева А. Г.* О размыве русел струей, сбрасываемой трамплином. — Изв. ВНИИГ им. Б. Е. Веденеева, 1961, т. 68.

79. *Ткачук Э. П.* Корреляционные зависимости между показателями свойств скальных пород района Капчагайской ГЭС. — Тр. Гидропроекта им. С. Я. Жука. М.; Л.: Энергия, 1966, вып. 14.

80. *Терцаги К.* Строительная механика грунта. М.; Л.: Госстройиздат, 1955.

81. *Токарев И. И.* Опыт строительства плотины на выветренных скальных грунтах. — Гидротехническое строительство, 1952, № 10.

82. *Труды* координационных совещаний по гидротехнике. М.; Л.: ГЭИ, 1963, вып. 7.

83. *Труды* координационных совещаний по гидротехнике. Л.: Энергия, 1969, вып. 52.

84. *Указания* по определению допускаемых (неразмывающих) скоростей водного потока для различных грунтов и облицовок. М.: Госземводхоз СССР, 1965.

85. *Фидман Б. А.* Об экспериментальном установлении предельных неразмывающих скоростей. — Изв. АН СССР. ОТН, 1954, № 2.

86. *Хапаева А. К.* Модельные исследования размывов русла в нижнем бьефе гидроузла и сопоставление их с данными натурных наблюдений. — В кн.: Работа нижних бьефов гидротехнических сооружений. М.: Колос, 1969.

87. *Хинце И. О.* Турбулентность. М.: Физматгиз, 1963.

88. *Shimemi E.* Sulla relazione che internal fragli scavi osservati nelle opere idrauliche originalli e nei modelli. — Energia elettrica, 1939, N 11.

89. *Цитович П. А.* Механика грунтов. М.: Госстройиздат, 1951.

90. *Шнейдер Б.* Новые способы исследования скальных массивов. — Экспресс-информация. Сер. «Гидроэнергетика», 1967, № 40, реф. 145.

91. *Шлихтинг Г.* Теория пограничного слоя. М.: ИЛ, 1956.

92. *Etchevery B. A.* Irrigation Practice and Engeneering. New York, 1920, v. 2.

93. *Engez Necati*. Betrachtungen uber die Hochwasser uberfalle in Bauart Sprungschanze bei der neuen Elmali Tallsperre. — Die Bautechnik, 1959, N 10.

94. *Юдицкий Г. А., Сиволожская М. Н.* Экспериментальное прогнозирование размыва скальных русел за водосбросами с использованием упрощенных моделей скалы. — Изв. ВНИИГ им. Б. Е. Веденеева, 1975, т. 101.

95. *Руководство по полевым исследованиям сопротивления скальных гидросооружений сдвигу*. П 01—75. Л.: Энергия, 1973.

96. *Charng-Ning Chen, Carstens*. Mechanic of removal of a spherical particle from a flat bed. — In: XV-th Congress IAHR. Istanbul, 1973, v. 1.

97. *Reeve L. N.* Erosion below Conovingo dam proves to model tests. — ENR, 1932, v. 108.

98. *Allen I.* Scale models in hydraulic engineering. London, 1947.

99. *Sigalla S.* Measurements of a Skin Friction a Plane Turbulent Wall Jet. — J. Roy. Aeron. Soc., 1958, Dec.

100. *Beltaos S., Rajaratnam N.* Plane Turbulent impinging Jets. — J. of hydraulic research, 1973, v. 11, N 1.

101. *Schoklisch A.* Kolkbildung unter Überfallstralen. — Die Wasserwirtschaft, 1932, N 24, Aug.

Тимур Халимович Ахмедов

РАЗМЫВ СКАЛЬНОГО РУСЛА

Утверждено к печати Ученым советом Казахского научно-исследовательского института энергетики Министерства энергетики и электрификации СССР

Рецензенты: доктора технических наук *Ш. А. Ершин, А. И. Арыкова*

Зав. редакцией *Н. Д. Жукова*. Редактор *Г. И. Патлина*. Худож. редактор *А. Б. Мальцев*. Оформление художника *Л. И. Матвеева*.

Техн. редактор *В. К. Горякина*. Корректор *Л. Л. Михайлова*.

ИБ № 1049

Сдано в набор 4.12.81. Подписано в печать 11.02.82. УГ07015.
Формат бумаги 84×108¹/₃₂. Типографская № 1. Литературная гарнитура. Высокая печать. Усл. п. л. 5,7. Уч.-изд. л. 5,4. Тираж 500.
Заказ 236. Цена 90 коп.

Издательство «Наука» Казахской ССР.

Типография издательства «Наука» Казахской ССР.

Адрес издательства и типографии: 480021, г. Алма-Ата, Шевченко, 28.