

Министерство образования и науки Украины  
Государственное высшее учебное заведение  
"Национальный горный университет"



**Е.А. Кириченко, В.Е. Кириченко, В.В. Евтеев**

**ТЕОРИЯ И АЛГОРИТМЫ РАСЧЕТА  
СНАРЯДНОГО ТЕЧЕНИЯ В ЭРЛИФТЕ**

*Монография*

Днепропетровск  
НГУ  
2013

УДК 621.695:622  
ББК 39.79  
К 43

*Рекомендовано вченою радою Державного вищого  
навчального закладу "Національний гірничий університет"  
(протокол № 2 від 19 лютого 2013 року)*

*Рецензенти:*

*Б.В. Виноградов*, доктор технічних наук, професор (Державний ВНЗ „Український державний хіміко-технологічний університет”);

*В.П. Надутий*, доктор технічних наук, професор (Інститут геотехнічної механіки ім. М.С. Полякова НАН України).

**Кириченко, Е.А.**

К 43 Теория и алгоритмы расчета снарядного течения в эрлифте [Текст]: моногр. / Е.А. Кириченко, В.Е. Кириченко, В.В. Евтеев. – Д.: Национальный горный университет, 2013. – 263 с.

ISBN 978 - 966 - 350 - 398 - 1

Изложены теоретические основы эрлифтного гидроподъема твердого материала с больших глубин. Экспериментально установлена область нарушения устойчивого подъема твердой фазы в восходящем снарядном потоке. Разработаны численно-аналитическая модель квазистационарного снарядного течения и метод расчета промышленных морских эрлифтов, учитывающий особенности движения крупных тяжелых частиц и морфологию снарядной структуры течения. Разработаны способы и технические средства, обеспечивающие эксплуатацию эрлифтных гидроподъемов с наиболее высокими технико-экономическими показателями. Новизна и фундаментальный характер исследований подтверждены научными открытиями и патентами разных стран.

Предназначена для научных работников, преподавателей и аспирантов, а также инженерно-технических работников, специализирующихся в области морского горного дела.

УДК 621.695:622  
ББК 39.79

© Є.О. Кириченко, В.Є. Кириченко,  
В.В. Євтєєв, 2013

ISBN 978 - 966 - 350 - 398 - 1

© Державний ВНЗ „Національний  
гірничий університет”, 2013

## ОГЛАВЛЕНИЕ

	стр.
ПРЕДИСЛОВИЕ .....	4
<b>1 ГЛУБОКОВОДНЫЕ ГИДРОТРАНСПОРТНЫЕ СИСТЕМЫ В МОРСКОМ ГОРНОМ ДЕЛЕ</b> .....	<b>7</b>
1.1 Современные технологии и технические средства подъема твердых полезных ископаемых при глубоководной разработке месторождений .....	7
1.2 Анализ аналитических моделей и эмпирических подходов к расчету многофазных течений .....	13
1.3 Методы расчета эрлифтных установок и тенденции их совершенствования .....	27
<b>2 ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПАРАМЕТРОВ ВОСХОДЯЩЕГО СНАРЯДНОГО ПОТОКА</b> .....	<b>64</b>
2.1 Описание экспериментального стенда, измерительной аппаратуры и программа исследований .....	64
2.2 Методика экспериментальных исследований движения твердых частиц в вертикальном многофазном потоке .....	69
2.3 Экспериментальные исследования параметров снарядного потока .....	73
2.4 Обобщение результатов экспериментальных исследований .....	75
<b>3 ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА ТРАНСПОРТИРОВАНИЯ ТВЕРДОГО МАТЕРИАЛА ВОСХОДЯЩИМ СНАРЯДНЫМ ПОТОКОМ</b> .....	<b>85</b>
3.1 Математическое описание движения твердой частицы в безграничной континуальной среде .....	85
3.2 Классификация типов движения твердой частицы в восходящем потоке .....	90
3.3 Разработка математического описания процесса подъема твердой частицы газовыми снарядами и жидкостными пробками .....	98
3.4 Решение модельной задачи о транспортировании твердого материала в вертикальном снарядном потоке .....	102
3.5 Сравнение результатов теоретических и экспериментальных исследований движения твердых частиц при снарядной структуре течения .....	106
<b>4 РАЗРАБОТКА МЕТОДА РАСЧЕТА КВАЗИСТАЦИОНАРНЫХ РАБОЧИХ РЕЖИМОВ В ГЛУБОКОВОДНОМ ЭРЛИФТНОМ ГИДРОПОДЪЕМЕ ТВЕРДОГО МАТЕРИАЛА</b> .....	<b>114</b>
4.1 Модель процесса течения двухфазной смеси в подводящем трубопроводе .....	114
4.2 Модель и алгоритмы расчета квазистационарных процессов в трехфазном потоке подъемного трубопровода морского эрлифта .....	119
4.3 Модель питающей пневматической системы .....	136
4.4 Укрупненный алгоритм метода расчета глубоководного эрлифтного гидроподъема твердого материала .....	143
<b>5 ИССЛЕДОВАНИЯ КВАЗИСТАЦИОНАРНЫХ РЕЖИМОВ РАБОТЫ ГЛУБОКОВОДНЫХ ЭРЛИФТОВ</b> .....	<b>151</b>
5.1 Исследование рабочих режимов морских эрлифтов с постоянным диаметром транспортного трубопровода .....	151
5.1.1 Характерные случаи движения частиц в снарядном потоке подъемного трубопровода .....	151
5.1.2 Исследование влияния специфики транспортирования крупных тяжелых частиц на энергетические параметры гидроподъема .....	157
5.2 Исследование режимов работы морских эрлифтов со ступенчатой конструкцией подъемного трубопровода .....	164
5.2.1 Разработка метода и алгоритма расчета эрлифтного гидроподъема со ступенчатой формой подъемного трубопровода .....	164
5.2.2 Определение конструктивных, расходных и энергетических параметров глубоководного эрлифта .....	174
<b>6 ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ И ТЕХНИЧЕСКИЕ РЕШЕНИЯ ДЛЯ ОБЕСПЕЧЕНИЯ УСТОЙЧИВОГО ПОДЪЕМА ТВЕРДОГО МАТЕРИАЛА В ЭРЛИФТАХ</b> .....	<b>180</b>
<b>7 РАЗРАБОТКИ ПРИКЛАДНОГО ХАРАКТЕРА В СМЕЖНЫХ ОБЛАСТЯХ ДОБЫЧИ МОРСКИХ ЭНЕРГОНОСИТЕЛЕЙ</b> .....	<b>215</b>
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ .....	249

## ПРЕДИСЛОВИЕ

XXI век ставит перед человечеством ряд острейших проблем, одной из которых является стремительное сокращение запасов минерального сырья в условиях континентальных месторождений. В плане решения этой проблемы освоение минерального потенциала Мирового океана не имеет альтернативы, а процесс замещения некоторых дефицитных ресурсов суши – морскими сегодня становится на реальную экономическую основу. В предлагаемой читателю книге рассмотрен ряд вопросов, связанных с разработкой месторождений полиметаллических конкреций, залегающих на глубинах 3...7 км и представляющих первостепенный интерес в плане добычи широкого спектра цветных металлов.

Разработка россыпных месторождений базируется на функционировании судовых горно-морских предприятий, обеспечивающих добычу твердого материала на дне (операции донного блока), транспортирование добытого материала на базовое плавсредство (гидроподъем), первичное обогащение сырья на судне, сброс хвостов, перегрузка материала на суда-рудовозы и транспортирование его на сушу для металлургического передела.

Авторы монографии проводят систематические исследования в новой области горного дела (морское горное дело) более 30 лет и специализируются на одной из основных технологических операций – гидроподъеме минерального сырья сквозь толщу морской воды на судно носитель. На данном этапе развития морской горной техники, специалистами отдается предпочтение глубоководным эрлифтным гидроподъемам (ГЭГ) благодаря повышенным показателям надежности установок в сложных условиях больших глубин. К основным недостаткам эрлифтного способа необходимо отнести высокую энергоемкость установок, принципиальную нестационарность рабочих процессов, большую длительность переходных режимов, а также снижение производительности гидроподъемов с увеличением угла наклона транспортного трубопровода. Следует отметить, что транспортный трубопровод помимо выполнения основной функции является также несущей конструкцией для всего подводного оборудования и ответственен за безопасность и надежность добычного комплекса в целом.

Проводимые геолого-разведывательные работы планируется закончить к 2015 г, после чего последует этап непосредственно связанный с экспериментальной добычей конкреций. Это требует создание уникальных машиностроительных конструкций, не имеющих аналогов в традиционном горном деле. В этой связи на сегодняшний день наиболее актуальной является задача совершенствования расчетных методов.

В большинстве известных методов расчета параметров эрлифтов главным фактором является обеспечение эффективного транспортирования именно жидкости (нефтяная промышленность, шахтный водоотлив). Однако для морского горного дела в первую очередь представляет интерес, непосредственно поднятый твердый материал. Поэтому в морском горном деле целесообразно говорить о разработке теории эрлифта для транспортирования твердого материала, что влечет за собой необходимость переосмысления некоторых установившихся стереотипов.

В опубликованных ранее трех монографиях (опубликованы на сайте [www.hydrotransport.inf.ua](http://www.hydrotransport.inf.ua)) одного научного коллектива, посвященных данному направлению, рассмотрены следующие вопросы:

– выполнены экспериментальные исследования аэрогидродинамических коэффициентов элементов трубного става и параметров аэрогидроупругих колебаний (вихревое возбуждение, галопирование, изгибно-крутильный и классический флаттер);

– теоретически исследованы напряженно-деформированное состояние трубного става и его форма под действием внешних квазистатических и динамических нагрузок (продольные, поперечные и крутильные колебания); выполнена экспериментальная проверка теоретических результатов в морских условиях;

– проведено комплексное исследование режимов работы ГЭГ с учетом влияния параметров питающей пневматической системы;

– разработана блочно-иерархическая структура проектирования, в рамках которой определены рациональные конструктивные, расходные и энергетические параметры ГЭГ в сопряженной постановке, путем комплексного моделирования механических и гидромеханических процессов в транспортном трубопроводе, нагруженном внутренним и внешним потоками жидкости;

– исследованы закономерности распространения волн давления при различных структурах течения многофазной смеси в подъемном трубопроводе ГЭГ и управляющих воздействий в элементах гидроподъема; установленная закономерность распространения звуковых волн в восходящем многофазном потоке при дисперсной структуре течения признана экспертизой Международной академии авторов научных открытий и изобретений (РФ, г. Москва) Научным открытием (Дипломом № 449);

– предложена стратегия, общие принципы построения АСУТП горно-морских добычных комплексов с учетом влияния параметров технологических процессов в элементах оборудования донного блока;

– разработаны экономико-математическую модель и метод определения стоимостных показателей судового добычного комплекса, которые могут быть полезны для определения экономической целесообразности инвестирования капиталовложений в морское горное дело;

– разработаны методические средства и проблемно ориентированные пакеты прикладных программ по расчету рабочих режимов ГЭГ и выбору их конструктивных параметров.

Пользуясь случаем благодарим читателей за критические замечания и пожелания в адрес упомянутых монографий. Судя по отзывам, разработка конечного программного продукта явилась хорошим стимулом для активизации практической деятельности научных работников специализирующихся в данной области.

Таким образом, авторы монографии вплотную приблизились к проектированию гидроподъемов в составе горно-морских добычных комплексов. Тем не менее, поступающая информация о ряде серьезных аварий на действующих экспериментальных гидроподъемах, вызванных забуркой транспортного трубопровода, заставила авторов вернуться к вопросам совершенствования теоретической базы, т.к. не один из учитываемых факторов при правильной организации и проведении работ не может приводить к таким последствиям. Данный факт заставил авторов более глубоко рассмотреть механизм транспортирования твердого материала при различных структурах течения трехфазной смеси в подъемном трубопроводе ГЭГ. Была высказана гипотеза о том, что потеря транспортирующей способности потока связана с морфологическими особенностями снарядной структуры течения. Эта гипотеза нашла свое экспериментальное подтверждение и сфокусировала дальнейшие исследования именно на снарядной структуре течения, чему и посвящается данная книга.

Как показали исследования, твердые частицы при пузырьковой структуре течения переносятся за счет высокой плотности смеси, а в случаях дисперсной и кольцевой структур устойчивый подъем частиц обеспечивается высокими скоростями потока. Следовательно, снижение транспортирующей способности потока происходит именно на участке снарядной структуры. Новизна,

фундаментальный характер и достоверность полученных результатов подтверждены экспертизой Международной академии авторов научных открытий и изобретений (РФ, г. Москва), что засвидетельствовано Дипломом № 413 от 21 мая 2011 г. на Научное открытие «Явление нарушения подъема частиц твердой фазы восходящим газожидкостным эрлифтным потоком в виде газовых снарядов и жидкостных промежутков между ними». Указанные научные открытия являются первыми в области морского горного дела в мировой практике.

В настоящее время повышение точности расчетных методов напрямую зависит от повышения степени универсальности используемых математических моделей за счет увеличения количества учитываемых определяющих факторов. Одним из таких факторов является механизм транспортирования твердых частиц газовыми снарядами и жидкостными пробками с учетом изменения морфологии снарядного потока. Корректное описание процесса транспортирования крупных частиц при снарядной структуре течения выходит за пределы возможностей стационарных моделей многофазных потоков. Поэтому на сегодняшний день исследования эрлифтных процессов в рамках квазистационарных моделей, по мнению авторов монографии, является «золотой серединой» между моделированием нестационарных процессов в реальных установках и возможностями расчетных методов.

Таким образом, изложенные в первых трех монографиях исследования, дополненные приведенным в данной книге материалом, является достаточной теоретической основой для проектирования глубоководных эрлифтов в составе судовых добычных комплексов.

Теоретические разработки доведены до программной реализации. Программа написана на языке C++ с использованием нескольких кросс-платформенных математических библиотек. Графический интерфейс построен на основе свободно распространяемой версии фреймворка Qt 4.x. Для работы с многомерными массивами использовалась библиотека Armadillo, распространяемая по лицензии GNU LGPL. За счет интеграции Armadillo с пакетом MKL была достигнута высокая производительность расчетов.

В заключительных разделах монографии описаны новые технологические и технические решения, обеспечивающие устойчивое транспортирование твердых полезных ископаемых в транспортном трубопроводе морского эрлифта. Также освещены решения некоторых актуальных задач в нефте- и газодобывающей промышленности. Оригинальность рассмотренных в рамках монографии технических разработок подтверждена многочисленными патентами разных стран.

Авторы монографии выражают огромную благодарность:

– профессору кафедры аэрогидромеханики, кандидату технических наук Днепропетровского Национального университета Давидсону В.Е. за колоссальную работу по анализу и систематизации наиболее значимых методов расчета параметров эрлифтных установок, а также за оригинальные научные идеи развития теории снарядного течения и планирования эксперимента;

– заведующему кафедрой математического моделирования Днепропетровского Национального университета, кандидату технических наук, доценту Ламзюку В.Д. за предложенный креативный подход при разработке аналитического аппарата исследований и непосредственное участие в его реализации.

– заведующей патентно-лицензионного отдела Государственного ВУЗ «Национальный горный университет», Филоновой Е.А., высокому профессионалу своего дела, творческому и неравнодушному человеку, бескорыстно отдающему свои опыт и знания многим поколениям ученых университета, за личный вклад в патентование наиболее перспективных изобретений авторов монографии в Украине и за рубежом.

# 1 ГЛУБОКОВОДНЫЕ ГИДРОТРАНСПОРТНЫЕ СИСТЕМЫ В МОРСКОМ ГОРНОМ ДЕЛЕ

## 1.1 Современные технологии и технические средства подъема твердых полезных ископаемых при глубоководной разработке месторождений

Наращивание объемов промышленного производства во второй половине XX века сопровождалось увеличением масштабов добычи полезных ископаемых. В третьем тысячелетии с учетом глобального роста численности населения на планете потребность в полезных ископаемых, как основе производства материальных благ, будет возрастать. Наряду с этим при создании современной высокотехнологичной продукции требуется использование широкого спектра разнообразных компонентов сырьевой базы.

Освоение залежей твердых полезных ископаемых в настоящее время ведется по традиционным технологиям подземной и открытой разработок, приводящим к сокращению сосредоточенных на континентах невозобновимых природных ресурсов. По оценочным расчетам запасы металлов в рудных залежах Мирового океана на два порядка выше, чем в недрах континентов [1], что представляет интерес для долгосрочного обеспечения промышленности никелем, кобальтом и др. цветными металлами. Таким образом, в горнодобывающей отрасли неизбежно приближается период широкомасштабного промышленного освоения подводных месторождений минерального сырья. На Украине эта тенденция проявляется в повышении интереса к ресурсам Азово-Черноморского бассейна.

Основные рудные месторождения Мирового океана представлены расположенными на глубинах от 3000 до 7000 м залежами полиметаллических конкреций, содержащих медь, никель, кобальт, марганец и др. элементы с плотностью их распределения по поверхности дна около  $30 \text{ кг/м}^2$  [1].

Согласно документам Международного органа ООН по морскому дну в период с 2014 по 2015 гг. планируется завершение основных геологических исследований подводных месторождений Мирового океана. Дальнейшая стратегия развития предусматривает экспериментальную добычу конкреций [2, 3].

Украинскими специалистами осуществляются обобщения известных данных геологических, минерально-геохимических, литологических и других исследований отдельных перспективных для промышленного освоения полей конкреций. Кроме того, в ближайшей перспективе возможно привлечение украинских специалистов к ряду международных проектов [3]. Поэтому в настоящее время ставится задача разработки способов и средств, обеспечивающих эффективную добычу сосредоточенных на больших глубинах твердых полезных ископаемых (ТПИ).

С увеличением глубины расположения подводного месторождения эффективность его разработки в значительной степени зависит от выбранного способа организации подъема горной массы на поверхность водного бассейна [2].

Для подъема минерального сырья при подводной разработке залежей ТПИ могут быть применены канатно-черпаковые установки, а также

эжекторные, насосные и эрлифтные системы гидроподъема [1–13]. К наиболее значительным работам по опытной добыче полиметаллических конкреций (ПМК) следует отнести реализацию в XX веке следующих проектов.

В Японии осуществлялась экспериментальная разработка подводных месторождений с глубины до 4000 м [1]. Добычный комплекс был создан на базе корабля Чайода-мару № 2 и предусматривал применение канатно-ковшового аппарата сбора CLB. Система подъема горной массы включала 170 ковшей, прикрепленных к полипропиленовому тросу диаметром 0,04 м и длиной 10800 м, а также две лебедки с мощностями по 30 кВт каждая. К перспективам развития данного проекта было отнесено достижение производительности комплекса по минеральному сырью до 500 т/сутки и максимальной глубины разработки 5400 м с использованием корабля «Кус-Кис-мару № 2» [1].

Черпаковая система подъема горной массы характеризуется низкой производительностью и сложностью поддержания бесперебойной работы черпакового конвейера в условиях сильных подводных течений. Это не удовлетворяет требованию обеспечения высокой производительности оборудования морских горнодобывающих комплексов, необходимой для рентабельности подводной разработки в условиях Мирового океана [2].

Установка эжекторного принципа действия была выбрана в Японии для подъема залегающего на шельфе гравия с глубины до 100 м [14]. Разработанная на Украине экологически щадящая технология добычи строительных песков и других полезных ископаемых россыпных месторождений в прибрежной зоне Азово-Черноморского бассейна также предусматривает применение добычного оборудования с эжекторным принципом действия [15–18].

В эжекторных установках транспортирование горной массы осуществляется потоком воды. Основным преимуществом эжекторного гидроподъема является расположение основного электромеханического оборудования на поверхности водного бассейна, что обуславливает хорошие условия для поддержания его работоспособности. Однако низкие концентрации транспортируемого материала в образуемом потоке пульпы (жидкость с твердыми частицами) обуславливают высокую энергоемкость данного гидроподъема даже при обеспечении рациональных параметров установок. Поэтому к.п.д. системы эжекторного гидроподъема минерального сырья при разработке подводных месторождений ТПИ не превышает 8 % [1], что не позволяет считать гидроподъем эжекторного типа перспективным вариантом организации доставки минерального сырья до надводной части морского горнодобывающего комплекса.

Фирмой Дипси Венчерс с использованием созданного на основе сухогруза носителя комплекса – корабля Дипси Майнер 1 проведены работы по добыче твердых полезных ископаемых на глубинах до 1000 м. Проектом предусматривалось использование буксируемого аппарата сбора гидравлического принципа действия совместно с эрлифтным вариантом подъема. Транспортный трубопровод состоял из секций, выполненных из стальных труб с толщиной стенки 14 мм и диаметром 244,5 мм. Конструкция транспортного трубопровода предусматривала замковый тип соединения секций. Обеспечение эрлифта сжатым воздухом осуществлялось пятью компрессорами. Каждый компрессор

обеспечивал давление  $105 \text{ кгс/см}^2$  при производительности  $68 \text{ м}^3/\text{ч}$  (по другим данным общая производительность компрессоров составляла  $28,3 \text{ м}^3/\text{ч}$ ). Применение данного оборудования обеспечивало достижение расхода минерального сырья в эрлифте  $10 \dots 60 \text{ т/ч}$ . К проектным перспективам развития было отнесено достижение показателей добычи полиметаллических конкреций до  $25000 \text{ т/неделю}$  и максимальной глубины разработки  $5000 \text{ м}$  [1].

Компанией Дипси Венчерс консорциума ОМИ при использовании корабля Дипси Майнер 2 был реализован проект опытной добычи ТПИ с глубины до  $5200 \text{ м}$ . Добычный комплекс предусматривал применение эрлифтного варианта подъема ПМК совместно с механическим аппаратом сбора буксируемого типа. Корабль Дипси Майнер 2 был оснащен навигационной системой, устройство для сбора ПМК сообщено с подводным трубопроводом эрлифта через резиновый трубопровод, а транспортный трубопровод эрлифта оборудован соответствующей аппаратурой для измерения напряжений. Секции транспортного трубопровода состояли из стальных труб диаметром  $177,8 \dots 298 \text{ мм}$  и длиной  $10,8 \text{ м}$ . Диаметр соединяющего компрессорную станцию и смеситель трубопровода (пневмопровода) составлял  $0,025 \text{ м}$ . Применяемые для питания эрлифта сжатым воздухом компрессора приводились в действие дизельными двигателями с мощностями по  $960 \text{ кВт}$ . Компрессора обеспечивали давление  $260 \text{ кгс/см}^2$  и производительность  $8500 \text{ м}^3/\text{сутки}$ . В условиях общей длины транспортного трубопровода  $4352 \text{ м}$  и глубины погружения смесителя  $2280 \text{ м}$ , производительность по твердому материалу достигала  $70 \text{ т/час}$  при скорости движения пульпы в подводном трубопроводе  $5 \text{ м/с}$  [1, 19].

Фирмой Седко консорциума ОМИ была осуществлена подводная добыча твердых полезных ископаемых с глубины до  $5200 \text{ м}$ . Основное оборудование включало носитель комплекса – буровое судно Седко-445, буксируемый аппарат сбора гидравлического типа действия, а также насосную и эрлифтную установки. Транспортный трубопровод длиной  $5182 \text{ м}$  был выполнен из стальных труб диаметром  $244,5 \text{ мм}$ . Компрессора эрлифтной установки обеспечивали давление  $200 \text{ кгс/см}^2$ , а напор погружных насосов составлял  $250 \text{ м вод. ст.}$  при подаче  $500 \text{ м}^3/\text{час}$ . Комплекс добывал  $1500 \text{ тонн ПМК}$  за  $100 \text{ часов}$  работы [1].

Фирмой Локхид Консорциума ОМКО осуществлена добыча минерального сырья с глубины до  $5500 \text{ м}$ . Для этих работ в качестве носителя комплекса было использовано специализированное судно Гломар Эксплорер. Сбор полезных ископаемых со дна океана осуществлялся механическим самоходным аппаратом сбора, а используемая гидравлическая система подъема полезных ископаемых была реализована в эрлифтном и насосном вариантах. Транспортный трубопровод был выполнен из стальных труб диаметром  $300 \dots 390 \text{ мм}$  шести типоразмеров. Диаметр нагнетательного трубопровода компрессорной станции составлял  $127 \text{ мм}$ , а смеситель эрлифта был расположен на глубине  $1700 \text{ м}$ . Определенное внимание в этом проекте также отводилось поднятию затонувших объектов, поэтому транспортный трубопровод использовался и в качестве штанги для подъема сосредоточенных грузов. Данные относительно производительности комплекса противоречивые и колеблются от нуля до нескольких тысяч тонн [1].

Специалистами компании «Локхид Миссилес» для экспериментальной добычи ТПИ подводных месторождений с больших глубин был выбран насосный вариант гидротранспорта [20].

Насосный гидроподъем имеет ряд преимуществ, обусловленных высокими производительностями и к.п.д. грунтовых насосов, а также возможностью подъема пульп высоких концентраций. Однако быстрый износ рабочих деталей грунтовых насосов вследствие контакта с транспортируемыми абразивными частицами обуславливает необходимость частого технического обслуживания оборудования в сложных условиях больших глубин.

Международная компания «Оушн Майнинг Проджект» осуществила испытание установки для добычи горной массы подводных месторождений. Система для подъема минерального сырья содержала транспортный трубопровод с камерой. В камере предусматривалось размещение сепаратора и центробежного насоса, а расположенный выше камеры участок транспортного трубопровода содержал специальные насосы. Работа центробежного насоса приводила к поступлению в камеру содержащего горную массу потока пульпы, а транспортирование минерального сырья из камеры на поверхность водного бассейна осуществлялось за счет специальных насосов. Максимальная расчетная производительность установки при глубине разработки 6000 м, расположении капсулы на глубине 150 м и диаметре транспортного трубопровода 0,8 м составляла 30 кг/с [21].

Возможен также челночный вариант подъема горной массы подводных залежей автономными погружными модулями [1]. Французской компанией «Шантье де Франс Дюнкерк» рассматривалась экспериментальная подводная добыча полезных ископаемых с глубины до 6000 м. В качестве носителя комплекса была выбрана платформа водоизмещением 140000 т. Для добычи и транспортирования твердого материала до платформы предусматривался автономный самоходный аппарат типа «Вера», обеспечивающий загрузку и подъем 250 т ПМК при собственной массе 12 т [1]. Однако существующий уровень технологий не позволяет достигать требуемой надежности сложной серийной робототехники в условиях больших глубин. Поэтому в настоящее время данный вариант подъема минерального сырья на поверхность водного бассейна специалистами не рассматривается.

В бывшем СССР комплексные разработки в этой сфере проводились Всесоюзным научно-исследовательским и проектным институтом «Океанмаш» Министерства тяжелого машиностроения. Экспериментальная добыча минерального сырья с глубины до 6000 м планировалась на базе носителя комплекса – корабля «Валентин Шашин». Согласно проекту основными элементами подводной части комплекса являлись самоходный аппарат сбора гидравлического принципа действия и система гидроподъема твердого материала, реализованная в эрлифтном и насосном вариантах. Разработанное конструктивное решение предусматривало возможность работы эрлифта на одном и нескольких смесителях, выполнение транспортного трубопровода из стальных труб диаметром 245...350 мм, а также использование в качестве источников сжатого воздуха пяти компрессоров фирмы Sulzer-Burckhardt типа 4B5-1,55. Каждый компрессор должен был обеспечивать давление  $200 \text{ кгс/см}^2$  и

производительность 3000 м<sup>3</sup>/час. Расчетная производительность комплекса составляла 28 т ПМК за час работы [1].

Для разработки морских россыпных месторождений золота, олова и платины с глубин до 50 м в бывшем СССР был выбран эрлифтный гидроподъем [22–24]. Основное электромеханическое оборудование эрлифта располагается на поверхности водного бассейна, что значительно упрощает его техническое обслуживание и сокращает необходимые для этого периоды времени. В результате повышается работоспособность установки. Наряду с этим высокая энергоемкость компрессоров обуславливает низкие значения к.п.д. эрлифтов. Тем не менее, согласно динамике патентования, при выборе оборудования для подъема горной массы на поверхность бассейна морской воды [1–24] предпочтение отдается эрлифтным установкам, что указывает на перспективность их использования в новой области горного дела.

Современный морской горнодобывающий комплекс содержит оборудованное навигационной системой базовое плавающее средство с закрепленным на нем транспортным трубопроводом, расположенные на дне агрегаты сбора самоходного или буксируемого типа, а также подводные технологическую платформу и навигационный модуль. Технологическая платформа присоединена к нижней части транспортного трубопровода, сообщена с подводным навигационным модулем и через соответствующие гибкие трубопроводы с агрегатами сбора. Агрегаты сбора предназначены для сбора, дробления и предварительного отделения ПМК от донных осадков. По гибким трубопроводам осуществляется доставка твердого материала от агрегатов сбора на технологическую платформу, а транспортный трубопровод обеспечивает подъем минерального сырья до базового плавсредства. На технологической платформе находится бункер-дозатор со шнековым питателем, отвечающим за дозированную подачу ТПИ в транспортный трубопровод. На базовом плавсредстве размещены центр оперативного управления оборудованием, автономная электрическая станция, а также комплекс оборудования для первичного обогащения горной массы, сброса хвостов и перегрузки полученного концентрата на транспортные суда-рудовозы. Подводный навигационный модуль служит для исследования ландшафта

Из анализа описанных технологий следует, что наиболее эффективным вариантом организации подъема минерального сырья сквозь толщу воды при подводной разработке месторождений в условиях Мирового океана является транспортирование ТПИ в составе движущейся среды (пульпы или пульповоздушной смеси). Для подводной разработки месторождений полезных ископаемых известны разработанные авторами монографии насосные [26–34] и эрлифтные [35–40] системы, а также различные их комбинации [41–46].

С использованием известных приближенных методик установлены максимумы к.п.д., которые можно достичь при эрлифтном и насосном вариантах гидроподъема. Для одинаковых исходных данных по производительности, глубине разработки и характеристикам ТПИ установлено, что к.п.д. системы с погружными насосными агрегатами достигает 25...30 %. Эрлифтный вариант при изотермическом к.п.д. компрессора  $\eta_k = 60\%$  обеспечивает достижение к.п.д. системы гидроподъема твердого материала 12...14 % [1].

Однако авторы монографии считают, что к.п.д. установок не является абсолютным показателем эффективности гидротранспортной системы, и для выбора варианта гидроподъема предлагают следующие основные критерии [47]:

- надежность работы установок (величина коэффициента готовности);
- к.п.д. установок;
- эффективность алгоритмов управления установками и локальных систем регулирования;
- степень функциональной совместимости со смежными технологическими операциями и адаптации к новым условиям эксплуатации;
- изменение гранулометрического состава твердого материала в процессе транспортирования.

Коэффициент готовности ( $K_G$ ) в абсолютных величинах для различных систем гидроподъема определяется на основании статистических данных за определенный период их эксплуатации. Критерий  $K_G$  для глубоководных гидроподъемов на стадии их проектных целесообразно рассматривать исходя из опыта эксплуатации наиболее близких аналогов, например, шахтных эрлифтных и насосных установок [1].

Результаты расчетов шахтных установок показывают, что для эрлифтной системы гидроподъема  $K_G \approx 1$ , а для насосной  $K_G \approx 0,4$  [1, 48]. Принимая во внимание указанные данные, производительность системы подъема с погружными насосами должна быть не менее чем в 2,5 раза выше по сравнению с эрлифтной системой при условии одинаковой плановой производительности по твердому материалу. Это обуславливает возрастание установленной мощности используемого оборудования при насосном варианте гидроподъема. Данный фактор приводит к увеличению массогабаритов всех элементов, включая и транспортный трубопровод, а соответственно, и энергозатрат на буксировку подводной части комплекса. Кроме того, система подъема значительную часть календарного времени будет работать в режиме монтажа-демонтажа подводного оборудования [1].

Основные результаты исследований насосного варианта гидроподъема отображены в работах [49–53]. В рамках системного подхода на основании разработанных критериев с учетом специфики разработки подводных месторождений Мирового океана и современного уровня техники авторами монографии установлено [47, 49–53]:

1. Насосный и эрлифтный варианты гидроподъема в широком диапазоне изменения глубин разработки месторождений и производительностей являются конкурентоспособными.

2. Для глубин разработки свыше 5300...5600 м на первый план выходит эрлифтный гидроподъем за счет высоких показателей надежности в сложных условиях больших глубин. Тенденция развития эрлифтного варианта заключается в разработке «замкнутых» схем, направленных на купирование пневматической энергии и использование низкотемпературного потенциала глубинных вод, что приводит к существенному увеличению к.п.д. установок.

3. Для глубин до 200...400 м предпочтение отдается насосному гидроподъему, тенденция развития которого состоит в повышении надежности и долговечности установок путем разработки специальных конструкций,

исключающих взаимодействия частиц твердого материала с лопатками рабочих колес насосных агрегатов.

4. В диапазоне средних глубин наиболее целесообразно применение гибридных установок принципиально нового типа, которые сочетают достоинства насосного и эрлифтного вариантов, эффективно используют аккумулированную океаном энергию и отличаются повышенными технико-экономическими показателями.

Таким образом, в настоящее время создание морских добычных комплексов на базе гидравлической системы подъема минерального сырья отличается высокой вероятностью технической реализации. Надежные в эксплуатации эрлифты, по мнению авторов монографии, являются наиболее перспективным вариантом транспортирования добытого материала сквозь толщу воды, несмотря на их высокую энергоёмкость. Снижение энергоёмкости установок может достигаться путем выбора рациональных конструктивных и расходных параметров. Это в свою очередь определяет необходимость повышения точности используемых методов расчета параметров гетерогенных потоков.

## **1.2 Анализ аналитических моделей и эмпирических подходов к расчету многофазных течений**

Многофазные течения имеют место в нефтяной, химической, атомной, горной и других отраслях промышленности, что обуславливает высокий интерес к их изучению. Наиболее распространены два типа двухфазных течений (жидкая и твердая фазы, а также жидкая и газовая фазы). В настоящей монографии основное внимание сконцентрировано на изучении газожидкостных потоков. Гидродинамика двухфазных течений несоизмеримо сложнее гидродинамики однофазной среды и поэтому развитие теории в данной области невозможно без опережающего анализа результатов экспериментальных исследований.

Исследования газожидкостных потоков первоначально выполнялись преимущественно для решения задач нефтяной промышленности.

Основы для разработки теории газожидкостных течений в середине XX века заложили Багдасаров В.Г., Телетов С.Г., Кутателадзе С.С., Костерин С.И., Арманд А.А., Мартинелли, Локкарт, Мак-Адамс и др. Работы этих ученых во многом определили направления развития гидродинамики двухфазных смесей.

Арманд А.А. обобщил результаты экспериментальных исследований, полученных с использованием разнообразных методов определения гидравлических сопротивлений и истинных газосодержаний.

Разработанная Мартинелли методика обработки и обобщения экспериментальных данных для всех структур течения базируется на модели кольцевой структуры и за рубежом является классической. Предложено классифицировать течения по принципу движения каждой фазы.

На основании анализа результатов экспериментальных исследований с визуальным наблюдением течения двухфазной смеси в широком диапазоне изменения газосодержания, Костериным С.И. была осуществлена классификация структур течения.

Развитие теории двухфазных потоков начиналось с простых аналитических моделей, оперирующих осредненными параметрами смеси. Затем были разработаны более сложные методы.

Предложенные Телетовым С.Г. общие уравнения гидродинамики и энергии газожидкостной смеси позволили решать задачи путем интегрирования дифференциальных уравнений движения и разработать критериальные методы обработки экспериментальных данных.

Во второй половине XX века интенсивное развитие техники требовало разработки более точных расчетных методов. Поэтому наряду с дальнейшим развитием экспериментальных исследований происходило совершенствование существующих и поиск новых теоретических подходов и концепций, что привело к возникновению ряда новых направлений в гидродинамике смесей. В этот период решению прикладных задач и расширению основ теоретической базы посвящены работы Аладьева И.Т., Аргунова П.П., Багдасарова В.Г., Коротаева Ю.П., Крылова А.П., Козлова Б.К., Леонтьева А.И., Лутошкина С.Г., Миропольского З.Л., Невструевой Е.И., Петерсона Д.Ф., Стермана Л.С., Рахматулина Х.А., Франкля Ф.И., Фридмана Б.А., Дюнина А.К., Мамаева В.А. и др.

Теоретические исследования Дюнина А.К., Франкля Ф.И. и Телетова С.Г. предусматривают различные осреднения мгновенных величин параметров фаз смеси.

Для замыкания системы уравнений, описывающих движение газожидкостных смесей, Мамаевым В.А. было выведено уравнение баланса турбулентной энергии. Это позволило объяснить возникновение различных структур течения смеси, а также получать более точные результаты решения практических задач.

Широкое распространение для решения прикладных задач в гидродинамике двухфазных смесей получили полуэмпирические методы. При этом эмпирические зависимости используются с целью замыкания исходной системы дифференциальных уравнений. Такие принципы построения моделей применяются в теории пограничного слоя, а также были использованы Кутателадзе С.С. и Леви С. для описания кольцевой структуры течения и разработки модели «количества движения».

Предпринятые отечественными и зарубежными исследователями многочисленные попытки разработки единого математического описания двухфазного течения в широком диапазоне изменения физических параметров смеси на основании как эмпирических, так и теоретических методов, не увенчались успехом. Это в конечном итоге определило необходимость изучения каждой структуры течения в отдельности.

Приведем краткий обзор известных аналитических моделей. Различают модели гомогенного и раздельного течений, а также модель потока дрейфа и «сплошные» модели. Материал в основном базируется на результатах исследований Г. Уоллиса [54] в трактовке и интерпретации авторов монографии.

#### *Модель гомогенного течения.*

В теории гомогенного течения двухфазные смеси рассматриваются как однородная среда, обладающая средними характеристиками потока (скорость, температура, плотность, вязкость и т.д.). Используемые параметры смеси

являются средневзвешенными и не соответствуют свойствам отдельных фаз. Такой простой подход позволяет описывать двухфазные течения на основании уравнений однофазной среды с использованием обычных методов гидродинамики.

Уравнение движения одномерного стационарного гомогенного течения в канале имеет вид:

$$\frac{dp}{dz} = -\frac{P}{S} \tau_w - \frac{W}{S} \cdot \frac{dV}{dz} - \rho_{cp} \cdot g \cdot \cos \theta, \quad (1.1)$$

где  $p$  – давление;

$z$  – координата, изменяющаяся вдоль течения среды;

$S$  и  $P$  – площадь поперечного сечения и периметр канала;

$\tau_w$  – касательное напряжение на стенке трубы;

$W$  – массовый расход среды;

$V$  – абсолютная скорость среды;

$\rho_{cp}$  – плотность среды;

$g$  – ускорение силы тяжести;

$\theta$  – угол продольной оси канала с вертикалью.

Введем некоторые понятия, используемые в теории гомогенных течений:

$$X = \frac{W_g}{W} \text{ – расходное массовое газосодержание;}$$

$$\varphi_g = \frac{V_g}{S \cdot L} \text{ – истинное объемное газосодержание;}$$

$$\bar{V} = \frac{Q}{S} \text{ – приведенная объемная скорость среды;}$$

$$G = \frac{W}{S} \text{ – приведенный массовый расход (массовая скорость) среды,}$$

где  $V_g$  – объем газа в потоке;

$Q$  – объемный расход смеси;

$L$  – длина канала.

После соответствующих преобразований уравнение (1.1) будет иметь вид:

$$-\frac{dp}{dz} = \frac{\frac{\lambda}{2D} G^2 (v_f + X v_{fg}) + G^2 v_{fg} \frac{dX}{dz} - G^2 (v_f + X v_{fg}) \frac{1}{S} \frac{dS}{dz} + \frac{g \cos \theta}{v_f + X v_{fg}}}{1 + G^2 \cdot \left[ X \frac{dv_g}{dp} + (1 - X) \frac{dv_f}{dp} \right]}, \quad (1.2)$$

где  $D$  – диаметр трубы;

$\lambda$  – коэффициент гидравлического сопротивления;

$v_g$  и  $v_f$  – удельные объемы газа и жидкости,

$$v_{fg} = v_g - v_f .$$

В случае выбора других переменных возможны иные варианты уравнения (1.2). Однако это не приведет к изменению его формы и физического смысла. Поэтому, независимо от выбранного метода, для одномерного стационарного течения будет получено следующее уравнение:

$$-\frac{dp}{dz} = \frac{C_F + C_x \frac{dX}{dz} + C_S \frac{1}{S} \frac{dS}{dz} + C_g \cdot g \cdot \cos \theta}{1 - M^2} , \quad (1.3)$$

Через входящие в уравнение параметры  $C_F$ ,  $C_S$ ,  $C_x$  и  $C_g$  учитываются соответственно влияние трения, изменения площади поперечного сечения канала, фазовых превращений и силы тяжести на величину градиента давления. В данных условиях величина  $M^2$  соответствует квадрату числа Маха для однофазной среды.

Рассмотрим пузырьковую смесь как псевдогаз с соответствующими физическими свойствами. Течения такой смеси существуют при небольших величинах объемного газосодержания, а плотность жидкости намного превышает плотность газа. В этих условиях основной поток массы приходится на долю жидкости, что позволяет считать процесс течения смеси изотермическим. Тогда при отсутствии фазовых превращений выражение для определения градиента давления в прямой трубе с постоянной площадью поперечного сечения имеет вид

$$-\frac{dp}{dz} = \frac{\lambda \cdot \bar{V} \frac{G}{2 \cdot D} + \left( \frac{G}{\bar{V}} \right) \cdot g \cdot \cos \theta}{1 - \bar{V}_g \cdot \frac{G}{p}} , \quad (1.4)$$

где  $\bar{V}_g$  – приведенная объемная скорость газа,

$$\bar{V}_g = \frac{Q_g}{S} ,$$

где  $Q_g$  – объемный расход газа.

Для определения числа Маха при изотермическом течении смеси справедливо выражение

$$M^2 = \frac{\bar{V}_g \cdot G}{p} . \quad (1.5)$$

Параметры, при которых  $M = 1$ , обозначим звездочкой (\*). Для данных условий из уравнения (1.5) получаем

$$p^* = \overline{V_g^*} \cdot G . \quad (1.6)$$

Для изотермического расширения газа в трубе с постоянной площадью поперечного сечения справедливо записать

$$\frac{p}{p^*} = \frac{\overline{V_g^*}}{\overline{V_g}} . \quad (1.7)$$

Из совместного решения уравнений (1.5) – (1.7), имеем:

$$p = \frac{p^*}{M} , \quad (1.8)$$

$$\overline{V_g} = M \cdot \overline{V_g^*} . \quad (1.9)$$

Далее продифференцируем выражение (1.8)

$$\frac{1}{p} \frac{dp}{dz} = - \frac{1}{M} \frac{dM}{dz} , \quad (1.10)$$

Уравнение (1.4) с учетом выражений для переменных  $\overline{V}$ ,  $\overline{V_g}$ ,  $p$  и  $\frac{dp}{dz}$  в функции числа Маха, принимает вид

$$\frac{dM}{dz} \frac{1-M^2}{M^2} = \frac{\lambda}{2 \cdot D} \frac{\delta^* \cdot M + 1}{\delta^*} + \frac{g \cos \theta}{\overline{V_f}^2 \cdot \delta^* (1 + M \cdot \delta^*)} , \quad (1.11)$$

где

$$\overline{V_f} = \frac{Q_f}{S} , \quad \delta = \frac{\overline{V_g}}{\overline{V_f}} , \quad \delta^* = \frac{\overline{V_g^*}}{\overline{V_f}} . \quad (1.12)$$

После интегрирования уравнения (1.11) получаем в явном виде довольно сложное выражение, описывающее изменение числа Маха с расстоянием. В рассматриваемых условиях объемная скорость газовой фазы и давление в любом сечении потока определяются из уравнений (1.8) и (1.9). Для случая

горизонтального течения газожидкостной смеси интегрирование упрощается, а уравнение (1.11) можно записать через элементарные дроби

$$\frac{\lambda}{2 \cdot D} dz = dM \left[ \frac{\delta^*}{M^2} - \frac{\delta^{*2}}{M} - \frac{\delta^* (1 - \delta^{*2})}{1 + M \cdot \delta^*} \right].$$

В результате интегрирования данного уравнения получаем:

$$\lambda \frac{z^* - z}{2 \cdot D} = \delta^* \left( \frac{1}{M} - 1 \right) + \delta^{*2} \ln M - (1 - \delta^{*2}) \ln \frac{1 + \delta^*}{1 + M \cdot \delta^*}.$$

Таким образом, изотермическое гомогенное горизонтальное течение газожидкостных смесей в прямых трубах допускает аналитическое решение. Однако в абсолютном большинстве случаев решение задачи не удастся получить в окончательном виде. Тогда уравнение типа (1.3) представляют в виде конечных разностей и используют численные методы интегрирования.

*Модель потока дрейфа.*

Модель упрощенно описывает движение отдельных фаз в потоке на основании понятий скорости смеси и относительной скорости фазы. Такой подход целесообразно использовать в случаях, когда относительное движение несущественно зависит от расходов фаз, а определяется в основном другими параметрами. Например, при пузырьковой структуре течения в вертикальных трубах большого сечения с низкими скоростями потока. В данных условиях относительное движение между фазами определяется балансом сил выталкивания пузырьков и сопротивления их движению, т.е. объемной концентрацией, а не расходами фаз.

Определим плотность потока дрейфа как плотность объемного расхода (приведенная скорость) каждой фазы через мнимую поверхность, передвигающуюся со скоростью смеси. Выразим величину плотности потока дрейфа через приведенные скорости фаз

$$\overline{V}_{gf} = (1 - \varphi_g) \cdot \overline{V}_g - \varphi_g \cdot \overline{V}_f. \quad (1.13)$$

С учетом  $\overline{V} = \overline{V}_f + \overline{V}_g$  можно получить:

$$\overline{V}_f = (1 - \varphi_g) \cdot \overline{V} - \overline{V}_{g.f}, \quad (1.14)$$

$$\overline{V}_g = \varphi_g \cdot \overline{V} + \overline{V}_{g.f}. \quad (1.15)$$

Из выражения (1.14) следует, что приведенная скорость жидкой фазы равна произведению объемной концентрации жидкости и среднеобъемной

скорости смеси, в сумме с приведенной скоростью дрейфа ( $-\overline{V_{g.f}} = \overline{V_{f.g}}$ ). Движение газовой фазы в уравнении (1.15) описывается аналогично.

Такие рассуждения позволяют модифицировать теорию гомогенного течения с учетом относительного движения фаз. Для определения таких характеристик потока как объемное газосодержание, количество движения и средняя плотность потока могут использоваться формулы из теории гомогенного течения, дополненные поправочными коэффициентами или дополнительными членами, зависящими только от отношения  $\overline{V_{g.f}}$  к приведенным скоростям фаз. Например, выражение для определения объемного газосодержания, полученное из уравнения (1.13), имеет вид

$$\varphi_g = \frac{\overline{V_g}}{\overline{V}} \left( 1 - \frac{\overline{V_{g.f}}}{\overline{V_g}} \right). \quad (1.16)$$

Для нахождения средней плотности среды используется формула:

$$\rho_{cp} = \frac{\overline{V_f} \cdot \rho_f + \overline{V_g} \cdot \rho_g}{\overline{V}} + (\rho_f - \rho_g) \frac{\overline{V_{g.f}}}{\overline{V}}. \quad (1.17)$$

Из рассмотренных выражений следует, что для случая  $\overline{V_{g.f}} = 0$  получаются результаты гомогенной модели.

Известны многочисленные попытки усовершенствовать расчетные модели с целью получения более точных результатов. Рассмотрим подходы Зубера и Бэнкова.

Зубер предложил использовать параметр распределения  $C_0$ , определяемый как отношение среднего значения произведения приведенной скорости на истинное газосодержание к произведению средних значений этих величин:

$$C_0 = \frac{\langle \overline{V} \cdot \varphi_g \rangle}{\langle \overline{V} \rangle \cdot \langle \varphi_g \rangle}. \quad (1.18)$$

С учетом (1.18) получена следующая зависимость

$$\overline{V_g} = C_0 \cdot \overline{V} + \frac{\overline{V_{g.f}}}{\langle \varphi_g \rangle}. \quad (1.19)$$

На основании результатов многочисленных экспериментальных исследований установлено, что для развитой снарядной структуры течения с установившемся профилем скоростей параметр  $C_0$  является постоянной величиной, равной 1,25 [55].

Уравнение (1.19) с учетом формулы для определения массового газосодержания смеси

$$X = \frac{G_g}{G_g + G_f} \quad (1.20)$$

и соотношения

$$\frac{\overline{V}_f}{\overline{V}^2} = \frac{\rho_g(1-X)}{\rho_f \cdot X} \quad (1.21)$$

может быть представлено в виде

$$\langle \varphi_g \rangle = \frac{1}{C_0} \left( \frac{\overline{V}_g}{\overline{V}_g + \overline{V}_f} \right). \quad (1.22)$$

*«Сплошные» модели.*

Для практических расчетов в нефтяной промышленности широко используются «сплошные» модели [55, 56], являющиеся, по сути, разновидностью модели потока дрейфа. Сплошные модели оперируют параметрами смеси, осредненными по площади поперечного сечения трубы, и допускают корректный учет скольжения фаз. Их преимущество заключается в возможности эффективного использования имеющейся эмпирической информации и критериального способа представления экспериментальных данных.

Обзор основных результатов исследований снарядного (пробкового или чёточного) двухфазного газожидкостного течения, довольно распространенного в различных областях техники, выполним, базируясь на модели переменной плотности Бэнкова и модели Мамаева В.А. в современном видении авторов монографии. Кроме предложенного Зубером для определения истинного газосодержания аналитического подхода известен разработанный Бэнковым иной путь решения этой задачи.

На основании анализа полученных экспериментальным путем распределений скоростей фаз и истинного газосодержания Бэнков установил, что указанные профили могут быть аппроксимированы следующими степенными зависимостями:

$$\frac{V}{V_{\max}} = \left( \frac{y}{R} \right)^{\frac{1}{m}}, \quad (1.23)$$

$$\frac{\varphi_g}{\varphi_g^{\max}} = \left( \frac{y}{R} \right)^{\frac{1}{n}}, \quad (1.24)$$

где  $V^{\max}$  и  $\varphi_g^{\max}$  – значения на оси трубы;

$y$  – расстояние от стенки;

$R$  – радиус трубы;

$m, n$  – показатели степени для профилей соответственно скорости и локального газосодержания.

Такой подход дал Бэнкову основание принять гипотезу о «локальной гомогенности» потока и рассматривать течение без учета относительного движения фаз, что позволило выразить массовые расходы жидкости и газа следующими выражениями:

$$G_f = 2 \cdot \pi \cdot R^2 \cdot \rho_f \cdot V^{\max} \int_0^1 \left( 1 - \frac{y}{R} \right) \left[ 1 - \varphi_g^{\max} \left( \frac{\varphi_g}{\varphi_g^{\max}} \right) \right] \left( \frac{\langle V \rangle}{V^{\max}} \right) d \left( \frac{y}{R} \right), \quad (1.25)$$

$$G_g = 2 \cdot \pi \cdot R^2 \cdot \rho_g \cdot V^{\max} \int_0^1 \left( 1 - \frac{y}{R} \right) \cdot \varphi_g^{\max} \left( \frac{\varphi_g}{\varphi_g^{\max}} \right) \left( \frac{\langle V \rangle}{V^{\max}} \right) d \left( \frac{y}{R} \right). \quad (1.26)$$

Среднее газосодержание в поперечном сечении трубы можно вычислить следующим образом:

$$\langle \varphi_g \rangle = 2 \cdot \varphi_g^{\max} \int_0^1 \left( \frac{\varphi_g}{\varphi_g^{\max}} \right) \cdot \left( 1 - \frac{y}{R} \right) \cdot d \left( \frac{y}{R} \right). \quad (1.27)$$

Зависимость (1.27) с учетом выражений (1.25) и (1.26) принимает вид

$$\langle \varphi_g \rangle = \frac{\varphi_g^{\max} \cdot 2 \cdot n^2}{(n+1)(2n+1)}. \quad (1.28)$$

Из выражений (1.20), (1.25) и (1.26) получаем

$$\frac{1}{X} = 1 - \frac{\rho_f}{\rho_g} \left( 1 - \frac{K}{\varphi_g} \right) \quad (1.29)$$

или

$$\langle \varphi_g \rangle = \frac{K}{1 + \frac{\rho_f}{\rho_g} \frac{1 - \varphi_M}{\varphi_M}}, \quad (1.30)$$

$$K = \frac{2(m+n+m \cdot n)(m+n+2m \cdot n)}{(n+1)(2n+1)(m+1)(2m+1)} . \quad (1.31)$$

Формула (1.31) показывает, что на параметр  $K$  влияет только распределение фаз, характеризуемое соответствующими показателями степени  $m$  для профиля скорости и степени  $n$  для профиля локального газосодержания.

Выполненные Петриком, Кудиркой и Делае экспериментальные исследования позволили установить, что показатели степени  $m$  и  $n$  могут изменяться в диапазонах  $2 \dots 7$  и  $0,1 \dots 5$ , соответственно. При этом показателю  $K$  свойственно изменение в значительно меньшем диапазоне – от 0,5 до 1.

С учетом соотношения (1.21) уравнение Бэнкема принимает вид:

$$\langle \varphi_g \rangle = K \frac{\overline{V_g}}{\overline{V_g + V_f}} . \quad (1.32)$$

Из уравнений (1.22) и (1.32) следует, что

$$K = \frac{1}{C_0} . \quad (1.33)$$

Выражение (1.33) свидетельствует о том, что введенный Бэнковым параметр  $K$  равен обратной величине параметра распределения Зубера  $C_0$ .

Параметр  $K$  использован в соотношениях, отображающих взаимосвязь между истинным объемным и массовым расходным газосодержаниями. В конечном итоге учет данных зависимостей позволяет убрать одну степень свободы при замыкании системы уравнений.

*Модель раздельного течения.*

Для теории раздельного течения характерно рассмотрение движения фаз с описанием их собственных свойств и скоростей. В модели используются уравнения неразрывности, движения и энергии, которые записываются для каждой фазы в отдельности. Взаимодействие фаз между собой и со стенками трубы учитывается отдельными уравнениями. Сложность модели зависит от количества содержащихся в ней уравнений. При наиболее простой постановке задачи рассматривается несоответствие только по одному из параметров фаз, а уравнение сохранения составляется для смеси в целом. В случае превышения числом переменных количества уравнений используются упрощающие предположения или вводятся корреляционные зависимости.

В теории гомогенного равновесного течения аннулируем допущение о движения фаз с одинаковой скоростью. Образующаяся при этом степень свободы может быть устранена путем введения в уравнения параметров, как

объемного, так и массового газосодержаний. Тогда уравнение движения принимает вид

$$-\frac{dp}{dz} = \frac{4 \cdot \tau_w}{D} + G \frac{d}{dz} [X \cdot v_g + (1 - X) \cdot v_f] + [\varphi_g \cdot \rho_g + (1 - \varphi_g) \rho_f] \cdot g \cos \theta . \quad (1.34)$$

Общий метод решения исходных уравнений состоит в использовании эмпирических зависимостей для описания касательных напряжений на стенке и объемного газосодержания смеси в функции от расходов фаз, свойств жидкости и геометрии канала. Данный подход справедлив для условий адиабатического течения с малыми градиентами давления. Однако при больших ускорениях потока он может давать значительную ошибку.

Для определения неизвестного градиента давления Мартинелли предложил использовать следующие корреляционные параметры:

$$\phi^2_{f0} = \frac{\left(\frac{dp}{dz}\right)_F}{\left(\frac{dp}{dz}\right)_{f0}}, \quad \phi^2 = \frac{\left(\frac{dp}{dz}\right)_f}{\left(\frac{dp}{dz}\right)_g}, \quad (1.35)$$

где  $\left(\frac{dp}{dz}\right)_F$  и  $\left(\frac{dp}{dz}\right)_{f0}$  – потери давления на преодоление сил трения при течении в рассматриваемом канале соответственно двухфазной смеси и чистой жидкости;

$\left(\frac{dp}{dz}\right)_g$  и  $\left(\frac{dp}{dz}\right)_f$  – полные потери давления при течении соответственно только газовой фазы и только жидкой фазы.

Данные соотношения отображают баланс потерь давления и касательных напряжений. Расход жидкости или газа при определении градиентов давления для случаев движения отдельных фаз, принимается равным расходу смеси.

Согласно предложенного Мартинелли подходу действительное напряжение трения при двухфазном течении представляется как произведение значения касательного напряжения, возникающего при движении соответствующего однофазного потока, и параметра  $\phi^2_{f0}$ :

$$-\left(\frac{dp}{dz}\right)_F = \frac{(\lambda)_{f0} \cdot G^2 \cdot V_f \cdot \phi^2_{f0}}{2 \cdot D}, \quad (1.36)$$

где  $(\lambda)_{f0}$  – коэффициент Дарси для потока жидкости;

$V_f$  – истинная скорость жидкости.

Величина  $\phi^2_{f0}$  показывает, в какой степени изменение давления в двухфазной смеси отличается от этого процесса в чистой жидкости. Значение  $\phi^2$  отображает степень приближения поведения двухфазной смеси к течению жидкости или газовой фазы.

Для нахождения параметра  $\phi^2$  с целью возможности его использования при решении конкретных задач были обобщены результаты экспериментальных исследований, выполненных при горизонтальном течении смеси без фазовых превращений и больших ускорений [54]. Полученная эмпирическая зависимость часто используется для вычислений объемного газосодержания, а также потерь давления на трение даже в случаях присутствия значительных массовых и инерционных сил. Пренебрежение данными факторами приводит к прогрессивно увеличивающейся погрешности, что обуславливается уменьшением составляющей потерь давления на трение пропорционально другим членам.

Корреляционное уравнение для параметра объемного газосодержания смеси имеет вид

$$\varphi_g = \varphi_g(p, X) . \quad (1.37)$$

С принятыми допущениями уравнение (1.34) приходится решать численными методами.

Рассмотрим горизонтальное газожидкостное течение в рамках отдельной модели без учета взаимодействия фаз. В данной постановке задачи предполагается, что газовая и жидкая фазы движутся в двух горизонтальных отдельных цилиндрах, суммарное поперечное сечение которых равно поперечному сечению трубы. Потери давления в каждом из воображаемых цилиндров считаем такими же, как и в реальном потоке, но обусловленными только трением и определяемыми по теории однофазного течения. Эта модель отдельного течения может быть исследована аналитически [55].

С целью сокращения количества эмпирических соотношений, используемых для расчета течения каждой фазы, увеличим число исходных уравнений, используя законы сохранения для каждой фазы в отдельности.

В условиях одномерного потока при отсутствии изменения массы за счет фазовых превращений и внешних источников, уравнения неразрывности и движения для нестационарного течения можно представить в виде

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} [\rho_f (1 - \varphi_g) S] + \frac{\partial}{\partial z} [\rho_f (1 - \varphi_g) \cdot V_f \cdot S] &= 0 , \\ \frac{\partial}{\partial t} [\rho_g \cdot \varphi_g \cdot S] + \frac{\partial}{\partial z} [\rho_g \cdot \varphi_g \cdot V_g \cdot S] &= 0 , \\ \rho_f \left( \frac{\partial V_f}{\partial t} + V_f \frac{\partial V_f}{\partial z} \right) &= b_f + f_f - \frac{\partial p}{\partial z} , \end{aligned} \quad (1.38)$$

$$\rho_g \left( \frac{\partial V_g}{\partial z} + V_g \frac{\partial V_g}{\partial z} \right) = b_g + f_g - \frac{\partial p}{\partial z},$$

где  $V_g$  – истинная скорость газа;

$b_f$  и  $b_g$  – массовые силы, действующие на единицу объема соответственно жидкости и газа;

$f_f$  и  $f_g$  – параметры, учитывающие влияние остальных сил на единицу объема соответствующих фаз.

Способ определения  $f_f$  и  $f_g$  зависит от условий конкретной задачи и структуры течения смеси. Например, для кольцевого потока в вертикальной трубе диаметром  $D$  уравнения движения имеют вид

$$\rho_f \left( \frac{\partial V_f}{\partial t} + V_f \frac{\partial V_f}{\partial z} \right) = -\rho_f \cdot g + \frac{1}{D(1-\varphi_g)} (\tau_i \sqrt{\varphi_g} - \tau_w) - \frac{\partial p}{\partial z}, \quad (1.39)$$

$$\rho_g \left( \frac{\partial V_g}{\partial t} + V_g \frac{\partial V_g}{\partial z} \right) = -\rho_g \cdot g - \frac{\tau_i}{D\sqrt{\varphi_g}} - \frac{\partial p}{\partial z}, \quad (1.40)$$

где  $\tau_i$  – касательное напряжение на поверхности раздела фаз.

Проведем сравнительную оценку моделей течения двухфазной смеси.

Различие скоростей и температур фаз обуславливает взаимный обмен количеством движения и теплом. Часто эти процессы протекают быстро и можно сделать допущение о достижении равновесия. В этом случае наиболее удобным методом исследования является теория гомогенного течения, например, для исследования дисперсной и пузырьковой структур. А для горизонтального изотермического пузырькового течения в прямых трубах с постоянной площадью поперечного сечения без фазовых превращений эта теория позволяет получить аналитическое решение. Однако гомогенная модель становится неточной в условиях резкого ускорения и изменения давления. Для описания такого течения требуется использование более точных моделей, например, основанных на теории потока дрейфа или раздельного течения.

Разница между моделью потока дрейфа и теорией гомогенного течения заключается в возможности учета скольжения фаз смеси. Для вертикальной пузырьковой структуры течения возможность получения более точных результатов дает модель потока дрейфа, однако в этом случае при решении уравнения движения смеси приходится пользоваться численными методами. То есть, повышение точности метода исследований достигается путем его усложнения. Теория потока дрейфа широко используется при изучении пузырьковой, снарядной, пенисто-турбулентной и дисперсной структур течения газожидкостных смесей, а также взвесей твердых частиц в жидкости. Эта модель служит отправным пунктом для распространения одномерных теоретических методов на потоки, в которых изменения скорости или плотности по сечению канала

существенны. Она также является основой для решения некоторых нестационарных задач.

По мнению авторов монографии наиболее перспективной является теория раздельного течения, тенденция развития которой заключается в уточнении касательных напряжений на границе раздела фаз. Такой подход дает приемлемые результаты при исследовании кольцевой и дисперсно-кольцевой структур, но требует использования большого количества эмпирических соотношений. Модель раздельного «цилиндрического» горизонтального течения может быть исследована аналитически [55].

В настоящее время отсутствие углубленного изучения влияния взаимодействия различных фаз на параметры потока при различных структурах течения существенно сужает диапазон применения раздельных моделей. Для решения различных прикладных задач на существующем уровне развития теоретической базы эффективно используются сплошные модели, базирующиеся на фундаментальных законах механики жидкости и газа и подкрепленные надежными эмпирическими зависимостями, представленными в критериальном виде. Совершенствовать данные модели следует с учетом особенностей движения фаз при различных структурах течения.

Анализ результатов исследований газожидкостных потоков указывает на определенные достижения в плане развития теории двухфазных течений. Однако приведенный выше материал едва ли может быть использован для практических расчетов параметров эрлифтных гидроподъемов различного назначения, ввиду сложности и малоизученности протекающих в этих установках процессов.

В морском эрлифте возникает вертикальный поток трехфазной смеси (жидкость, газ и твердые частицы). Наличие в смеси твердой фазы существенно образом изменяет не только структуру дифференциальных уравнений, но и идеологию построения математических моделей. Поэтому авторам монографии пришлось отказаться от традиционных подходов к рассмотрению гетерогенных потоков при описании снарядной структуры течения и разработать оригинальный математический аппарат, описание которого приводится в третьем разделе данной книги. Предложенный при этом новый принцип построения моделей базируется на феноменологическом подходе, объединяющим последние достижения в области теории газожидкостных течений, при максимальном учете специфики транспортирования твердого материала газожидкостным потоком, с интуицией и инженерными навыками исследователей.

Для решения практических задач в новой области морского горного дела требуется высокая теоретическая подготовка совместно с искусным владением методами планирования эксперимента. Авторская концепция исследований процессов в системах трубопроводного пневмогидротранспорта базируется на синтезе теоретических моделей и методов различной сложности в сочетании с опережающим проведением систематических и экспериментальных исследований.

### 1.3 Методы расчета эрлифтных установок и тенденции их совершенствования

Эрлифтные установки нашли применение в различных сферах народного хозяйства [57–69]. Этим объясняется большое разнообразие существующих расчетных методик [59–141]. В горной промышленности эрлифты используются в системах водоотлива, механизированной очистки водосборников и зумпфов, а также для гидроподъема горной массы в условиях гидрошахт. Различные условия эксплуатации эрлифтов обуславливает изменение их конструктивных и расходных параметров в широких диапазонах. Наиболее сложное течение реализуется в подъемном трубопроводе.

Различают основанные на безразмерных расходных характеристиках эмпирические методы [59–114] и численные методы [115–141], предусматривающие интегрирование дифференциальных уравнений гидродинамики гетерогенных потоков. Ниже выполнен анализ наиболее характерных методов расчета эрлифтов. Некоторые из них, представляющие, по мнению авторов монографии, наибольший интерес для теории и практики эрлифтов, приведены в более подробном виде.

Для расчета параметров используемых в буровых снарядах эрлифтов с короткой подводной трубой и гибким подъемным трубопроводом Беловым Б.А. разработан соответствующий эмпирический метод [66]. Основным критерием подобия в данном методе принята безразмерная характеристика, учитывающая изменение чисел Фруда для жидкой и газовой фаз смеси в зависимости от относительного погружения смесителя.

На основании безразмерных характеристик Раздольным В.А. составлен эмпирический метод расчета параметров эрлифтов при значениях относительного геометрического погружения смесителя более 0,5 [68]. Из анализа экспериментальных результатов установлено, что при постоянстве относительного геометрического погружения смесителя варьирование величиной диаметра подъемной трубы не влияет на вид расходных характеристик эрлифта. Поэтому метод предусматривает использование удельных расходных параметров, отнесенных к единице площади поперечного сечения многофазного потока.

Метод определения параметров эрлифтов, характеризующихся относительным погружением смесителя в диапазоне 0,75...0,95, разработан Истошным С.Ю. [73]. В расчетах рассматриваются расходные параметры, отнесенные к площади поперечного сечения гетерогенного потока. Путем исследования условий поступления фракций минерального сырья высокой плотности в подводный трубопровод эрлифта установлены зависимости изменений скорости потока во входном сечении всасывающего патрубка грунтозаборного устройства и расхода пульпы от площади поперечного сечения всасывающего патрубка. Выявлено, что поступление в подводный трубопровод шарообразных и плоских твердых частиц происходит при превышении скоростью потока скорости витания частиц соответственно в 2,3...2,8 и 2 раза. Наряду с этим в рамках данной методики не рассмотрено влияние снижения плотности пульповоздушного

потока в подъемном трубопроводе эрлифта на возможность обеспечения подъема крупных тяжелых частиц.

Для разработки методов расчета параметров эксплуатируемых на горнодобывающих предприятиях эрлифтных установок в Донецком политехническом институте (в настоящее время Государственное высшее учебное заведение «Донецкий национальный технический университет» или ДонНТУ) выбран эмпирический подход, базирующийся на использовании экспериментально установленных зависимостей [75–104]. Предложенные Гейером В.Г., Костандой В.С., Логвиновым Н.Г. методики предусматривают использование в качестве основного критерия подобия – относительное геометрическое погружение смесителя [75–78]. Данные методики разработаны для установок в диапазоне изменения относительного геометрического погружения смесителя 0,15...0,5, характерном для эрлифтов с короткими подводными трубами. Наряду с этим длина подводного трубопровода в глубоководном эрлифте превышает длину подъемного, а значение относительного геометрического погружения смесителя составляет более 0,75. Это свидетельствует о невозможности применения методов расчета шахтных эрлифтов для определения характеристик глубоководных установок.

Известна разработанная в ДонНТУ эмпирическая методика расчета диаметров и длин ступеней подъемной трубы шахтного эрлифта, основанная на равенстве работ расширения воздуха в ступенях [91, 92]. Рассмотрим данную методику более подробно.

В приведенном ниже материале индексы  $T$ ,  $ж$ ,  $г$  характеризуют соответственно твердую, жидкую и газовую фазы.

Вычисляется количество ступеней подъемной трубы:

$$Z_{cm} = \ln \frac{p_{cm} + p_a}{p_a}, \quad (1.41)$$

где  $p_{cm}$  – давление в смесителе эрлифта;

$p_a$  – атмосферное давление.

Полученное значение  $Z_{cm}$  округляется до ближайшего целого значения и определяется степень снижения давления:

$$\varepsilon = \left( \frac{p_{cm} + p_a}{p_a} \right)^{\frac{1}{Z_{cm}}}. \quad (1.42)$$

Параметры ступеней подъемной трубы определяются на основании линейного закона распределения давления вдоль трехфазного потока. Принятый в методике порядок нумерации ступеней предусматривает увеличение номера ступени в направлении от смесителя к воздухоотделителю.

Длины ступеней подъемной трубы вычисляются по формуле:

$$L_k = \frac{(p_{н.к} - p_{в.к}) \cdot (H_{см} + H_0)}{\rho_{см}}, \quad (1.43)$$

где  $k$  – номер ступени;

$L_k$  – длина ступени;

$p_{н.к}, p_{в.к}$  – давления соответственно в нижнем и верхнем сечениях ступени;

$H_{см}$  – глубина погружения смесителя;

$H_0$  – высота подъема смеси над уровнем воды.

Диаметры ступеней подъемной трубы, кроме диаметра первой ступени, находятся из уравнения:

$$D_k = \sqrt{\frac{4 \cdot Q_n \cdot (1 + q_{н.к})}{\pi \cdot \left( V_n + K_3 \left[ 1 - \left( \frac{d_T}{D_k} \right)^2 \right] \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{g \cdot d_T}{C_T} \left[ 1 - \left( \frac{d_T}{D_k} \right)^2 \right] \left[ \frac{\rho_T (q_{н.к} + 1)}{\rho_{ж}} - 1 \right]} \right)}, \quad (1.44)$$

где  $D_k$  – диаметр ступени;

$Q_n$  – объемный расход пульпы в эрлифте;

$q_{н.к}$  – удельный расход воздуха, приведенный к давлению в начале ступени;

$V_n$  – начальная скорость движения пульпы (согласно методике рекомендуется принимать 0,5 м/с);

$K_3 = 1,3$  – коэффициент запаса;

$d_T$  – диаметр частиц твердого материала;

$\rho_T$  и  $\rho_{ж}$  – плотности соответственно твердой и жидкой фаз;

$C_T$  – коэффициент сопротивления движению твердого тела при транспортной скорости пульпы (гидросмеси),

$$Q_n = \frac{M_T}{\rho_T \cdot \varphi_T}, \quad q_{н.к} = \frac{Q_{г.а} \cdot p_a}{Q_n \cdot p_{нр.к}}, \quad (1.45)$$

где  $M_T$  – массовый расход твердой фазы;

$\varphi_T$  – концентрация твердой фазы в пульпе;

$Q_{г.а}$  – объемный расход воздуха в эрлифте при атмосферном давлении;

$p_{нр.к}$  – абсолютное давление в начале ступени.

Для случая транспортирования частиц шарообразной формы методика предусматривает выбор значения коэффициента  $C_T$  из диапазона 0,08...0,12 [91].

Диаметр первой ступени подъемной трубы находится из уравнения:

$$\frac{H_{см} + H_0}{D_{экв}^5} = \sum_{k=1}^{Z_{см}} \frac{L_k}{D_k^5}, \quad (1.46)$$

где  $D_{экв}$  – эквивалентный диаметр подъемной трубы,

$$D_{экв} = \sqrt[5]{\frac{Q_э^2}{K_Q^2 \cdot g}}, \quad (1.47)$$

где  $K_Q$  – безразмерный коэффициент подачи,

$$K_Q = 5 \cdot \sqrt{\alpha} \frac{\sqrt{q_{n.ср} + \left(1 - \frac{1}{\alpha}\right)}}{1 + q_{n.ср}}, \quad (1.48)$$

где  $\alpha$  – относительное геометрическое погружение смесителя эрлифта;

$q_{n.ср}$  – удельный расход воздуха, приведенный к среднему манометрическому давлению по длине подъемной трубы эрлифта,

$$\alpha = \frac{H_{см}}{H_{см} + H_0}, \quad q_{n.ср} = \frac{Q_{э.а} \cdot P_a}{Q_э \cdot \left(P_a + \frac{P_{см}}{2}\right)}. \quad (1.49)$$

Рассмотренная выше эмпирическая методика разработана для проектирования эрлифтов, предназначенных для шахтного водоотлива. В морском горном деле предусматривается использование эрлифтов с иной целью – для транспортирования твердого материала. Поэтому выбор ступеней подъемного трубопровода морского эрлифта должен базироваться на других принципах.

Известны выполненные Кононенко А.П. исследования параметров шахтных эрлифтов при различных структурах течения многофазной смеси в подъемной трубе [93–104]. При этом предполагалось, что в подъемной трубе реализуется одна конкретная структура течения. Исследованы случаи снарядной [94–97], эмульсионной [98–100] и кольцевой [101–103] структур течения водовоздушной смеси в подъемной трубе. С использованием полученных результатов были разработаны соответствующие модели рабочего процесса эрлифта при снарядной, эмульсионной и кольцевой структуре водовоздушного потока в подъемной трубе. Однако полученные в рамках выполненных работ модели перенасыщены эмпирическими коэффициентами, значения которых

приемлемы к расчету установок с короткими подъемными и подводными трубами.

Следует отметить, что в глубоководном эрлифте значительная протяженность транспортного тракта и высокая степень расширения воздуха обуславливает наличие одновременно нескольких структур течения смеси. Поэтому ввиду отсутствия экспериментальных характеристик глубоководных эрлифтов, хорошо зарекомендовавший себя для расчета коротких шахтных эрлифтов эмпирический подход [75–104] не может обеспечить удовлетворительную точность для проектирования эрлифтных гидроподъемов минерального сырья с больших глубин. Для разработки методов расчета расходных параметров эрлифтов, оснащенных длинными подводными трубопроводами, в ДонНТУ разработаны следующие методики [105–114]. В качестве основного критерия подобия использовалось относительное динамическое погружение смесителя, определяемое с учетом полных потерь напора в подводном трубопроводе.

С целью адаптации составленных ранее эмпирических методик определения параметров шахтных эрлифтов к расчету характеристик глубоководных установок на участках акватории Балтийского моря с глубиной до 90 м были выполнены экспериментальные исследования рабочих процессов эрлифта при изменении относительного динамического погружения смесителя в диапазоне 0,5...0,95. Эксперименты включали исследования изменения коэффициента сопротивления движению частиц минерального сырья крупностью до 0,12 м. В результате проведенных экспериментов Адамовым Б.И. получены зависимости, позволяющие нахождение средних значений коэффициента Дарси по длине подъемного трубопровода и к.п.д. эрлифта. С использованием указанных зависимостей разработан эмпирический метод определения параметров глубоководных эрлифтов [109]. В расчетах рекомендуется принимать значения относительного динамического погружения смесителя 0,675, скорости течения пульпы в подводном трубопроводе 2 м/с и концентрации твердой фазы в пульпе 5 %. Недостатками метода являются описание изменения давления по длине подъемного трубопровода линейной зависимостью и пренебрежение влиянием смены структур течения на расходные характеристики эрлифта. Указанные допущения приводят к существенному снижению точности вычислений расходных и энергетических параметров глубоководных эрлифтов.

Известна разработанная Скорыниным Н.И. методика расчета глубоководных эрлифтов с учетом разности скоростей жидкой и твердой фаз пульпы в подводном трубопроводе [110]. Установлено, что погрешность результатов определения потерь напора в подводном трубопроводе эрлифта без учета данного фактора составляет 10...30 %. Разработанная теория позволяет более точно определять расходные параметры эрлифтов, и распространена на вычисление характеристик многосмесительных установок. Однако вопросы изменения транспортирующей способности потока смеси в подъемном трубопроводе при различных структурах течения не затронуты.

Общим недостатком приведенных в работах [109, 110] методик является возможность определения параметров эрлифта только для случая экономичного режима работы. Это не позволяет исследовать характеристики установок при

различных режимах работы, например, при работе в режиме максимальной производительности.

Игнатовым А.В. выполнены исследования влияния концентрации твердой фазы и диаметра подводящего трубопровода на энергоемкость глубоководного эрлифтного гидроподъема в широких диапазонах изменений параметров установок [111–114]. Варьирование параметрами гидроподъема было предусмотрено в наиболее приемлемых для технической реализации диапазонах изменений суммарной длины подводящего и подъемного трубопроводов 1000...6000 м, давления компрессора 5...20 МПа, диаметра подводящего трубопровода 0,15...0,60 м, плотности транспортируемого материала 2800...4500 кг/м<sup>3</sup>, диаметра твердых частиц 0,005...0,165 м и концентрации твердой фазы пульпы 2...23 %. Максимальный расход твердого материала достигал 55 кг/с. На основании полученных расходных характеристик для одно- и двухсмесительной конструкций эрлифта установлено, что функция изменения энергозатрат от концентрации твердой фазы при различных диаметрах подводящего трубопровода и параметрах частиц имеет экстремум с минимальным значением энергозатрат при концентрации твердого материала в пульпе 6 %. Выявлена тенденция роста энергозатрат с увеличением средней величины диаметра твердых частиц. К недостаткам методики следует отнести отсутствие учета смены структур течения в подъемном трубопроводе глубоководного эрлифтного гидроподъема (ГЭГ), а также отождествление приведенной к площади поперечного сечения трубопровода скорости жидкости с ее абсолютным значением.

Все большее распространение получают теоретические методы расчета ГЭГ, базирующиеся на фундаментальных законах механики жидкости и газа [115–141]. Это позволяет существенно снизить количество используемых эмпирических коэффициентов. Ниже приведем наиболее характерные методы в интерпретации проф. В.Е. Давидсона с учетом его собственных доработок.

Уэки-Сиро в методе расчета параметров эрлифтов для описания гетерогенного потока использовал гомогенную модель [115]. В соответствии с методом исходными данными выступают геометрические параметры эрлифта, а также физические характеристики газовой, жидкой и твердой фаз смеси. Далее принимаются значения массового расхода твердой фазы и ее концентрации в пульпе. Переход от рассмотрения массовых расходов жидкой и твердой фаз к оперированию значениями их объемных расходов дает возможность определения скорости движения пульпы и полных потерь давления в подводящем трубопроводе. На основании расчета параметров потока подводящего трубопровода определяется рабочее давление в смесителе. Задается величина полных потерь давления в подъемном трубопроводе. Вычисляются средние значения параметров многофазной смеси и полные потери давления по длине подъемного трубопровода. Сравниваются ранее заданная и полученная расчетным путем величины полных потерь давления в потоке подъемного трубопровода с последующим достижением их равенства путем варьирования этими величинами. С использованием результатов последнего итерационного цикла определяется к.п.д. установки.

Разработанный Уэки Сиро метод реализуется следующим образом.

Предполагается, что геометрические параметры эрлифтной установки, включающие глубину разработки месторождения  $H_p$ , высоту подъема смеси над уровнем моря  $H_0$ , глубину погружения смесителя  $H_{см}$ , диаметры подводящего  $D_{подв}$  и подъемного  $D_3$  трубопроводов, а также физические характеристики фаз являются известными величинами.

Последовательность вычислений следующая.

1. Задаются значения массовых секундных расходов твердой  $M_T$  и жидкой  $M_{жс}$  фаз, после чего определяется массовая расходная концентрация пульпы

$$\varphi_{MT} = \frac{M_T}{M_T + M_{жс}} . \quad (1.50)$$

2. Вычисляется массовый секундный расход жидкости  $M_{жс}$ , а также объемные секундные расходы твердого  $Q_T$ , жидкости  $Q_{жс}$  и пульпы  $Q_n$ .

$$M_{жс} = M_T \frac{1 - \varphi_{MT}}{\varphi_{MT}} , \quad (1.51)$$

$$Q_T = \frac{M_T}{\rho_T} , \quad Q_{жс} = \frac{M_{жс}}{\rho_{жс}} , \quad Q_n = Q_T + Q_{жс} , \quad (1.52)$$

3. Вычисляется скорость  $V_n$  и плотность  $\rho_n$  пульпы в подводящем трубопроводе

$$V_n = \frac{Q_n}{S_{подв}} , \quad \rho_n = \frac{M_{жс} + M_T}{Q_n} , \quad (1.53)$$

где  $S_{подв}$  – площадь поперечного сечения подводящего трубопровода.

4. Вычисляются для подводящего трубопровода потери давления на трение  $\Delta p_{тр}$ , на подъем пульпы  $\Delta p_n$  и на местных сопротивлениях во входном сечении  $\Delta p_{м.с}$

$$\begin{aligned} \Delta p_{тр} &= \lambda_n \frac{H_p - H_{см}}{D_{подв}} \rho_n \frac{V_n^2}{2} , \\ \Delta p_n &= (H_p - H_{см}) \cdot (\rho_n - \rho_{жс}) g , \\ \Delta p_{м.с} &= \xi_{в} \cdot \rho_n \cdot \frac{V_n^2}{2} . \end{aligned} \quad (1.54)$$

5. Вычисляются общие потери давления в подводящем трубопроводе  $\Delta p_{об}$  и давление в смесителе  $p_{см}$

$$\Delta p_{об} = \Delta p_{тр} + \Delta p_n + \Delta p_{м.с} , \quad (1.55)$$

$$p_{см} = (p_a + \rho_{жс} \cdot g \cdot H_{см}) - \Delta p_{об} . \quad (1.56)$$

6. Задают величину потерь давления в подъемном трубопроводе  $\Delta p_3$ .

7. Общие потери давления в подводящем и подъемном трубопроводах  $\Delta p = \Delta p_{об} + \Delta p_3$  уравновешены гидростатическим давлением

$$p_{гс} = g \cdot (\rho_{ж} - \rho_{см}) \cdot H_{см}, \quad (1.57)$$

где  $\rho_{см}$  – средняя по протяженности подъемного трубопровода плотность смеси.

Из этого условия находят

$$\rho_{см} = \rho_{ж} - \frac{\Delta p}{H_{см} \cdot g}. \quad (1.58)$$

8. Вычисляются средние по подъемному трубопроводу величины давления  $p$ , объемного секундного расхода газа  $Q_2$  и скорости смеси  $V_{см}$ .

$$p = \frac{p_{см} - p_a}{\ln \frac{p_{см}}{p_a}}, \quad (1.59)$$

$$Q_2 = \frac{Q_n \cdot (\rho_n - \rho_{см})}{\rho_{см} - \rho_{г.а} \frac{p_{ср}}{p_a}}, \quad (1.60)$$

$$V_{см} = \frac{Q_n + Q_2}{S_3}, \quad (1.61)$$

где  $\rho_{г.а}$  – плотность газа при атмосферном давлении;

$S_3$  – площадь поперечного сечения подъемного трубопровода.

9. Вычисляется в выходном сечении подъемного трубопровода расход газа  $Q_{г.а}$ , а также скорость  $V_{см.а}$  и плотность  $\rho_{см.а}$  смеси.

$$Q_{г.а} = Q_2 \cdot \frac{p}{p_a}, \quad (1.62)$$

$$V_{см.а} = \frac{Q_n + Q_{г.а}}{S_3},$$

$$\rho_{см.а} = \frac{\rho_n \cdot Q_n + \rho_{г.а} \cdot Q_{г.а}}{Q_n + Q_{г.а}}.$$

10. Вычисляются для подъемного трубопровода потери давления на трение  $\Delta p_{тр}$ , на разгон  $\Delta p_{разг}$  и на подъем смеси выше уровня моря  $\Delta p_{под}$

$$\Delta p_{тр} = \lambda_{см} \frac{H_{см} + H_0}{2 \cdot D_3} \cdot \rho_{см} \cdot V_{см}^2,$$

$$\Delta p_{разг} = \frac{V_{см.а}^2 \cdot \rho_{см.а} - V_n^2 \cdot \rho_n}{2}, \quad (1.63)$$

$$\Delta p_{под} = H_0 \cdot \rho_{см.а} \cdot g.$$

11. Находят общие расчетные потери давления в подъемном трубопроводе

$$\Delta p_{э.р} = \Delta p_{тр} + \Delta p_{разг} + \Delta p_{под} \quad (1.64)$$

и сравнивают полученное значение с заданной в п. 6 величиной потерь  $\Delta p_э$ . Если расчетные и заданные потери отличаются, то расчет повторяется начиная с п. 6 для скорректированного значения потерь давления.

По результатам последнего приближения вычисляется к.п.д. эрлифтного гидроподъема

$$\eta = \frac{Q_T \cdot g(\rho_T - \rho_{жс}) \cdot H_p + Q_T \cdot g \cdot \rho_T \cdot H_0}{p_a \cdot Q_{г.а} \cdot \ln \frac{p_{см}}{p_a}}. \quad (1.65)$$

Профессором Г. Грабовым с использованием предложенных Х. Безе и Г. Клаусом методов было выполнено моделирование параметров глубоководных эрлифтов в широком диапазоне изменений исходных данных [117, 118]. Исследования позволили получить зависимости расхода воздуха и к.п.д. установок от концентрации твердой фазы пульпы для разных диаметров трубопровода. Из анализа зависимостей следовало, что основанный на использовании осредненных параметров потока метод Х. Безе может применяться для расчета морских эрлифтных гидроподъемов с суммарной длиной подводящего и подъемного трубопроводов не более 500 м, а также концентрацией твердой фазы до 5 %. Результаты расчетов свидетельствовали о наиболее эффективной работе глубоководных эрлифтов с длиной транспортного тракта до 5000 м при концентрации твердой фазы в пульпе 1...2 %.

Метод Грабова при некоторых упрощающих предположениях основан на составлении баланса мощностей потоков в элементах гидроподъема. Мощность потока в подъемном трубопроводе приравнивается к сумме мощностей потоков в подводящем трубопроводе и подаваемого в смеситель сжатого воздуха. После преобразований получается выражение для расчета расхода воздуха (при нормальных условиях), отнесенного к объемному расходу воды:

$$\varphi_г^* = \frac{Q_{г.а}}{Q_{жс}} = \frac{g \cdot \rho_{жс} \cdot H_p \left[ 1 + \left( \frac{\rho_T}{\rho_{жс}} - 1 \right) \varphi_T \right]}{p_a \cdot (1 - \varphi_T) \cdot \ln \left( \frac{p_{см}}{p_a} \right)} \times$$

$$\times \left\{ \frac{V_n^2}{2 \cdot g \cdot H_p} + \frac{H_0}{H_p} + \left(1 + \frac{H_0}{H_p}\right) \frac{8 \cdot \lambda_{жс}}{\pi^2 \cdot g \cdot D_9^5} \cdot \frac{Q_T}{\varphi_T} + \frac{\left(\frac{\rho_T}{\rho_{жс}} - 1\right) \left(1 + \frac{H_0}{H_p}\right) \varphi_T}{1 - \frac{V_{жсТ}}{V_n}} \right\}, \quad (1.66)$$

где  $\lambda_{жс}$  – коэффициент сопротивления трубы для случая течения жидкости, который считается постоянным и равным 0,02,

$$H_p = H_{см} + L_{подв}, \quad \varphi_T = \frac{Q_T}{Q_T + Q_{жс}}, \quad V_n = \frac{Q_T + Q_{жс}}{S_{подв}}, \quad (1.67)$$

$$V_{жсТ} = \left[ 1 - \left( \frac{d_T}{D_{подв}} \right)^2 \right] \sqrt{\frac{4 \cdot g \cdot d_T}{3 \cdot C_x} \left( \frac{\rho_T}{\rho_{жс}} - 1 \right) f_t}, \quad (1.68)$$

где  $C_x$  – коэффициент лобового сопротивления твердой частицы;

$f_t$  – коэффициент формы частицы, в расчетах рекомендуется принимать равным единице.

Расход твердого  $M_T$  и массовая концентрация твердого в потоке пульпы подводящего трубопровода  $\varphi_{MT}$  задаются. Массовый расход жидкости определяется следующим образом:

$$M_{жс} = M_T \frac{1 - \varphi_{MT}}{\varphi_{MT}}. \quad (1.69)$$

В завершение находят объемный расход жидкости и требуемый расход газа из выражения (1.66)

$$Q_{жс} = \frac{M_{жс}}{\rho_{жс}}, \quad Q_{г.а} = \varphi_2^* \cdot Q_{жс}. \quad (1.70)$$

Процессы течения пульпы и пульповоздушной смеси в составленном Х. Безе методе описываются при помощи гомогенной модели с использованием средних параметров этих потоков по длине подводящего и подъемного трубопроводов эрлифта [117]. При рассмотрении потоков подводящего и подъемного трубопроводов не учитывался коэффициент Дарси, что свидетельствует о неизбежном получении значительных ошибок и невозможности определения действительных характеристик глубоководных эрлифтов.

Профессором Г. Клаусом на основании проведенных экспериментальных и теоретических исследований движения твердых частиц в восходящем потоке воды был разработан оригинальный метод определения параметров потока пульпы. Экспериментальные исследования предусматривали установление зависимости изменения критической скорости потока от объемной концентрации

твердой фазы [120–122]. В исследованиях использовались экспериментальная установка с трубопроводом диаметром 0,10 м и стеклянные шарики диаметром 0,01 м. Для случаев движения пульпы и воды определенные значения коэффициента Дарси при значениях числа Рейнольдса свыше 1000 и объемной концентрации твердой фазы в пульпе до 5 % были практически идентичными. Автором было сделано предположение, что с увеличением концентрации пульпы свыше 5 % значения коэффициента Дарси для потока пульпы могут существенно превышать значение этого коэффициента для потока воды. Полученные экспериментальные результаты после уточнения с учетом физико-механических характеристик фракций минерального сырья могут быть полезны для расчета параметров подводящего трубопровода глубоководного эрлифтного гидроподъема. В разработанном профессором Г. Клаусом методе расчета параметров газожидкостного потока удельный расход воздуха в первом приближении определялся на основании закона сохранения энергии.

Разработанный профессором М. Вебером для определения основных характеристик эрлифта метод базируется на уравнении баланса мощностей подаваемого в смеситель и реально расходуемого на подъем пульпы потоков сжатого воздуха [123, 124]. Метод представлен в двух вариантах. В первом варианте предусмотрено использование гомогенной модели, что обуславливает рассмотрение пульпы в подводящем трубопроводе и пульповоздушной смеси в подъемном трубопроводе в виде однородных смесей. Данные допущения позволяют выполнить расчет параметров потоков подводящего и подъемного трубопроводов в конечном итоге на уровне алгебраических выражений. Второй вариант основывается на применении более сложной гетерогенной модели и предусматривает рассмотрение отдельных течений фаз в подводящем и подъемном трубопроводах. В работах М. Вебера особый интерес представляют данные экспериментальных исследований, приведенные для сравнения с результатами соответствующих вычислений. Эксперименты проводились на карьере «Рейнского бурогольного акционерного общества» в г. Кельне с использованием эрлифтной установки со смонтированными в буровой скважине глубиной 441 м подводящим и подъемным трубопроводами. Однако разработанные методы не учитывают специфику движения фаз гетерогенного потока в подъемном трубопроводе при различных структурах течения, что существенно отражается на транспортирующей способности потока. Тем не менее, простота вычислений позволяет эффективное использование предложенных методов для получения оценочных расчетов эрлифтных гидроподъемов.

Рассмотрим метод Вебера, кинематически распространенный проф. В.Е. Давидсоном на ступенчатую форму подъемного трубопровода, состоящего из двух ступеней различного диаметра.

В первом варианте принята гомогенная модель: вместо отдельного описания движения жидкости и твердых частиц в уравнения вводятся характеристики пульпы, которая считается динамически равновесной. Во втором варианте характеристики жидкой и твердой фаз введены отдельно, что приводит к получению гетерогенной модели. Точнее назвать такую модель было бы «условно гетерогенной», так как для твердой фазы рассматриваются только интегральные характеристики, сопротивление отдельной частицы в уравнения

не вводится. Гомогенная модель приводится к конечным алгебраическим формулам. По гетерогенной модели расчет ведется пошагово методом итераций. В обоих случаях метод следует считать полуэмпирическим, так как для замыкания используются эмпирические зависимости.

При малых расходах подаваемого в смеситель воздуха эрлифт поднимает только жидкость. Если скорость жидкости превышает скорость осаждения твердых частиц, то они поступают в подводный трубопровод и движутся вверх. В этом случае ниже и выше смесителя реализуются два различных потока, а именно: двухфазное течение (жидкость с твердыми частицами) ниже смесителя и трехфазное течение (жидкость с твердыми частицами и воздухом) выше смесителя.

Предполагается, что  $C_T$ ,  $Q_T$ , геометрические параметры эрлифта и физические свойства фаз являются заданными величинами.

Необходимый объемный расход воздуха может быть найден из совместного решения уравнений равенства мощностей (1.71) и баланса давлений (1.72):

$$N_z + N_n = N_1 + N_2, \quad (1.71)$$

$$p_a = p_{cm} - \Delta p_3 - \Delta p_4 - \Delta p_\xi - \Delta p_{вых}, \quad (1.72)$$

где  $N_z$  – мощность потока подводимого сжатого воздуха;

$N_n$  – мощность потока пульпы;

$N_1$  и  $N_2$  – мощности, обусловленные потерями давления при подъеме двухфазной и трехфазной гетерогенных смесей соответственно ниже и выше смесителя;

$p_a$  – давления в выходном сечении подъемного трубопровода (атмосферное давление);

$\Delta p_3$  и  $\Delta p_4$  – потери полного давления соответственно ниже и выше смесителя;

$\Delta p_\xi$  и  $\Delta p_{вых}$  – потери давления на сопротивлениях в месте резкого расширения подъемного трубопровода и в выходном его сечении.

Определим величины мощностей, входящих в уравнение (1.71). Предположим, что в процессе подъема имеет место изотермическое расширение воздуха. Тогда

$$N_z = \int_{p_a}^{p_{cm}} \frac{p_a \cdot Q_{z.a}}{p} dp = p_a \cdot Q_{z.a} \cdot \ln \frac{p_{cm}}{p_a}. \quad (1.73)$$

Жидкость и твердые частицы, движущиеся в подводном трубопроводе, замещаются тем же объемным расходом пульпы под давлением внешнего водяного столба. Следовательно, мощность потока подводимой пульпы равна

$$N_n = (Q_{жс} + Q_T) \cdot (H_{cm} + L_{подв}) \cdot \rho_{жс} \cdot g, \quad (1.74)$$

где  $L_{подв}$  – длина подводного трубопровода.

При расчете двухфазного течения в подводящем трубопроводе примем линейный закон распределения давления. В этом случае

$$N_1 = (Q_{жс} + Q_T) \cdot \Delta p_1, \quad (1.75)$$

где  $\Delta p_1$  – потери полного давления, обусловленные подъемом пульпы на высоту  $L_{подв}$ , трением и ускорением потока

$$\Delta p_1 = (\varphi_{жс} \cdot \rho_{жс} + \varphi_T \cdot \rho_T) \cdot L_{подв} \cdot g + \frac{1}{2} (\varphi_{жс} \cdot \rho_{жс} \cdot V_{жс}^2 + \varphi_T \cdot \rho_T \cdot V_T^2) \cdot \left( 1 + \xi_{вх} + \lambda \frac{L_{подв}}{D_{подв}} \right), \quad (1.76)$$

где  $\xi_{вх}$  – коэффициент местного сопротивления на входе в подводящий трубопровод.

Объемные концентрации твердой ( $0 < \varphi_T < 0,2$ ) и жидкой ( $\varphi_{жс} = 1 - \varphi_T$ ) фаз, а также скорости фаз ( $V_i = Q_i / (\varphi_i \cdot S_{подв})$ ), входящие в соотношение (1.76) рассчитываются следующим образом:

$$\varphi_T = \left( \frac{W_0}{V_n} - 1 + \left[ \left( \frac{W_0}{V_n} - 1 \right)^2 + 4 \cdot C_1 \cdot C_T \frac{W_0}{V_n} \right]^{1/2} \right) \left( 2 \cdot C_1 \frac{W_0}{V_n} \right)^{-1},$$

$$\frac{W_0}{V_n} = W(V_n - W) \cdot \left[ (1 - C_1 \cdot C_T) V_n^2 - W \cdot V_n \right]^{-1}, \quad (1.77)$$

$$C_T = \frac{Q_T}{Q_{жс} + Q_T}, \quad V_n = \frac{Q_{жс} + Q_T}{S_{подв}},$$

где  $W$  – критическая скорость;

$C_1$  – коэффициент, зависящий от крупности частиц.

Трехфазное гетерогенное течение выше смесителя является сжимаемым ввиду наличия газа. В результате расширения газа все три фазы ускоряются, изменяются их объемные концентрации и, следовательно, изменяется градиент давления. Поэтому предполагается, что расчет трехфазного течения выше смесителя можно осуществлять пошагово с использованием формул приближенного интегрирования. Тогда для потерь мощности выше смесителя можно записать

$$N_2 = N_3 + N_4 + N_{\xi} + N_{вых}, \quad (1.78)$$

где  $N_3, N_4$  – затраты мощности в процессе подъема трехфазного потока до и после резкого расширения подъемного трубопровода;

$N_{\xi}, N_{вых}$  – потери мощности на местных сопротивлениях соответственно в месте расширения трубопровода и в выходном его сечении,

$$N_{\xi} = (Q_{жс} + Q_T + Q_z)_c \cdot \Delta p_{\xi} , \quad (1.79)$$

$$\Delta p_{\xi} = \frac{1}{2} (\varphi_z \cdot \rho_z \cdot V_z^2 + \varphi_{жс} \cdot \rho_{жс} \cdot V_{жс}^2 + \varphi_T \cdot \rho_T \cdot V_T^2) \cdot \xi , \quad (1.80)$$

$$\xi = \alpha \left( 1 - \frac{S_{подв}}{S_3} \right)^2 , \quad (1.81)$$

$$N_{вых} = \frac{1}{2} (\varphi_z \cdot \rho_z \cdot V_z^2 + \varphi_{жс} \cdot \rho_{жс} \cdot V_{жс}^2 + \varphi_T \cdot \rho_T \cdot V_T^2)_n \cdot \xi_{вых} \cdot (Q_{жс} + Q_T + Q_z) , \quad (1.82)$$

где  $\alpha = 1$ ;

$\xi_{вых}$  – коэффициент местного сопротивления на выходе из подъемного трубопровода.

Для определения мощностей  $N_3$  и  $N_4$  выберем элемент длины трубопровода  $\Delta x$  и вычислим число шагов интегрирования для участков ниже и выше расширения подъемного трубопровода.

$$n_3 = \frac{H_{см}}{\Delta x} , \quad n_4 = \frac{H_{см} + H_0 - H_{см}}{\Delta x} , \quad (1.83)$$

где  $H_{см}$  – расстояние от смесителя до места расширения подъемного трубопровода.

Используя формулу левых прямоугольников, получим

$$N_{3,4} = \sum_{i=1}^{n_3, n_4} (Q_z + Q_{жс} + Q_T)_k \cdot \Delta p_k . \quad (1.84)$$

Предполагается, что потери полного давления вдоль элемента длины подъемного трубопровода  $\Delta x$  обуславливаются потерями на трение, ускорение и подъем трехфазной гетерогенной смеси. Тогда

$$\begin{aligned} \Delta p_k = & (\varphi_z \cdot \rho_z + \varphi_{жс} \cdot \rho_{жс} + \varphi_T \cdot \rho_T)_k \cdot g \cdot \Delta x + \lambda \cdot \frac{\Delta x}{2 \cdot D_k} (\varphi_z \cdot \rho_z \cdot V_z^2 + \\ & + \varphi_{жс} \cdot \rho_{жс} \cdot V_{жс}^2 + \varphi_T \cdot \rho_T \cdot V_T^2)_k + \frac{1}{2} [\varphi_z \cdot \rho_z \cdot (V_{z.k}^2 - V_{z.k-1}^2) + \\ & + \varphi_{жс} \cdot \rho_{жс} \cdot (V_{жс.k}^2 - V_{жс.k-1}^2) + \varphi_T \cdot \rho_T \cdot (V_{T.k}^2 - V_{T.k-1}^2)]_k , \end{aligned} \quad (1.85)$$

где  $k = 1, 2$  – для участков до и после расширения трубопровода, соответственно.

Для расчета давления подаваемого в смеситель воздуха используется уравнение динамического равновесия между внешним столбом жидкости, внутренним столбом жидкости и потерями полного давления в подводящем трубопроводе

$$P_{см} = P_a + \rho_{жс} \cdot g \cdot H_{см} - \Delta p_1 . \quad (1.86)$$

Объемный расход газа и его плотность в смесителе находятся на основании соотношений:

$$Q_{г.см} = Q_{г.а} \frac{P_a}{P_{см}} , \quad \rho_{г.см} = \rho_{г.а} \frac{P_{см}}{P_a} . \quad (1.87)$$

Для потерь давления  $\Delta p_3$  и  $\Delta p_4$ , входящих в уравнение (1.72), получим

$$\Delta p_{3,4} = \sum_{i=1}^{n_3, n_4} \Delta p_k . \quad (1.88)$$

Объемные концентрации и скорости фаз в гетерогенном течении выше смесителя находятся на основе суперпозиции решений для двухфазных течений, а именно: течения *A* (жидкость с твердыми частицами) и течения *B* (жидкость и газ). При этом концентрация дискретной фазы для двухфазного течения *A* находятся по соотношениям (1.77), а для двухфазного течения *B* по эмпирической зависимости

$$\begin{aligned} \varphi_г &= Q_г \cdot (0,41 \cdot S + 1,081 \cdot Q_г + Q_{жс})^{-1}, \\ \varphi_г + \varphi_{жс} &= 1. \end{aligned} \quad (1.89)$$

Суперпозиция решений для двухфазных течений *A* и *B* осуществляется следующим итеративным способом. Вначале предполагается, что через поперечное сечение трубопровода *S* проходит только двухфазный поток *B*. При этом объемный расход воздуха  $Q_г$  рассчитывается заранее, что позволяет с использованием соотношения (1.89) найти объемные концентрации фаз, а затем и площади поперечных сечений фаз  $S_{жс}$  и  $S_г$ . Далее предполагается, что через поперечное сечение подъемного трубопровода  $S - S_г$  проходит двухфазный поток *A*. Объемные концентрации фаз этого течения находятся по соотношениям (1.77). Вычисляются также площади  $S_{жс}$  и  $S_г$ , занимаемые жидкой и твердой фазами. На следующем шаге предполагается, что двухфазный поток *B* проходит теперь через поперечное сечение трубопровода площадью  $S - S_г$ .

Описанный выше итеративный процесс продолжается до тех пор, пока изменение площадей, занимаемых фазами, становится меньше заданного предела. Расчеты показывают, что практически достаточно сделать для этого

четыре итерации. Найденные фазовые площади используются для расчета объемных концентраций трехфазного гетерогенного течения

$$\varphi_2 = \frac{S_2}{S}, \quad \varphi_{жс} = \frac{S_{жс}}{S}, \quad \varphi_T = \frac{S_T}{S}, \quad (1.90)$$

$$\varphi_2 + \varphi_{жс} + \varphi_T = 1$$

и скоростей фаз

$$V_2 = \frac{Q_2}{S_2}, \quad V_{жс} = \frac{Q_{жс}}{S_{жс}}, \quad V_T = \frac{Q_T}{S_T}. \quad (1.91)$$

В качестве начальных значений для параметров  $\varphi_i$  и  $V_i$  трехфазного течения используются данные, полученные для сечения подъемного трубопровода на уровне подачи в него сжатого воздуха.

Приведенные ниже методы Полярского и Хазитеодороу базируются на отдельной модели течения и требуют для своего описания довольно громоздкого математического аппарата. Так как данная книга посвящена вопросам сжимаемых трехфазных смесей, то при изложении методов расчета авторы заострили внимание на математическом описании процессов течения в подъемном трубопроводе ГЭГ. Особенности течения двухфазного потока в подводящем трубопроводе будут проанализированы ниже.

Разработанный Полярским метод расчета параметров эрлифта предусматривает использование уравнений равновесия сил, действующих, как на выделенный объем смеси в подъемном трубопроводе, так и на отдельную твердую частицу, уравнений неразрывности для каждой из фаз смеси и уравнения изотермы [125]. В описании действующих на твердые частицы гидродинамических сил, смесь при различных структурах течения считается однородной средой, обладающей осредненной плотностью. Коэффициент лобового сопротивления твердых частиц в многофазном потоке вычислялся с учетом числа Рейнольдса, определенного по параметрам водовоздушной смеси. Модель сводится к четырем дифференциальным уравнениям, решаемым численным интегрированием на ЭВМ.

Особенности разработанного Полярским метода состоят в следующем:

1. Для описания гидродинамических сил, действующих на твердые частицы, вводится понятие водовоздушной смеси со свойствами однородной среды, плотность которой

$$\rho_c = \frac{M_{жс} + M_2}{Q_{жс} + Q_{2.a} \frac{p_a}{p}}. \quad (1.92)$$

Скорость смеси определяется по формуле:

$$V_c = \frac{Q_{жс} + Q_{г.а} \frac{p_a}{p}}{S_{жс} + S_г} . \quad (1.93)$$

2. Коэффициент лобового сопротивления твердых частиц  $C_x$  в потоке смеси определяется по числу Рейнольдса, вычисляемому для смеси, т.е.

$$Re = \frac{V_c \cdot d_T}{\nu_c} , \quad (1.94)$$

где  $\nu_c$  – кинематический коэффициент вязкости смеси.

3. Считается, что воздушные пузыри перемещаются относительно воды со скоростью

$$V_{гжс} = \sqrt{\frac{4}{3} \frac{g}{C_{x(гжс)}} d_г \frac{\rho_{жс}}{\rho_г}} , \quad (1.95)$$

где  $d_г$  – диаметр газового пузыря в потоке.

Составляется уравнение равновесия сил, действующих на выделенный участок длиной  $dx$

$$M_T dV_T + M_{жс} dV_{жс} + M_г dV_г + S dp + F_T + F_{жс} + F_г + T_{mp-T} + T_{mp-жс} + T_{mp-г} = 0 \quad (1.96)$$

и уравнение равновесия сил, действующих на твердую частицу на этом участке

$$S_T dp + F_T + M_T dV_T + T_{mp-T} - R_{T-c} = 0 . \quad (1.97)$$

В приведенных уравнениях

$$F_г = S_г \cdot \rho_г \cdot g dx , \quad (1.98)$$

$$F_T = S_T \cdot \rho_T \cdot g dx , \quad (1.99)$$

$$F_{жс} = S_{жс} \cdot \rho_{жс} \cdot g dx , \quad (1.100)$$

$$T_{mp-г} = \lambda_г \frac{V_г^2}{2 \cdot D_г} \rho_г \cdot S_г dx , \quad (1.101)$$

$$T_{mp-жс} = \lambda_{жс} \frac{V_{жс}^2}{2 \cdot D_{жс}} \rho_{жс} \cdot S_{жс} dx , \quad (1.102)$$

$$T_{mp-T} = \lambda_T \frac{V_T^2}{2 \cdot D_3} \rho_T \cdot S_T dx , \quad (1.103)$$

$$R_{T-c} = C_x \frac{\rho_c}{2} (V_c - V_T) \cdot |V_c - V_T| \frac{\pi \cdot d_T^2}{4} N_T , \quad (1.104)$$

где  $F_i$  – силы веса;

$T_{mp-i}$  – силы трения;

$R_{T-c}$  – силы лобового сопротивления твердых частиц в потоке смеси;

$N_T$  – число частиц на участке длиной  $dx$ .

Уравнения (1.96) и (1.97) дополняется уравнениями неразрывности для фаз и уравнением изотермы для газа

$$V_T \frac{dS_T}{dx} + S_T \frac{dV_T}{dx} = 0 , \quad (1.105)$$

$$V_{жс} \frac{dS_{жс}}{dx} + S_{жс} \frac{dV_{жс}}{dx} = 0 , \quad (1.106)$$

$$S_2 \cdot \rho_2 \frac{dV_2}{dx} + S_2 \cdot V_2 \frac{d\rho_2}{dx} + V_2 \cdot \rho_2 \frac{dS_2}{dx} = 0 , \quad (1.107)$$

$$\frac{dS_T}{dx} + \frac{dS_{жс}}{dx} + \frac{dS_2}{dx} = 0 , \quad (1.108)$$

$$\frac{dp}{dx} = \frac{p_a}{\rho_{2,a}} \cdot \frac{d\rho_2}{dx} . \quad (1.109)$$

После преобразований система уравнений (1.96), (1.97), (1.105) – (1.109) сводится к четырем дифференциальным уравнениям:

$$\begin{aligned} \frac{dp}{dx} = & \frac{\left( g \frac{M_T}{V_T} + \lambda_T \frac{M_T}{2 \cdot D_3} V_T - a \cdot M_T \right) \left( 1 - \frac{b}{\rho_T \cdot V_T^2} \right) -}{S - \frac{M_2 \cdot c}{p^{5/3}} - b \frac{M_2 \cdot p_a}{\rho_{2,a}} \left( \frac{1}{V_2 \cdot p^2} - \frac{c}{V_2^2 \cdot p^{8/3}} \right) -} \\ & - \frac{\left[ g \left( \frac{M_2}{V_2} + \frac{M_{жс}}{V_{жс}} + \frac{M_T}{V_T} \right) + \frac{\lambda_{жс} \cdot V_{жс} \cdot M_{жс} + \lambda_T \cdot V_T \cdot M_T + \lambda_2 \cdot V_2 \cdot M_2}{2 \cdot D_3} \right]}{\left( 1 - \frac{b}{\rho_T \cdot V_T^2} \right) \rho_T \cdot V_T} , \quad (1.110) \end{aligned}$$

$$\frac{dV_T}{dx} = - \frac{1}{\rho_T \cdot V_T} \left( \frac{dp}{dx} \right) - \frac{g}{V_T} - \lambda_T \cdot V_T \cdot (2 \cdot D_3)^{-1} - a , \quad (1.111)$$

$$\frac{dV_{жс}}{dx} = -\frac{-b}{M_z + M_{жс}} \left[ \frac{M_T}{\rho_T V_T^2} \left( \frac{dV_T}{dx} \right) + \frac{M_z \cdot p_a}{\rho_{z.a}} \left( \frac{1}{V_z \cdot p^2} - \frac{c}{V_z^2 \cdot p^{8/3}} \right) \frac{dp}{dx} \right], \quad (1.112)$$

$$\frac{dV_z}{dx} = \frac{dV_{жс}}{dx} - \frac{c}{p^{5/3}} \frac{dp}{dx}, \quad (1.113)$$

$$a = \frac{3}{4} \frac{C_x}{d_T \cdot \rho_T \cdot V_T} \frac{M_z + M_{жс}}{\left( \frac{p_a}{p} Q_{z.a} + Q_{жс} \right)} \left( \frac{Q_{z.a} \frac{p_a}{p} + Q_{жс}}{S - \frac{M_T}{\rho_T \cdot V_T}} - V_T \right)^2, \quad (1.114)$$

$$b = (M_z + M_{жс}) \cdot \left( \frac{M_{жс}}{\rho_{жс} \cdot V_{жс}^2} + \frac{M_z \cdot p_a}{\rho_{z.a} \cdot V_z^2 \cdot p} \right)^{-1}, \quad (1.115)$$

$$c = \frac{2}{3} \sqrt{\frac{4}{3} \frac{d_{z.a}}{C_{xz}} \frac{\rho_{жс}}{\rho_{z.a}} g \cdot p_a^{4/3}}. \quad (1.116)$$

где  $d_{z.a}$  – диаметр газового пузыря при атмосферном давлении.

Система дифференциальных уравнений (1.110) – (1.113) с учетом соотношений (1.114) – (1.116) решается численными методами.

Применение формулы (1.95), принятой Полярским для вычисления скорости скольжения пузырей, по мнению проф. Давидсона В.Е. необоснованно и, может быть, просто ошибочно. Для вычисления относительной скорости газовых пузырей целесообразно использовать формулу

$$V_{жс} = \sqrt{\frac{4}{3} \frac{g}{C_{x(жс)}} d_z \frac{\rho_{жс} - \rho_z}{\rho_{жс}}}. \quad (1.117)$$

В случае использования (1.117) формула (1.116) записывается в следующем виде

$$c = c_1 = \sqrt{\frac{4}{3} \frac{g}{C_{xz}} \frac{d_{z.a} \cdot p_a^{1/3}}{1 - \frac{\rho_z}{\rho_{жс}}} \left[ \left( 1 + 2 \cdot \frac{\rho_z}{\rho_{жс}} \right) \frac{1}{6} p^{-1/6} \right]}. \quad (1.118)$$

В предложенном Хазитеодороу методе приняты такие предположения [126, 125]:

1. Диаметр транспортного трубопровода считается постоянным.
2. Движение считается стационарным и одномерным.
3. Твердые частицы имеют сферическую форму с одинаковым диаметром  $d_T$ .
4. Взаимодействие твердых частиц между собой и со стенками трубопровода не учитывается.

5. Расширение воздуха при подъеме происходит по изотермическому закону.

6. Считается, что трехфазный поток газа, жидкости и твердых частиц может быть представлен в виде суммы двухфазных потоков, состоящих соответственно из газа и жидкости, а также жидкости и твердых частиц. При таком подходе транспортировка твердых частиц осуществляется жидкостью.

На выделенный участок трехфазного потока действуют сила давления  $R_{p1}$ , тяжести  $R_{g1}$ , инерции  $R_{ин1}$  и трения  $R_{мп1}$ :

$$R_{p1} = S \cdot \Delta p, \quad (1.119)$$

$$R_{g1} = \Delta x (S_T \cdot \gamma_T + S_{жс} \cdot \gamma_{жс} + S_2 \cdot \gamma_2), \quad (1.120)$$

$$R_{ин1} = \frac{1}{g} (\gamma_T \cdot S_T \cdot V_T \cdot \Delta V_T + \gamma_{жс} \cdot S_{жс} \cdot V_{жс} \cdot \Delta V_{жс} + \gamma_2 \cdot S_2 \cdot V_2 \cdot \Delta V_2), \quad (1.121)$$

$$R_{мп1} = (S_T + S_{жс} + S_2) \left( \frac{dp}{dx} \right)^* \Delta x, \quad (1.122)$$

$$S = S_T + S_{жс} + S_2,$$

где  $S$  – площадь поперечного сечения выделенного объема трехфазного потока;

$\Delta x$  – высота выделенного объема;

$S_T, S_{жс}, S_2$  – площади поперечных сечений твердой, жидкой и газовой фаз в выделенном объеме;

$\gamma$  – удельный вес компонента смеси.

Потери на трение вычисляются как для потока воды

$$\left( \frac{dp}{dx} \right)^* = \frac{\lambda_{жс}}{D_9} \gamma_{жс} \frac{V_{жс}^2}{2 \cdot g}. \quad (1.123)$$

Из баланса рассмотренных сил получаем уравнение:

$$S \left( \frac{dp}{dx} \right) = -M_T \frac{dV_T}{dx} - M_{жс} \frac{dV_{жс}}{dx} - M_2 \frac{dV_2}{dx} - \frac{M_T g}{V_T} - \frac{M_{жс} g}{V_{жс}} - \frac{M_2 g}{V_2} - S \left( \frac{dp}{dx} \right)^*. \quad (1.124)$$

Относительная скорость твердых частиц в воде определяется действием на них сил инерции  $R_{ин2}$ , сопротивления  $R_{c2}$ , веса  $R_{g2}$  и подъемной силы Архимеда  $R_{a2}$ :

$$R_{ин2} = m_T \frac{dV_T}{dt} = \frac{1}{6} \frac{\pi}{g} \cdot d_T^3 \cdot \gamma_T \cdot V_T \frac{dV_T}{dx}, \quad (1.125)$$

$$R_{c2} = \frac{1}{8} \pi \cdot d_T^2 \gamma_{жс} \frac{C_x}{g} \cdot V_{жсT} \cdot |V_{жсT}|, \quad (1.126)$$

$$R_{g2} = \frac{1}{6} \pi \cdot d_T^3 \cdot \gamma_T , \quad (1.127)$$

$$R_{a2} = \frac{1}{6} \pi \cdot d_T^3 \gamma_{жс} , \quad (1.128)$$

где  $m_T$  – масса твердой частицы;

$V_{жсТ}$  – скорость частицы относительно жидкости.

Исходя из баланса действующих на твердую частицу сил, получается следующее уравнение:

$$S_T \left( \frac{dp}{dx} \right) = -m_T \frac{dV_T}{dx} - \frac{g \cdot m_T}{V_T} + \frac{3}{4} \frac{C_x}{g \cdot d_T} S_T \cdot \gamma_{жс} \cdot V_{жсТ} \cdot |V_{жсТ}| . \quad (1.129)$$

К данному соотношению добавляются уравнения неразрывности для отдельных фаз:

$$\begin{aligned} \frac{dS_T}{dx} V_T + S_T \frac{dV_T}{dx} &= 0 , \\ \frac{dS_{жс}}{dx} V_{жс} + S_{жс} \frac{dV_{жс}}{dx} &= 0 , \\ \frac{dS_z}{dx} \gamma_z \cdot V_z + S_z \cdot \gamma_z \frac{dV_z}{dx} + S_z \cdot V_z \frac{d\gamma_z}{dx} &= 0 . \end{aligned} \quad (1.130)$$

Наряду с уравнениями (1.130) принимается во внимание, что

$$\frac{dS_T}{dx} + \frac{dS_{жс}}{dx} + \frac{dS_z}{dx} = 0 . \quad (1.131)$$

При учете реального процесса расширения воздуха, отклонение его поведения от идеального газа учитывается соответствующим коэффициентом  $K(p)$ :

$$p = \frac{P_a}{K_a \cdot \gamma_{z,a}} K \cdot \gamma_z , \quad (1.132)$$

где  $K_a$  – значение поправочного коэффициента при атмосферном давлении  $p_a$ ;

$\gamma_{z,a}$  – удельный вес газа при нормальных условиях.

Дифференцируя уравнение (1.132) получаем:

$$\frac{dp}{dx} = \frac{\frac{p}{\gamma_z}}{\left( 1 - \frac{p}{K} \frac{dK}{dp} \right)} \frac{d\gamma_z}{dx} . \quad (1.133)$$

Относительная скорость воздуха в потоке воды определяется как скорость подъема пузырей в неподвижной жидкости. При этом предполагается, что пузыри воздуха, находящиеся на одной высоте обладают одинаковыми диаметрами  $d_z$ . Учитывая изменяющиеся по высоте трубопровода диаметр пузырей  $d_z$  и удельный вес воздуха  $\gamma_z$  можно записать выражение для определения скорости жидкости относительно газовой фазы

$$V_{zж} = \sqrt{\frac{4}{3} \frac{g}{C_{x(zж)}} \left(\frac{p_a}{K_a}\right)^{1/3} d_{z,a} \left(1 - \frac{K_a \gamma_{z,a} p}{p_a \gamma_{жс} K}\right) \cdot p^{-1/6} \cdot K^{1/6}}. \quad (1.134)$$

где  $C_{x(zж)}$  – коэффициент сопротивления движению газа в жидкости;

$d_{z,a}$  – диаметр газового пузыря при атмосферном давлении.

Абсолютная скорость воздуха в трубопроводе представляется суммой:

$$V_z = V_{жс} + V_{zж}. \quad (1.135)$$

Дифференцируя уравнение (1.135) получим

$$\frac{dV_z}{dx} = \frac{dV_{жс}}{dx} + \frac{dV_{zж}}{dx}. \quad (1.136)$$

Замкнутая система дифференциальных уравнений (1.124), (1.129) – (1.131), (1.133) и (1.136) решаются численно методом Рунге-Кутты. Находятся давление и удельный вес воздуха ( $p$ ,  $\gamma_z$ ), скорости фаз ( $V_T$ ,  $V_{жс}$ ,  $V_z$ ) и площади поперечных сечений фаз ( $S_T$ ,  $S_{жс}$ ,  $S_z$ ), как функции от продольной координаты подъемного трубопровода  $x$ . Вычисление параметров потока осуществляется в направлении от смесителя к воздухоотделителю. Необходимые для решения системы начальные значения скоростей и площадей фаз ( $V_{T0}$ ,  $V_{жс0}$ ,  $V_{z0}$ ,  $S_{T0}$ ,  $S_{жс0}$ ,  $S_{z0}$ ) определяются после расчета параметров потока подводящего трубопровода эрлифта. Начальное значение удельного веса воздуха  $\gamma_{z0}$  определяется давлением в смесителе  $p_{см}$ . При этом давление в смесителе и расход воздуха должны быть такими, чтобы в процессе решения задачи выйти в верхнем сечении подъемного трубопровода на атмосферное давление  $p_a$ .

Перейдем к анализу изложенных методов. Рассмотренные методы согласно терминологии проф. В.Е. Давидсона представляют два направления в современных гидравлических расчетах эрлифтов, которые можно условно называть как методы разделенных фаз и методы пульп.

К первой группе относятся методы Хазитеодороу и Полярского. Они основаны на применении к фазам потока законов сохранения количества движения и сводятся к системе дифференциальных уравнений, которые решаются численными методами на ЭВМ. На каждом шаге вдоль подъемного трубопровода определяются величины скоростей фаз, доли площади поперечного сечения каждой фазы в потоке, давление и плотность воздуха.

Для реализации этих методов требуются большие затраты машинного времени.

Ко второй группе относятся методы Уэки Сиро и Грабова, базирующиеся на балансе подведенных и затраченных мощностей. Методы данной группы являются более грубыми, т.к. в основу расчетов положены сильно упрощающие предположения. Задача сводится к решению алгебраических уравнений и простых соотношений. Такая простота позволяет провести расчеты для большого числа вариантов с целью установления влияния отдельных факторов на эффективность работы эрлифта.

Согласно авторитетному мнению проф. В.Е. Давидсона различие рассмотренных двух групп методов проявляется уже в задании исходных данных для расчетов. Известно, что для начала гидравлического расчета эрлифта и нахождения в конечном итоге значений требуемого расхода воздуха и давления, которое должен создать компрессор, необходимо задать две исходные величины. Одной из этих величин, как правило, является секундный расход твердого материала  $M_T$ , который требуется поднять эрлифтом. Для методов разделенных фаз в качестве второй исходной величины должна задаваться величина, характеризующая раздельность фаз, например, объемная концентрация твердых частиц  $\varphi_T$ . В методах пульп, где компоненты в потоке нераздельны, в качестве второй исходной величины берется консистенция пульпы  $\delta_{MT}$ , т.е. отношение секундного расхода твердых частиц  $M_T$  к секундному расходу жидкости  $M_{жс}$ .

Величины  $\varphi_T$  и  $\delta_{MT}$  безусловно связаны между собой, но эта связь является «односторонней». Так, зная величину  $\varphi_T$  в методах разделенных фаз можно найти и значение  $\delta_{MT}$ , но в методах пульп, зная величину  $\delta_{MT}$  невозможно вычислить  $\varphi_T$ .

Данное различие в задании исходных величин уже на первых этапах расчета по методам разных групп вызывает существенное расхождение в результатах. Проиллюстрируем это на примере вычисления потерь давления на трение и на подъем среды в подводящем трубопроводе ГЭГ. Рассмотрим следующий вариант:

$$H_p = 6000 \text{ м}; H_{см} = 1500 \text{ м}; D_{подв} = 0,22 \text{ м}; \rho_T = 2150 \text{ кг/м}^3; \rho_{жс} = 1028 \text{ кг/м}^3.$$

Принимаем расход твердых частиц  $M_T = 7,78 \text{ кг/с}$ . Для метода разделенных фаз задаем  $\varphi_T = 0,104$ , что соответствует  $\delta_{MT} = 0,136$ , которую используем в методе пульп.

Последующие расчеты дают:

$$M_{жс} = \frac{M_T}{\delta_{MT}} = 57,21 \text{ кг/м}^3, \quad Q_T = \frac{M_T}{\rho_T} = 0,0036 \text{ м}^3/\text{с},$$

$$Q_{жс} = 0,0557 \text{ м}^3/\text{с}, \quad S_{подв} = \frac{\pi \cdot D_{подв}^2}{4}.$$

Вычислим скорость и плотность пульпы

$$V_n = \frac{Q_T + Q_{жс}}{S_{подв}} = 1,56 \text{ м/с}, \quad \rho_n = \frac{\rho_T \cdot Q_T + \rho_{жс} \cdot Q_{жс}}{Q_T + Q_{жс}} = 1096 \text{ кг/м}^3.$$

$$\varphi_{жс} = 1 - \varphi_T = 0,896, \quad V_{жс} = \frac{Q_{жс}}{\varphi_{жс} \cdot S_{подв}} = 1,63 \text{ м/с}.$$

Используя полученные результаты, произведем вычисление потерь давления на трение:

а) по методу пульп:

$$(\Delta p_m)_n = \lambda_n \frac{H_p - H_{см}}{D_{подв}} \rho_n \frac{V_n^2}{2} = 0,02 \frac{4500}{0,22} \cdot 1096 \cdot \frac{1,56^2}{2} = 5,46 \cdot 10^5 \text{ Па};$$

б) по методу разделенных фаз:

$$(\Delta p_m)_p = \lambda_{жс} \frac{H_p - H_{см}}{D_{подв}} \rho_{жс} \frac{V_{жс}^2}{2} \sqrt{\varphi_{жс}} = 5,29 \cdot 10^5 \text{ Па}.$$

После уточнения коэффициента  $\lambda_{жс} = 0,0286$  получаем потери давления на трение  $7,67 \cdot 10^5 \text{ Па}$ .

Вычислим потери давления на подъем гидросмеси:

а) по методу пульп эти потери вычисляются на подъем в воде пульпы (которая сама состоит из воды и частиц!):

$$(\Delta p_n)_n = (H_p - H_{см}) (\rho_n - \rho_{жс}) g = 4500 \cdot (1096 - 1028) \cdot 9,81 = 30,02 \cdot 10^5 \text{ Па}.$$

б) по методу разделенных фаз эти потери вычисляются на подъем в воде только твердых частиц; при этом учитывается загруженность сечения, т.е.  $\varphi_T$ :

$$\begin{aligned} (\Delta p_n)_p &= (H_p - H_{см}) \cdot (\rho_T - \rho_{жс}) \cdot g \cdot \varphi_T = \\ &= 4500 \cdot (2150 - 1028) \cdot 9,81 \cdot 0,104 = 51,5 \cdot 10^5 \text{ Па}. \end{aligned}$$

Из результатов расчетов следует, что если потери на трение, вычисленные по обоим методам практически равны, то потери на подъем отличаются существенно (30,02 и 51,5 ат). Это влияет на величину давления в смесителе и, в конечном итоге, на требуемый расход воздуха. Другими словами использование отдельных моделей позволяет избежать заниженных расходов воздуха, обеспечивающих заданную производительность гидроподъемов. Из всех рассмотренных выше методов, пожалуй, наибольший практический интерес представляет метод Хазитеодору.

Специалистами Всесоюзного научно-исследовательского и проектного института «Океанмаш» для условий эрлифтного гидроподъема минерального

сырья с глубины 6000 м выбрана форма транспортного трубопровода, приведенная на рис. 1.1 [2]. Данная конструкция получена главным образом из соображений обеспечения требуемой прочности и функциональности трубного става, без учета гидродинамических факторов. Гидравлический расчет эрлифта с подводными и подъемными трубопроводами такой конструкции требует, кроме всего прочего, учета расширений и сужений потока, а также вычислений потерь давления в местах стыков ступеней.

Рассмотрим разработанный проф. В.Е. Давидсоном на базе метода Хазитеодороу гидравлический расчет ступенчатого эрлифта. Предложенный расчет сводится к определению расходных и энергетических параметров выбранной конструкции трубопровода с заданными геометрическими размерами.

Введем нумерацию участков снизу вверх. Участки 1–4 относятся к подводному трубопроводу эрлифта и характеризуются уменьшением диаметра ( $D_1 > D_2 > D_3 > D_4$ ). На участках 5–7, расположенных выше места подачи воздуха, каждый последующий участок подъемного трубопровода имеет больший диаметр:  $D_5 < D_6 < D_7$ .

В настоящее время нет обоснованного метода определения потерь давления на местных сопротивлениях для двух- и трехфазных потоков. Поэтому потери давления в местах соединения участков будем определять по потоку смеси

$$\Delta p_{м.с.k} = \xi_k \cdot \rho \frac{V_k^2}{2}, \quad (1.137)$$

где  $\rho$  – плотность потока;

$V_k$  – скорость потока на  $k$ -ом участке;

$\xi_k$  – коэффициент гидравлического сопротивления для стыка между  $k$ -м и  $(k + 1)$ -ым участками, отнесенный к скоростному напору на  $k$ -ом участке,

$$\xi_k = 0,5 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{D_{k+1}}{D_k} \right)^2 \right] \left( \frac{D_k}{D_{k+1}} \right)^4, \quad (k=1, 2, 3) \quad (1.138)$$

$$\xi_k = \left[ 1 - \left( \frac{D_k}{D_{k+1}} \right)^2 \right]^2, \quad (k=5, 6, 7) \quad (1.139)$$

Для подводного трубопровода ( $k=1, 2, 3, 4$ ) скорость пульпы на  $k$ -ом участке и плотность пульпы определяются по формулам (1.140) и (1.141):

$$V_{n.k} = \frac{Q_{жс} + Q_T}{S_k}, \quad (1.140)$$

$$\rho_n = \frac{M_{жс} + M_T}{Q_{жс} + Q_T}. \quad (1.141)$$

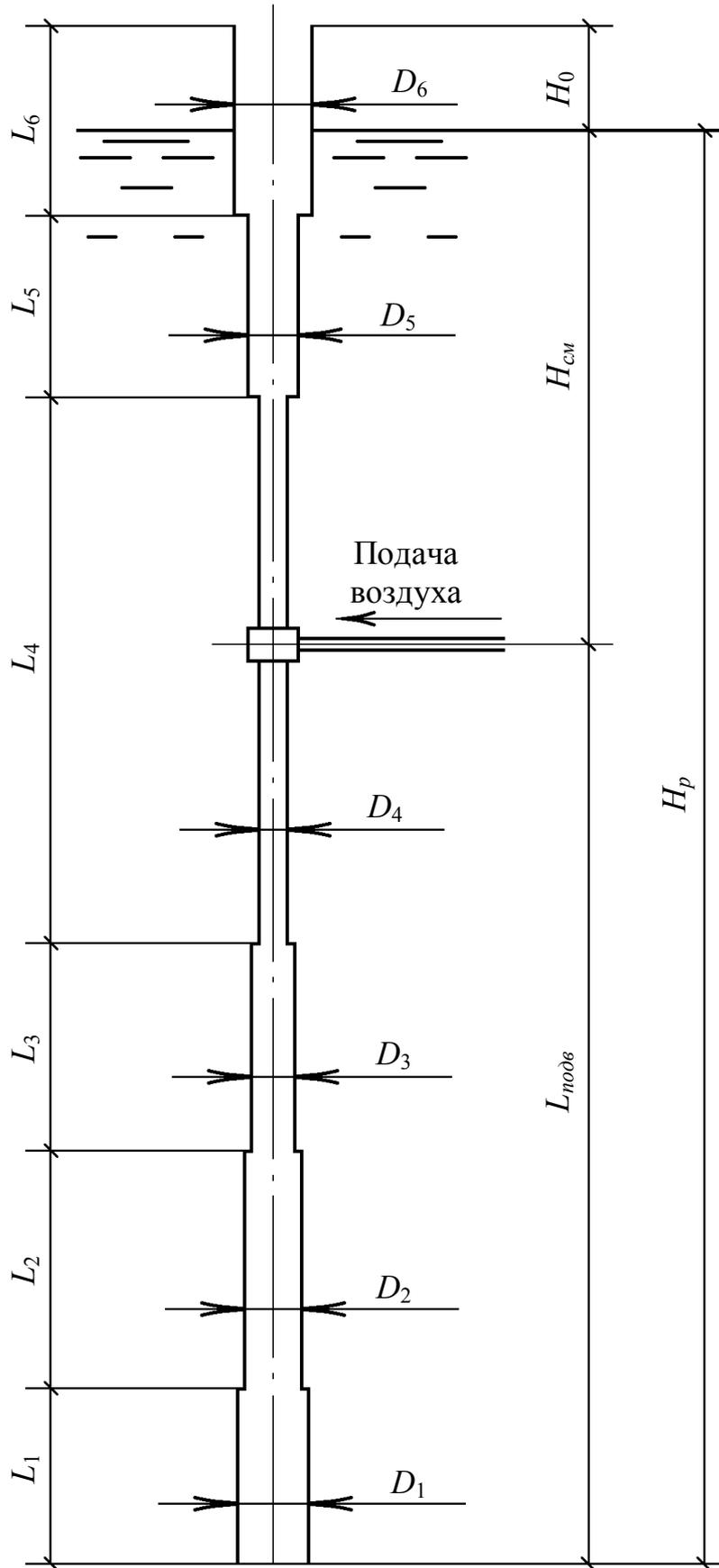


Рисунок 1.1 – Схема эрлифта

В подъемном трубопроводе ( $k=5, 6, 7$ ) скорость и плотность смеси трехфазного потока в конце  $k$ -ого участка находятся по формулам (1.142) и (1.143):

$$V_{c.k} = \frac{Q_{жс} + Q_T + Q_{z.k}}{S_k}, \quad (1.142)$$

$$\rho_{c.k} = \frac{M_{жс} + M_T + M_z}{Q_{жс} + Q_T + Q_{z.k}}. \quad (1.143)$$

где  $Q_{z.k}$  – объемный секундный расход воздуха в конце  $k$ -ого участка.

Теперь рассмотрим переход двух- и трехфазного потока на участок трубы с другим поперечным сечением. В потоке морской воды скорость на новом участке  $V_{k+1}$  находится из условия постоянства расхода жидкости, т.е.  $V_{k+1} = Q / S_{k+1}$ . А для перехода в расчетах через стык ступеней двух- или трехфазного потоков кроме условия уменьшения скорости фаз необходимо еще учитывать скорости скольжения фаз. Для двухфазного потока в подводящем трубопроводе необходимо решать следующую систему:

$$\begin{cases} Q_T = \varphi_{T(k+1)} S_{(k+1)} V_{T(k+1)}, \\ Q_{жс} = \varphi_{жс(k+1)} S_{(k+1)} V_{жс(k+1)}, \\ \varphi_{T(k+1)} = 1 - \varphi_{жс(k+1)}, \\ V_{T(k+1)} = V_{жс(k+1)} - V_{жсTo} \cdot \sqrt{\varphi_{жс1} \left( 1 - \frac{\lambda_{жс} \cdot \gamma_{жс} \cdot V_{жс(k+1)}^2}{(\gamma_T - \gamma_{жс}) \cdot 2 \cdot g \cdot D_{(k+1)}} \right)}. \end{cases} \quad (k=1, 2, 3) \quad (1.144)$$

Для определения параметров трехфазного потока при его переходе через стык ступеней подъемного трубопровода необходимо решать следующую систему уравнений:

$$\begin{cases} M_T = \rho_T \varphi_{T(k+1)} V_{T(k+1)} S_{(k+1)}, \\ M_z = \rho_{z(k+1)} \varphi_{z(k+1)} V_{z(k+1)} S_{(k+1)}, \\ M_{жс} = \rho_{жс(k+1)} \varphi_{жс(k+1)} V_{жс(k+1)} S_{(k+1)}, \\ V_{T(k+1)} = V_{жс(k+1)} - V_{жсTo}, \\ V_{z(k+1)} = V_{жс(k+1)} + V_{zжс(k+1)}, \\ \varphi_{T(k+1)} + \varphi_{жс(k+1)} + \varphi_{z(k+1)} = 1. \end{cases} \quad (\text{для } k=4, 5, 6) \quad (1.145)$$

Приведем сводку рабочих формул для гидравлического расчета ступенчатого эрлифта.

Для расчета параметров потока на первом участке подводящего трубопровода задаются величины  $M_T$  и концентрации пульпы  $\varphi_T$ , что позволяет выполнить вычисления с использованием следующих формул:

$$\varphi_{жс1} = 1 - \varphi_{T1}, \quad V_{T1} = \frac{M_T}{\varphi_{T1} \cdot \rho_T \cdot S_1}, \quad (1.146)$$

$$V_{жсTo} = \sqrt{\frac{4}{3} \frac{g \cdot d_T}{C_x} \left( \frac{\rho_T}{\rho_{жс}} - 1 \right)}, \quad \Phi = \frac{2 \lambda_{жс}}{3 C_x} \frac{d_T}{D_1}, \quad (1.147)$$

$$V_{жс1} = \frac{V_{T1} + V_{жсTo} \sqrt{\varphi_{жс1} \left\{ 1 - \Phi \left[ \left( \frac{V_{T1}}{V_{жсTo}} \right)^2 - \varphi_{жс1} \right] \right\}}}{1 + \Phi \cdot \varphi_{жс1}}, \quad (1.148)$$

$$M_{жс} = \rho_{жс} \cdot \varphi_{жс1} \cdot S_1 \cdot V_{жс1}, \quad (1.149)$$

$$\left( \frac{dp}{dx} \right)_1 = -\gamma_T + (\gamma_T - \gamma_{жс}) \left( \frac{V_{жс1} - V_{T1}}{V_{жсTo}} \right)^2, \quad (1.150)$$

$$V_1 = \frac{Q_T + Q_{жс}}{S_1}, \quad \rho_n = \frac{M_T + M_{жс}}{Q_T + Q_{жс}}, \quad \Delta p_{м.с.1} = \xi_1 \cdot \rho_n \cdot \frac{V_1^2}{2}. \quad (1.151)$$

Перейдем к расчету параметров потока на втором и последующих участках подводящего трубопровода.

Систему (1.144) целесообразно решать методом последовательных приближений. В качестве начальных значений параметров потока необходимо принять величины соответствующих параметров на первом участке подводящего трубопровода. Таким образом, для начала нужно принять  $V_{жс2}^{(0)} = V_{жс1}$ ,  $\varphi_{жс2}^{(0)} = \varphi_{жс1}$  и последовательно вычислить:

$$V_{T2} = V_{жс2} - V_{жсTo} \cdot \sqrt{\varphi_{жс2} \cdot \left( 1 - \frac{\lambda_{жс2} \cdot \gamma_{жс} \cdot V_{жс2}^2}{(\gamma_T - \gamma_{жс}) \cdot 2 \cdot g \cdot D_2} \right)}, \quad (1.152)$$

$$\varphi_{T2} = \frac{Q_T}{S_2 \cdot V_{T2}}, \quad \varphi_{жс2} = 1 - \varphi_{T2}, \quad (1.153)$$

$$V_{жс2} = \frac{Q_{жс}}{S_2 \cdot \varphi_{жс2}}. \quad (1.154)$$

Затем расчет повторяется начиная с (1.152) и так вычисления продолжаются пока значения параметров потока  $V_{T2}$ ,  $V_{жс2}$ ,  $\varphi_{T2}$ ,  $\varphi_{жс2}$  перестанут изменяться при заданной точности результатов расчета. Расчеты показывают, что для этого достаточно 4–5 приближений. Далее определяются

$$\left(\frac{dp}{dx}\right)_2 = -\gamma_T + (\gamma_T - \gamma_{жс}) \left(\frac{V_{жс2} - V_{T2}}{V_{жсT0}}\right)^2, \quad (1.155)$$

$$V_2 = \frac{Q_n}{S_2}, \quad \Delta p_{м.с.2} = \xi_2 \cdot \rho_n \cdot \frac{V_2^2}{2}. \quad (1.156)$$

После проведения аналогичных расчетов для всех участков подводящего трубопровода можно вычислить давление в потоке на входе в смеситель

$$\Delta p_{см} = (p_a + \gamma_{жс} \cdot H_p) + \sum_{k=1}^4 \left(\frac{dp}{dx}\right)_k L_k - \sum_{k=1}^4 \Delta p_{м.с.k}, \quad (1.157)$$

$$\left[\left(\frac{dp}{dx}\right)_k < 0\right].$$

Для рассматриваемого варианта геометрии ступенчатого эрлифта ввод воздуха производится в конце четвертого участка подводящего трубопровода. На пятом участке движется уже трехфазный поток и для определения гидродинамических параметров на этом участке необходимо применять метод Хазитеодору. Для подготовки системы (1.124), (1.129) – (1.131), (1.133) и (1.136) к решению на ЭВМ были проведены соответствующие преобразования и система сведена к четырем дифференциальным уравнениям:

$$\begin{cases} a_{11} \frac{dp}{dx} + a_{12} \frac{dV_T}{dx} + 0 \frac{dV_{жс}}{dx} + 0 \frac{dV_z}{dx} = f_1, \\ a_{21} \frac{dp}{dx} + a_{22} \frac{dV_T}{dx} + a_{23} \frac{dV_{жс}}{dx} + a_{24} \frac{dV_z}{dx} = f_2, \\ a_{31} \frac{dp}{dx} + 0 \frac{dV_T}{dx} + 1 \cdot \frac{dV_{жс}}{dx} + 1 \cdot \frac{dV_z}{dx} = 0, \\ a_{41} \frac{dp}{dx} + a_{42} \frac{dV_T}{dx} + a_{43} \frac{dV_{жс}}{dx} + a_{44} \frac{dV_z}{dx} = 0, \end{cases} \quad (1.158)$$

где введены обозначения

$$a_{11} = \frac{Q_T}{V_T}, \quad a_{12} = M_T, \quad Q_T = V_T \cdot S_T,$$

$$a_{21} = S, \quad a_{22} = M_T, \quad a_{23} = M_{жс}, \quad a_{24} = M_z,$$

$$a_{31} = \sqrt{\frac{4}{3} \frac{g}{\xi_c} \frac{p_a^{1/3} \cdot d_{z.a}}{\left(1 - \frac{\gamma_z}{\gamma_{жс}}\right)}} \cdot \frac{1}{6} \cdot \left(1 + 2 \frac{\gamma_z}{\gamma_{жс}}\right) \cdot p^{-7/6},$$

$$a_{41} = \frac{Q_z \cdot C_p}{p^2 \cdot V_z}, \quad a_{42} = \frac{Q_T}{V_T^2},$$

$$a_{43} = \frac{Q_{жс}}{V_{жс}^2},$$

$$a_{44} = \frac{Q_z \cdot C_p}{p \cdot V_z^2},$$

$$Q_{жс} = V_{жс} \cdot S_{жс},$$

$$p = C_p \cdot \gamma_z,$$

$$Q_z = V_z \cdot S_z \cdot \gamma_z,$$

$$C_p = \frac{p_a}{\gamma_{z.a}}.$$

Остальные соотношения для искомых величин являются:

$$\begin{aligned} S_{жс} &= \frac{Q_{жс}}{V_{жс}}, \\ S_z &= \frac{Q_z}{V_z \cdot \gamma_z} = \frac{Q_z \cdot C_p}{V_z \cdot p}, \\ \gamma_z &= \frac{p}{C_p}, \quad S_T = \frac{Q_T}{V_T}, \\ S_{жс} + S_T + S_z &= 1 \end{aligned} \quad (1.159)$$

и могут быть определены после решения (1.158). Система дифференциальных уравнений (1.158) может быть решена относительно производных  $\frac{dp}{dx}$ ,  $\frac{dV_T}{dx}$ ,  $\frac{dV_{жс}}{dx}$ ,  $\frac{dV_z}{dx}$ .

Обозначим через  $f_1$  и  $f_2$  такие выражения:

$$\begin{aligned} f_1 &= -\frac{g \cdot M_T}{V_T} + \frac{3}{4} \frac{C_x}{g \cdot d_T} S_T \cdot \gamma_{жс} (V_{жс} - V_z) |V_{жс} - V_z|, \\ f_2 &= -g \cdot \left( \frac{M_T}{V_T} + \frac{M_{жс}}{V_{жс}} + \frac{M_z}{V_z} \right) - \frac{S \cdot \lambda}{D} \gamma_{жс} \frac{V_{жс}^2}{2 \cdot g}. \end{aligned} \quad (1.160)$$

Выражения для производных системы (1.158) имеют следующий вид:

$$\begin{aligned}
 \frac{dp}{dx} &= \frac{D_1(p, V_T, V_{жс}, V_2)}{D(p, V_T, V_{жс}, V_2)}, \\
 \frac{dV_T}{dx} &= \frac{D_2(p, V_T, V_{жс}, V_2)}{D(p, V_T, V_{жс}, V_2)}, \\
 \frac{dV_{жс}}{dx} &= \frac{D_3(p, V_T, V_{жс}, V_2)}{D(p, V_T, V_{жс}, V_2)}, \\
 \frac{dV_2}{dx} &= \frac{D_4(p, V_T, V_{жс}, V_2)}{D(p, V_T, V_{жс}, V_2)}, \\
 0 &\leq x \leq x_1.
 \end{aligned} \tag{1.161}$$

Определители  $D_1$ ,  $D_2$ ,  $D_3$ ,  $D_4$  и  $D$  представлены следующими выражениями:

$$\begin{aligned}
 D_1(p, V_T, V_{жс}, V_2) &= (a_{44} + a_{43})(f_2 \cdot a_{12} - f_1 \cdot a_{22}) + f_1 \cdot a_{42} \cdot (a_{23} + a_{24}), \\
 D_2(p, V_T, V_{жс}, V_2) &= (a_{44} + a_{43})(f_1 \cdot a_{21} - f_2 \cdot a_{11}) + \\
 &\quad + f_1 \cdot a_{23} \cdot (a_{31} \cdot a_{44} - a_{41}) - f_1 \cdot a_{24} \cdot (a_{31} \cdot a_{43} + a_{41}), \\
 D_3(p, V_T, V_{жс}, V_2) &= (a_{31} \cdot a_{44} - a_{41})(f_2 \cdot a_{12} - f_1 \cdot a_{22}) - \\
 &\quad - f_1 \cdot a_{21} \cdot a_{42} + f_1 \cdot a_{24} \cdot a_{31} \cdot a_{42} + f_2 \cdot a_{11} \cdot a_{42}, \\
 D_4(p, V_T, V_{жс}, V_2) &= (a_{31} \cdot a_{43} + a_{41})(f_1 \cdot a_{22} - f_2 \cdot a_{12}) - \\
 &\quad - f_1 \cdot a_{21} \cdot a_{42} - f_1 \cdot a_{23} \cdot a_{31} \cdot a_{42} + f_2 \cdot a_{11} \cdot a_{42}, \\
 D(p, V_T, V_{жс}, V_2) &= (a_{44} + a_{43})(a_{12} \cdot a_{21} - a_{11} \cdot a_{22}) + a_{11} \cdot a_{42} \cdot (a_{23} + a_{24}) + \\
 &\quad + a_{12} \cdot a_{23} \cdot (a_{31} \cdot a_{44} - a_{41}) - a_{12} \cdot a_{24} \cdot (a_{31} \cdot a_{43} + a_{41}).
 \end{aligned} \tag{1.162}$$

Полученная система уравнений должна применяться для участков 5, 6 и 7. Вначале каждого из указанных участков надо задавать начальные значения скоростей и давления. Эти начальные данные определяются в результате решения уравнений (1.146) – (1.151), которые сводятся к кубическому уравнению для скорости жидкости

$$V_{жс} = 2\sqrt{-\frac{\mathcal{G}}{3}} \cdot \cos\left(\frac{\varphi}{3}\right) - \frac{b}{3}, \tag{1.163}$$

где

$$\mathcal{G} = -\frac{1}{3}b^2 + c,$$

$$\varphi = \arccos \frac{-q}{2 \cdot \sqrt{\left(-\frac{q}{3}\right)^3}},$$

$$q = 2\left(\frac{b}{3}\right)^3 - \frac{b \cdot c}{3} + d, \quad b = V_{2жс} - V_{жсТ} - V_2,$$

$$c = -V_{жсТ} \cdot V_{2жс} - (V_{2жс} \cdot Q_n - V_{жсТ} \cdot Q_c) \frac{1}{S_5},$$

$$d = \frac{Q_{жс}}{S_5} \cdot V_{жсТ} \cdot V_{2жс}, \quad Q_c = Q_{жс} + Q_2,$$

$$Q_n = Q_{жс} + Q_T, \quad V_2 = \frac{Q_{жс} + Q_T + Q_2}{S_5},$$

$$V_{жсТо} = \sqrt{\frac{4}{3} \frac{g \cdot d_T}{C_x} \left( \frac{\rho_T}{\rho_{жс}} - 1 \right)},$$

$$V_{2жс} = \sqrt{\frac{4}{3} \frac{g \cdot d_{2.a}}{C_{x(2жс)}} \cdot \frac{p_a^{1/3}}{\left(1 - \frac{\gamma_2}{\gamma_{жс}}\right)} \cdot \frac{1}{6} \cdot \left(1 + 2 \frac{\gamma_2}{\gamma_{жс}}\right) \cdot p^{-7/6}}.$$

Наряду с этим

$$V_{Тн} = V_{жсн} - V_{жсТо}, \quad (1.164)$$

$$V_{2н} = V_{жсн} - V_{2жс}. \quad (1.165)$$

Для решения этой системы уравнений должно быть известно значение расхода воздуха вначале каждого рассматриваемого участка. Вначале пятого участка это будет вводимый при давлении в смесителе расход воздуха  $Q_2$ .

Величины давления и расхода вначале шестого участка находим следующим образом. От величины давления в конце пятого участка вычитаем потери напора на стыке между пятым и шестым участками, которые определяются с учетом (1.138), (1.144)

$$p_{6н} = p_{5к} - \Delta p_{м.с5}. \quad (1.166)$$

Расход воздуха вначале шестого участка найдем из условия изотермичности исследуемого процесса.

$$Q_{26н} = Q_2 \frac{p_{см}}{p_{6н}}. \quad (1.167)$$

Проведя расчеты всех участков (5, 6, 7) сравниваем давление  $p_{H0}$  в потоке на заданной высоте подъема смеси над уровнем моря  $H_0$  с атмосферным давлением  $p_a$ . В случае  $p_{H0} < p_a$  необходимо уменьшить заданный расход воздуха  $Q_z$ , а если  $p_{H0} > p_a$ , то величину  $Q_z$  нужно увеличивать.

После достижения выполнения этого условия вычисляется секундный расход приведенного к нормальным условиям воздуха:

$$Q_{z.a.k} = Q_z \frac{p_{cm}}{p_a} \quad (1.168)$$

и определяется коэффициент полезного действия установки, чем и завершается рассмотренный расчет параметров потока в эрлифте с транспортным трубопроводом ступенчатой конструкции

$$\eta = \frac{Q_T \cdot g [(\rho_T - \rho_{жс}) \cdot H_p + \rho_T \cdot H_0]}{p_a \cdot Q_{z.a.k} \cdot \ln \frac{p_{cm}}{p_a}} \quad (1.169)$$

Вернемся к анализу основных методов расчета параметров глубоководных эрлифтов.

Все рассмотренные выше методы не учитывают наличие одновременно существующих структур течения смеси в подъемном трубопроводе.

Особое внимание заслуживают вопросы определения границ структур течения. Анализ работ [54–56, 127–130, 135, 136] показывает, что на формирование различных структур течения влияет большое количество факторов.

В наиболее полной постановке с учетом смены основных структур течения в подъемном трубопроводе проф. Кириченко Е.А. разработан метод определения параметров ГЭГ, базирующийся на комплексной полуэмпирической модели процесса течения смеси в подъемном трубопроводе [137, 138, 2]. Каждой структуре течения соответствует своя математическая модель. Метод также учитывает влияние характеристик питающей пневматической системы (компрессор и пневмопровод), угла наклона подъемного трубопровода на величину истинного газосодержания, а также растворимость воздуха в воде и возможность возникновения эффектов «звукового запираения» эрлифта и «захлебывания потока» при кольцевой структуре течения. В случае определения эффективности коротких шахтных эрлифтов указанными факторами можно пренебречь, однако подобные допущения в расчетах параметров глубоководных эрлифтных гидropодъемов, обладающих значительной протяженностью пневмогидравлических трактов, приведут к неизбежному получению существенных ошибок.

Комплексная полуэмпирическая модель, несмотря на достаточно высокую степень универсальности, не учитывает специфику транспортирования твердого материала при снарядной структуре течения, обусловленную

замедлением подъема частиц в воздушных снарядах, аккумуляцией твердой фазы на участке снарядной структуры течения (ССТ) и др.

Создание глубоководных эрлифтных гидроподъемов для транспортирования твердых полезных ископаемых со дна Мирового океана – комплексная научно-техническая проблема. Вот почему проектирование таких уникальных машиностроительных конструкций связано с решением целого ряда задач:

- определением статических и динамических характеристик напряженно-деформированного состояния трубного става (прочностной блок);
- расчетом основных конструктивных, расходных и энергетических параметров установки (гидродинамический блок);
- определением пространственной формы трубного става при его буксировке в толще воды (аэрогидроупругий блок);
- разработкой алгоритмов управления и локальных систем регулирования (блок АСУ ТП).

Многообразие и сложность этих задач определяет общую структуру проектирования ГЭГ как многоуровневый иерархический объект [138]. Понятно, что в этой структуре в процессе дальнейших исследований отдельные блоки могут совершенствоваться и дорабатываться. Изложенный в монографии материал касается совершенствования гидродинамического блока, а именно особенностей расчета параметров ССТ.

В рассмотренных выше методах [59–138] роль твердой фазы смеси сводится лишь к увеличению плотности транспортирующей среды. Наряду с этим разные интенсивности изменения физических параметров смеси при различных механизмах взаимодействия газа и жидкости по протяженности трехфазного потока могут привести к ухудшению условий для подъема твердых частиц. Для эрлифтного гидроподъема горной массы это угрожает забутовкой подъемного трубопровода твердым материалом, что приводит к остановке работы морского горнодобывающего комплекса в целом. Поэтому изучение подъема твердой фазы восходящим газожидкостным потоком в настоящее время является актуальным и в тоже время открытым направлением исследований, представляющим первостепенный интерес для подводной разработки месторождений полезных ископаемых.

Различные структуры течения газожидкостного потока, отличающиеся механизмами взаимодействия фаз смеси, обладают разной способностью транспортировать твердый материал. Проведем краткий анализ процессов транспортирования твердых частиц различными структурами эрлифтного течения.

В пределах пузырьковой структуры течения размеры пузырьков сжатого воздуха меньше внутреннего диаметра подъемного трубопровода эрлифта. Известные модели пузырькового потока базируются на предположении, что твердые частицы переносятся несущей средой (модели «несущей среды») [59–138]. В качестве несущей среды для данной структуры рассматривается приведенная к усредненным параметрам смесь жидкости с пузырьками газа. Малые значения объемного газосодержания смеси поддерживают высокую транспортирующую способность потока. Результаты расчетов параметров

транспортирования твердого материала пузырьковым водовоздушным потоком и водой при прочих равных условиях близки между собой [137, 2].

Снарядная структура течения характеризуется движением газовых снарядов и расположенных между ними жидкостных промежутков (пробок), перекрывающих внутреннее сечение трубопровода. Для глубоководного эрлифта протяженность ССТ достигает 65...75 % от длины подъемного трубопровода [137], что обуславливает высокую степень влияния характеристик этой структуры на параметры ГЭГ в целом. В подъемном трубопроводе газовые снаряды за счет расширения воздуха удлинняются и ускоряются, т.е. их скорость приобретает за счет потери плотности, а твердые частицы совершают движение в жидкостных пробках и газовых снарядах. Набравшая скорость в жидкостной пробке твердая частица при попадании в газовый снаряд может резко замедлить подъем либо полностью потерять скорость и перейти к противоточному (нисходящему) движению. Следовательно, твердые частицы в снарядном потоке совершают колебательные (циклические) движения, что может приводить к росту количества аккумулированного в потоке твердого материала вплоть до срыва (кризиса) его устойчивого подъема. Циклические движения крупных тяжелых твердых фракций можно охарактеризовать фазами подъема в жидкостных пробках и опускания в воздушных снарядах [142]. Впервые гипотезу о возможном нарушении устойчивого подъема твердых частиц в снарядном потоке за счет нисходящей фазы их движения в газовых снарядах высказал проф. Давидсон В.Е. Тем не менее, расчет параметров транспортирования твердого материала при снарядной структуре течения в известных работах базируется на использовании модели «несущей среды» [93–97, 137, 138]. Аналогичные недостатки присущи и работе Гриффитса [127]. Этим объясняется отсутствие исследований влияния на транспортирующую способность снарядного потока изменений размеров газовых снарядов и жидкостных пробок (морфологии потока). Такой упрощенный подход не учитывает специфику транспортирования крупных тяжелых частиц снарядным потоком и, следовательно, не позволяет получать объективную информацию для проектирования высокопроизводительных глубоководных гидроподъемов с преобладающей протяженностью ССТ.

Для кольцевой и дисперсной структур течения скорости смеси соизмеримы со скоростями при пневмотранспорте твердого материала [137]. Это свидетельствует о том, что при данных структурах поддерживается транспортирующая способность многофазного потока за счет компенсации значительного снижения плотности смеси высокими скоростями ее движения. Процесс транспортирования твердого материала кольцевым и дисперсным потоками в известных расчетах описывается также на основании модели «несущей среды» [101–104, 137, 138]. Однако, ввиду высоких газосодержаний в качестве несущей среды рассматривается газ.

Таким образом, все известные методы расчета восходящего потока смеси газа, жидкости и твердых частиц базируются на предположении, что независимо от структуры течения скорость частиц возрастает с увеличением скорости транспортирующей их среды. Для пузырьковой, кольцевой и дисперсной

структур течения данное допущение удовлетворительно отображает физику транспортирования дисперсного твердого материала. Понятно желание исследователей применить аналогичный подход и к описанию снарядного потока. Однако пренебрежение учетом механизма транспортирования крупных тяжелых частиц при определении параметров ГЭГ неизбежно приведет к принципиальным ошибкам. Поэтому для корректного описания процесса транспортирования твердых частиц при ССТ нужна новая идеология, основанная на учете морфологии потока.

Как было указано выше, твердые частицы при пузырьковой структуре течения переносятся за счет высокой плотности смеси, а в случаях дисперсной и кольцевой структур устойчивый подъем частиц поддерживается высокими скоростями потока. Следовательно, смена фактора, оказывающего преобладающее влияние на физику процесса транспортирования твердой фазы, происходит именно на участке снарядной структуры. Данное обстоятельство с учетом неравновесности процессов изменения физических параметров многофазной смеси по протяженности потока, а также циклического движения частиц в газовых снарядах и жидкостных пробках повышает вероятность возможного нарушения устойчивого подъема частиц при снарядной структуре течения.

Итак, многофазный поток при пузырьковой структуре течения смеси в подъемном трубопроводе глубоководного эрлифтного гидроподъема обладает более высокой транспортирующей способностью, чем при снарядной. Кроме того, наиболее распространенная по длине подъемного трубопровода ГЭГ снарядная структура течения за счет возможного опускания частиц в газовых снарядах и др. специфических особенностей представляет опасность срыва устойчивого подъема твердой фазы смеси.

Работая более 30 лет в области проектирования и эксплуатации эрлифтных установок различного предназначения авторы монографии понимают, что эрлифтный процесс по своей физической сущности является нестационарным (особенно при снарядной структуре течения) и характеризуется существенной нелинейностью динамических звеньев. В тоже время все проанализированные выше известные методы описывают исследуемые процессы в рамках стационарных моделей, что является довольно грубым приближением. Известны лишь единичные работы, посвященные динамике эрлифтных гидроподъемов [139–141]. Однако в них основное внимание сосредоточено на определении продолжительности переходных режимов (запуск и остановка ГЭГ) и получении базовых параметров управления, к числу которых относятся скорость распространения волн давления (звуковых волн) в двух и трехфазных потоках, а также скорость распространения управляющих воздействий в элементах гидроподъемов. Определение данных величин необходимо для разработки стратегии и общих принципов построения АСУТП горно-морских предприятий. Разработанный математический аппарат без соответствующих усовершенствований и достраиваний не может быть использован сегодня для расчета нестационарных рабочих процессов ГЭГ.

Авторы монографии отдают себе отчет в том, что окончательный вывод о достоверности того или иного метода может быть сделан путем сравнения

расчетных результатов с экспериментальными данными, полученными на полномасштабных натуральных установках. Но такие установки на практике пока не существуют. Поэтому в настоящее время тенденция совершенствования методологической базы состоит в переходе от стационарной постановки задач при описании рабочих процессов в эрлифте к их рассмотрению в квазистационарном приближении. В таких условиях повышение точности расчетных методов напрямую зависит от повышения степени универсальности используемых математических моделей за счет увеличения количества учитываемых определяющих факторов. Одним из таких факторов является механизм транспортирования твердых частиц газовыми снарядами и жидкостными пробками с учетом изменения морфологии снарядного потока.

Таким образом, течение гетерогенного потока при снарядной структуре течения требует углубленных систематических экспериментальных и теоретических исследований, чему и посвящены следующие главы.

## 2 ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПАРАМЕТРОВ ВОСХОДЯЩЕГО СНАРЯДНОГО ПОТОКА

### 2.1 Описание экспериментального стенда, измерительной аппаратуры и программа исследований

Сложность физических процессов в трехфазном потоке выводит на первый план экспериментальные методы исследований с последующим теоретическим описанием полученных результатов. Программа экспериментальных исследований предусматривала:

1. Исследование движения образцов твердых частиц в вертикальном многофазном потоке при различных структурах течения смеси [143].

2. Выявление структуры течения с наименьшей транспортирующей способностью потока [143].

3. Исследование параметров обладающей наименьшей транспортирующей способностью структуры течения [144].

Экспериментальные исследования вертикального многофазного потока проводились в условиях лаборатории гидравлики и гидропривода кафедры горной механики Государственного высшего учебного заведения «Национальный горный университет» (далее НГУ) на базе разработанного комплексного экспериментального гидравлического стенда (рис. 2.1). Конструкция стенда предусматривает возможность моделирования двух- и трехфазных потоков, а также выполнять исследование параметров движения, как одиночных твердых частиц, так и их групп в проточных частях эрлифтной установки. Кроме того, стенд позволяет исследовать режимы работы эрлифта при варьировании величиной относительного геометрического погружения смесителя в диапазоне 0,4...0,95 [144]. Данная экспериментальная установка ввиду небольших габаритов может быть использована лишь для исследования морфологии различных структур течения водовоздушной смеси в вертикальном трубопроводе, кинематики транспортирования твердых частиц при различных структурах течения и в отдельных случаях качественного изучения расходных характеристик коротких эрлифтов. Иными словами авторы монографии не ставили целью осуществление физического моделирования рабочих режимов мощных высокопроизводительных глубоководных гидроподъемов.

Программа исследований предусматривала серию экспериментов для различных групп круглых частиц монодисперсного состава. Каждая группа частиц отличалась диаметрами и плотностями исследуемых образцов. При этом диаметры исследуемых частиц изменялись в диапазоне 0,002...0,014 м, а их плотности – в диапазоне 1100...1400 кг/м<sup>3</sup>. Также рассматривались группы частиц одинакового диаметра и различной плотности.

Комплексный экспериментальный гидравлический стенд (рис. 2.1) содержит компрессорную установку 1 с нагнетательным трубопроводом 2, бассейн 3, центробежный насос 4 с всасывающим 5 и нагнетательным 6 трубопроводами, подъемную 7 и сообщенную с бассейном 3 подводящую 8 трубы

эрлифта. Водопровод 9 сообщен через задвижку 37 с резервуаром 10. Воздухоотделитель 11 установлен на подъемной трубе 7. Трубопровод 12 сообщен с резервуаром 10 и бассейном 3. Всасывающий трубопровод 5 оборудован обратным клапаном 30 и датчиком измерения вакуумметрического давления 13. Компенсационный трубопровод 14 содержит задвижку 38 и сообщен с нагнетательным трубопроводом 6 и резервуаром 10. Смеситель 15 соединен с нагнетательным трубопроводом 2, подъемной 7 и подводящей 8 трубами. Дополнительный трубопровод 16 содержит задвижку 39, сообщен с нагнетательным трубопроводом 2 и подводящей трубой 8. Измерительный резервуар 17 сообщен через сливной патрубок 18 с бассейном 3. Подъемная труба 7 содержит выполненный из прозрачного пластика участок (далее пластиковая труба 19). Патрубок 20 сообщен с компенсационным трубопроводом 14 и трубопроводом 12. Источник лазерного излучения 21 и фоторезистор 22 закреплены в верхней части на диаметрально противоположных сторонах трубы 19. Патрубок 20 содержит задвижку 40, а сливной патрубок 18 – задвижку 41. Обводной патрубок 23 сообщен с дополнительным 16 и нагнетательным 6 трубопроводами. Резервуар 10 оборудован датчиком определения уровня жидкости поплавкового типа 24 и сообщен через обводной трубопровод 25 с подводящей трубой 8. Фоторезистор 22 помещен в защищающий от внешнего света корпус и подключен к ЭВМ 26. Сливной трубопровод 27 сообщен с воздухоотделителем 11 и бассейном 3. Обводной трубопровод 25 содержит задвижку 42. Дополнительный патрубок 28 сообщен с дополнительным трубопроводом 16 и атмосферой, а вспомогательный патрубок 29 – с всасывающим 5 и обводным 25 трубопроводами. Обратный клапан 31 и задвижка 43 установлены в нагнетательном трубопроводе 2, а задвижки 44, 45 и 46 – в дополнительном патрубке 28 и подводящей трубе 8, соответственно. Сливной трубопровод 27 содержит задвижку 47 и сообщен через отдельный трубопровод 32 с измерительным резервуаром 17. Отдельный патрубок 33 сообщен с атмосферой, счетчиком расхода газа 34 и нагнетательным трубопроводом 2, а подводящий трубопровод 8 – с манометром 35. Задвижки 48 и 49 установлены в обводном патрубке 23 и вспомогательном патрубке 29, соответственно. Нагнетательный трубопровод 6 оборудован манометром 36 и задвижками 50, 51, а отдельный патрубок 33 – задвижкой 34. В установке предусмотрено применение задвижек 37-40, 42-47 и 49-52 шарового типа.

В комплексном экспериментальном гидравлическом стенде использованы передвижная компрессорная установка типа СО-7Б (позиция 1), центробежный насос типа АК 50-160 (позиция 4), ЭВМ типа AMD Athlon (позиция 26), счетчик расхода газа типа Actaris G 25 (позиция 34) и манометры типа ДМ 05160 (позиции 35, 36).

Передвижная компрессорная установка 1 типа СО-7Б (рис. 2.2) состоит из непосредственно поршневого компрессора 53, воздушного фильтра 54, установленных в нагнетательном трубопроводе 2 ресивера 55 и маслолагоотделителя 56, регулятора давления 57, манометра 58 типа МТП-2/1 (ГОСТ 8625–77) и сообщенного с ресивером 55 предохранительного клапана 59.

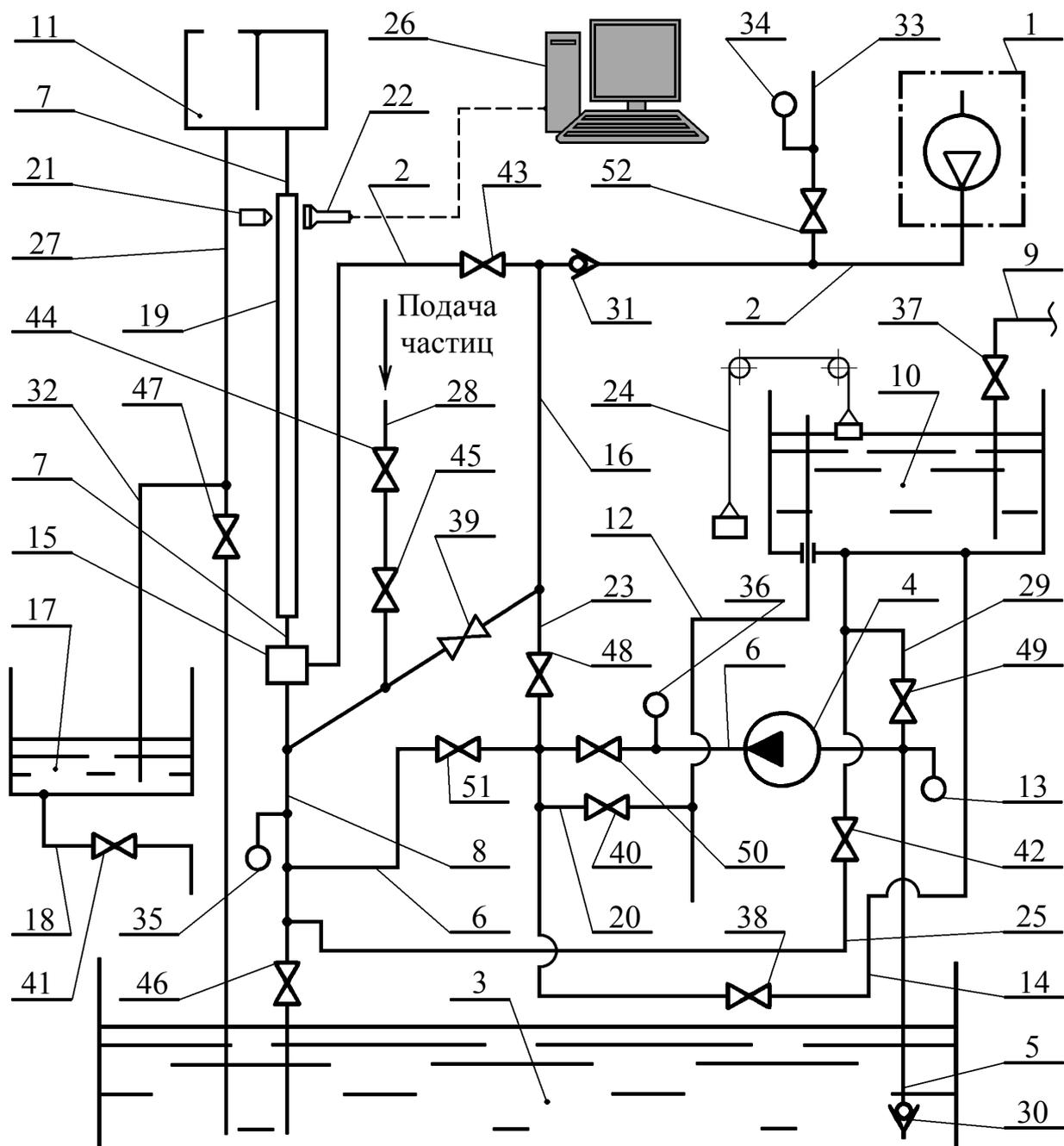


Рисунок 2.1 – Комплексный экспериментальный гидравлический стенд

Основные конструктивные параметры комплексного экспериментального гидравлического стенда приведены в таблице 2.1.

Техническая характеристика передвижной компрессорной установки типа СО-7Б (позиция 1) сведена в таблицу 2.2, а технические данные счетчика расхода газа типа Actaris G 25 (позиция 34) приведены в таблице 2.3.

Для манометра типа ДМ 05160 (позиции 35, 36) диапазон показаний избыточного давления составляет 0...2,5 МПа, а класс точности – 1.

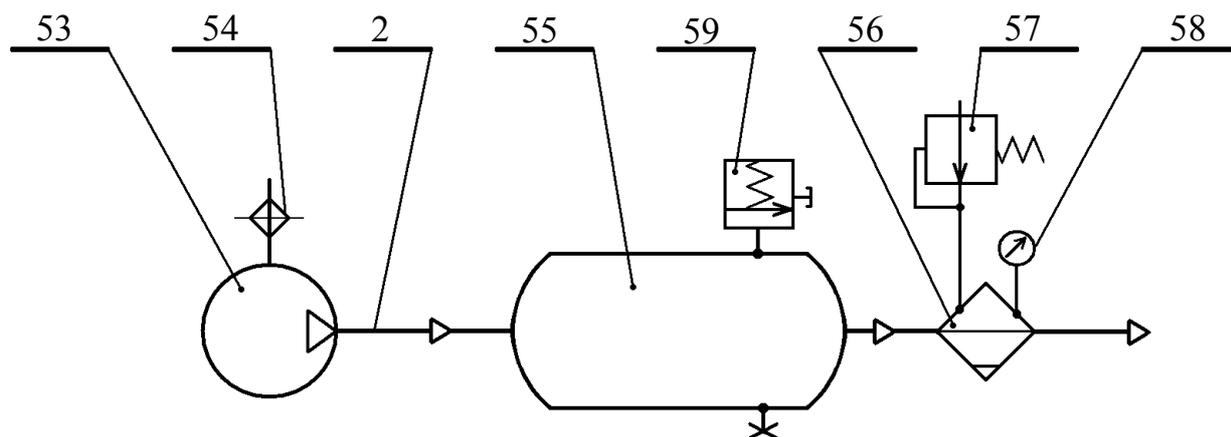


Рисунок 2.2 – Схема передвижной компрессорной установки типа СО-7Б

Таблица 2.1

Основные конструктивные параметры  
комплексного экспериментального гидравлического стенда

Параметр	Ед. измерения	Значение	
1	2	3	
Подъемная труба 7	общая длина	м	4,3
	внутренний диаметр	м	0,052
Выполненная из прозрачного пластика труба 19	общая длина	м	2,4
	внутренний диаметр	м	0,056
Подводящая труба 8	общая длина	м	2,5
	внутренний диаметр	м	0,052
Обводной трубопровод 25	общая длина	м	13,4
	внутренний диаметр	м	0,052
Нагнетательный трубопровод 6	общая длина	м	6,75
	внутренний диаметр	м	0,052
Трубопровод 12	общая длина	м	7,9
	внутренний диаметр	м	0,052
Всасывающий трубопровод 5	общая длина	м	2,5
	внутренний диаметр	м	0,104
Бассейн 3	длина	м	6
	ширина	м	1,34
	высота	м	1,6
Резервуар 10	длина	м	2,5
	ширина	м	0,73
	высота	м	1,4

1		2	3
Измерительный резервуар 17	длина	м	0,85
	ширина	м	0,4
	высота	м	0,4
Расстояние между верхним контролируемым уровнем воды в резервуаре 10 и уровнем расположения смесителя 15		м	3,09
Расстояние между нижним контролируемым уровнем воды в резервуаре 10 и уровнем расположения смесителя 15		м	1,3
Расстояние от смесителя 15 до трубы 19		м	1,5
Смеситель 15	кол-во сопел	шт.	100
	диаметр сопла	мм	2
Диапазон изменения величины относительного геометрического погружения смесителя, $\alpha_2$		дол. ед.	0,4... 0,95

Таблица 2.2

Основные технические данные  
передвижной компрессорной установки типа СО-7Б

Наименование показателей		Ед. измерения	Значение
Производительность, не менее		м <sup>3</sup> /мин	0,5
Давление, не более		МПа (кгс/см <sup>2</sup> )	0,6 (6)
Компрессор	диаметр цилиндров	мм	78
	ход поршня	мм	85
Частота вращения коленчатого вала		об/мин	1000
Направление вращения (со стороны маховика)		против часовой стрелки	
Система смазки		разбрызгиванием	
Емкость ресивера		л	22
Габариты	длина	мм	920
	ширина	мм	485
	высота	мм	820
Масса, не более		кг	160

Таблица 2.3

Основные технические данные мембранного счетчика газа типа Actaris G 25

Наименование показателей		Ед. измерения	Значение
1		2	3
Диаметр условного прохода		мм	50
Подсоединение		два штуцера	
Расход воздуха	минимальный	м <sup>3</sup> /мин	0,25
	нормальный	м <sup>3</sup> /мин	25
	максимальный	м <sup>3</sup> /мин	40

1	2	3
Максимальное допустимое давление внутри корпуса	кПа	300
Максимальное рабочее давление	кПа	100
Максимальная потеря давления при максимальном расходе воздуха	Па	300
Относительная погрешность измерения от минимального значения расхода воздуха до удвоенной ее величины	%	+/-3
Относительная погрешность измерения от удвоенного минимального значения расхода воздуха до максимального значения расхода воздуха	%	+/-2
Температура рабочей и окружающей среды	°С	-10...+60
Масса	кг	13,6

## **2.2 Методика экспериментальных исследований движения твердых частиц в вертикальном многофазном потоке**

Целью эксперимента было исследование изменения скорости подъема твердых частиц вертикальным водовоздушным потоком при различных структурах течения смеси.

Движение твердых частиц исследовалось в трубе 19 при моделировании работы эрлифтной установки с относительным геометрическим погружением смесителя 0,95, что соответствует значению этого параметра для глубоководных эрлифтов. В эксперименте использовались частицы хорошо обтекаемой сферической формы с различными размерами и плотностями.

Порядок проведения эксперимента следующий [143].

1. Выполняется запуск комплексного экспериментального гидравлического стенда с последующим моделированием водовоздушного потока в подъемной трубе эрлифтной установки.

2. Устанавливается исследуемая структура течения.

3. Периодически вводятся в подъемную трубу исследуемые образцы твердых частиц.

4. Для каждого твердого образца определяется изменение его вертикальной координаты в подъемной трубе за фиксируемый промежуток времени.

5. На основании полученных экспериментальных данных вычисляется результирующая скорость подъема каждого образца.

6. Изменяется структура течения в подъемной трубе экспериментального гидравлического стенда с последующим переходом к пункту 3.

7. После завершения исследований движения образцов твердых частиц при пузырьковой, снарядной, кольцевой и дисперсной структурах течения выполняется останов экспериментального стенда.

Методикой экспериментальных исследований на базе комплексного экспериментального гидравлического стенда предусматривается выполнение описанных ниже действий.

Перед запуском гидравлического стенда при моделировании водовоздушного потока эрлифтной установки все задвижки 37-52 полностью закрыты.

Подготовка стенда к запуску начинается с определения расположения в резервуаре 10 контролируемого уровня воды, обеспечивающего требуемую величину относительного геометрического погружения смесителя 15, и установления верхнего (входного) сечения трубопровода 12 в резервуаре 10 на этом уровне. Открывается задвижка 37 и подается вода из водопровода 9 в резервуар 10. В случае достижения водой контролируемого уровня, что характеризуется вытеканием воды из резервуара 10 по трубопроводу 12 в бассейн 3, закрывается задвижка 37. Заполняется внутренний объем насоса 4 водой путем открытия задвижек 49, 50 и 40. Сосредоточенная в резервуаре 10 вода поступает через обводной трубопровод 25, вспомогательный патрубок 29 и всасывающий трубопровод 5 в насос 4. После вытекания воды из трубопровода 12 в бассейн 3, что свидетельствует о заполнении водой насоса 4, закрываются задвижки 40, 50 и 49.

Запуск стенда начинается с открытия задвижки 42, что приводит к поступлению воды под действием гидростатического давления из резервуара 10 через обводной трубопровод 25, подводящую трубу 8 и смеситель в подъемную трубу 7. В случае установления равенства уровней воды в резервуаре 10 и подъемной трубе, о чем свидетельствует прекращение движения воды в пластиковой трубе 19, запускается поршневой компрессор 53, а также открываются задвижки 43 и 52. Сжатый компрессором 53 воздух поступает в нагнетательный трубопровод 2, проходит через ресивер 55, масловлагоотделитель 56, отдельный патрубок 33 и сбрасывается в атмосферу. Подача сжатого воздуха в смеситель регулируется задвижкой 52. Манометром 35 измеряется давление потока воды на входе в смеситель, а манометром 58 – давление воздуха в нагнетательном трубопроводе 2.

Таким образом, в подъемной трубе образуется водовоздушный поток, поступающий в воздухоотделитель 11. Открывается задвижка 47 и выводимая в воздухоотделителе из состава водовоздушной смеси вода по сливному трубопроводу 27 отводится в бассейн 3, а отделившийся воздух поступает в атмосферу. Запускается залитый водой насос 4 с последующим открытием задвижек 50 и 38. В результате вода из бассейна 3 поступает по всасывающему 5, нагнетательному 6 и компенсационному 14 трубопроводам в резервуар 10. Стабильность требуемого уровня воды в этом резервуаре поддерживается за счет сообщения с бассейном 3 трубопровода 12.

Далее выполняются экспериментальные исследования движения твердых частиц в вертикальном гетерогенном потоке при различных структурах течения смеси следующим образом. Формируется в подъемной трубе 7 конкретная структура течения за счет варьирования расходом подаваемого в смеситель 15 воздуха путем регулирования открытием задвижки 52. Наличие выполненной из прозрачного пластика трубы 19 в ставе подъемной трубы 7 дает возможность визуального определения структуры течения водовоздушной смеси. После формирования исследуемой структуры течения в подъемной трубе образцы твердых частиц шарообразной формы подаются в поток воды

подводящей трубы 8. Для этого исследуемые образцы твердых частиц вводится во внутренний канал дополнительного патрубка 28 через сообщенное с атмосферой его поперечное сечение. Под действием гравитации частицы опускается к задвижке 44, и после ее открытия перемещаются к задвижке 45. Затем закрывается задвижка 44 и открывается задвижка 45, что приводит к поступлению частиц в дополнительный трубопровод 16 и их движению к трубе 8. Кратковременным открытием задвижки 39 при частичном закрытии задвижки 43 обеспечивается гарантированное введение исследуемых образцов в поток воды подводящей трубы 8 за счет воздействия на них сжатым воздухом. В результате для данной конструкции экспериментального гидравлического стенда достигается минимальное изменение поступающего в подъемную трубу 7 массового расхода воздуха во время введения твердых частиц в поток подводящей трубы 8. Если фактическая скорость воды в подводящей трубе 8 обеспечивает вертикальный гидродъем исследуемых частиц, то они поступает в подъемную трубу. В случае не обеспечения фактической скоростью потока воды в подводящей трубе 8 подъема твердых частиц, исследуемые образцы опускается до закрытой задвижки 46. Шарообразная форма исследуемых твердых частиц дает возможность свободного их перемещения во внутренних каналах дополнительных патрубка 28 и трубопровода 16. Плотность всех образцов частиц превышает плотность воды.

В случае обеспечения параметрами водовоздушного потока подъемной трубы 7 вертикального подъема твердых частиц, исследуемые образцы поступает в воздухоотделитель 11. Далее твердые частицы увлекаются образующейся в воздухоотделителе водой в сливной трубопровод 27. Если скорость газожидкостного потока в подъемной трубе не превышает его критическую скорость для подъема исследуемых образцов, то частицы опускаются по направлению к смесителю 15.

Исследуемые частицы были выполнены из пластика. Требуемая масса образцов каждой группы достигалась путем введения в их материал нагретой стальной стружки с последующей механической обработкой поверхности частиц. Введение новой группы частиц не требует остановки экспериментального стенда.

После завершения лабораторных исследований выполняются остановки насоса 4 и компрессора 53 с последующим закрытием всех задвижек 37-52.

В процессе экспериментальных исследований движения частиц твердого материала при различных структурах течения водовоздушного потока впервые было установлено, что снарядная структура течения содержит аномальную область, характеризующуюся снижением скорости подъема твердых частиц при увеличении расходов воздуха и воды в эрлифте. Установление данного явления нарушения подъема твердых частиц при снарядной структуре течения подтвердило высказанную ранее проф. Давидсоном В.Е. гипотезу и сфокусировало исследования на снарядном потоке.

Дальнейшие экспериментальные исследования движения твердых частиц проводились при снарядной структуре течения смеси следующим образом [143].

В подъемной трубе 7 формируется снарядный поток и фиксируется расход подаваемого в смеситель 15 воздуха. Затем периодически вводятся исследуемые образцы твердых частиц в поток воды подводящей трубы 8. Осуществляется видеосъемка движения твердых частиц в потоке трубы 19 на фоне закрепленной параллельно движению смеси измерительной линейки со стандартной шкалой делений и регистрацией показаний включенного секундомера. Изменяется расход подаваемого в смеситель воздуха при соблюдении в подъемной трубе 7 снарядной структуры течения. Выполняется видеосъемка движения исследуемых твердых частиц в потоке трубы 19 при различных фиксированных расходах подаваемого в смеситель воздуха.

Изменение расхода подводимого к смесителю воздуха обеспечивается регулированием открытия задвижки 52. Увеличение расхода сбрасываемого из нагнетательного трубопровода 2 через отдельный патрубок 33 в атмосферу воздуха приводит к уменьшению длин воздушных снарядов в трубе 19 и наоборот.

Введем понятие «связки», состоящей из газового снаряда и расположенной непосредственно за ним жидкостной пробки. Выполняется исследование процесса транспортирования твердых частиц поднимающимися связками. Для каждого твердого образца из материалов видеосъемки определяется изменение вертикальной координаты частицы в результате ее перемещения двумя последовательно движущимися связками, а также соответствующий этому период времени. На основании видеоматериалов также определяются длины газовых снарядов и жидкостных пробок, а также величина скорости движения воздушных снарядов в трубе 19.

Каждая экспериментальная величина определялись путем проведения семи измерений с последующим осреднением результатов.

Из полученных экспериментальных данных для каждого образца твердой частицы определяется результирующая скорость его подъема при фиксированной величине расхода подаваемого в смеситель воздуха по формуле:

$$V_{TP}^э = \frac{L_{2c}}{t_{2c}}, \quad (2.1)$$

где  $L_{2c}$  – изменение вертикальной координаты твердой частицы в результате ее перемещения двумя последовательно поднимающимися связками, м;

$t_{2c}$  – время движения твердой частицы в пределах двух последовательно поднимающихся связок, с.

Не поднимающиеся выше верхнего поперечного сечения подъемной трубы 7 образцы выводятся через подводящую трубу 8 путем кратковременного открытия задвижки 46 с последующим их извлечением из бассейна 3 и введением в подъемную трубу 7 через воздухоотделитель 11. Для этих случаев значения результирующей скорости частиц в расчетах по формуле (2.1) принимаются отрицательными.

Результаты полученных экспериментальных исследований движения частиц твердого материала при снарядной структуре течения в сравнении с результатами аналогичных теоретических исследований приведены в разделе 3.

Экспериментально установленное явление нарушения подъема твердых частиц в снарядном потоке указывает на необходимость углубленного изучения транспортирующей способности снарядной структуры течения водовоздушного потока.

### **2.3 Экспериментальные исследования параметров снарядного потока**

Экспериментальное исследование параметров снарядной структуры водовоздушной смеси было осуществлено на базе разработанного в НГУ комплексного экспериментального гидравлического стенда [144].

Целью эксперимента было исследование изменения морфологии восходящего водовоздушного снарядного потока, т.е. размеров воздушных снарядов и жидкостных пробок по длине снарядной структуры течения. Данные исследования выполнялись при моделировании работы эрлифтной установки с относительным геометрическим погружением смесителя 0,95.

В подъемном трубопроводе эрлифта с увеличением массового расхода воздуха уровни расположения зон формирования различных структур течения понижаются, а при уменьшении массового расхода воздуха эти уровни повышаются. Следовательно, исследование параметров газовых снарядов и жидкостных пробок можно осуществлять в области фиксированного поперечного сечения трубопровода при изменении массового расхода газовой фазы смеси.

Порядок проведения данного эксперимента следующий [144].

1. Выполняется запуск комплексного экспериментального гидравлического стенда с последующим моделированием водовоздушного потока эрлифтной установки.

2. Устанавливается в подъемной трубе экспериментального гидравлического стенда снарядная структура течения и фиксируется расход подаваемого в смеситель воздуха.

3. Измеряются длины воздушных снарядов и жидкостных пробок в области исследуемого фиксированного поперечного сечения подъемной трубы, расходы воды и воздуха в данном сечении, а также время движения отдельных газовых снарядов через исследуемое сечение.

5. На основании полученных экспериментальных данных вычисляется скорость движения газовых снарядов в исследуемом поперечном сечении.

6. Изменяется расход подаваемого в смеситель воздуха при соблюдении в подъемной трубе снарядной структуры течения смеси. Выполнение действий переходит к пункту 3.

7. После завершения исследований параметров снарядного потока в выбранном сечении подъемного трубопровода выполняется останов стенда.

Методикой данных экспериментальных исследований предусматривается выполнение описанных ниже действий [144].

В подъемной трубе 7 формируется водовоздушный поток при моделировании работы эрлифтной установки. Алгоритм запуска комплексного экспериментального гидравлического стенда изложен в главе 2.2.

После запуска насоса 4 включается источник лазерного излучения 21 и подсоединенная к фоторезистору ЭВМ. Устанавливается в подъемной трубе 7 снарядная структура течения путем регулирования расхода подаваемого в смеситель воздуха. Это дает возможность приступить к проведению экспериментальных исследований морфологии снарядного потока.

Структура течения водовоздушной смеси в пластиковой трубе 19 идентифицируется визуально.

Определение длин газовых снарядов и жидкостных пробок осуществляется в области фиксированного поперечного сечения трубы 19 при различных расходах подводимого к смесителю воздуха. Исследуемое поперечное сечение трубы 19 находится на уровне закрепления источника лазерного излучения 21 и фоторезистора 22.

Для каждого фиксированного расхода воздуха выполняется фотографирование снарядной структуры течения в пластиковой трубе 19 на фоне закрепленной параллельно движению гетерогенного потока измерительной линейки со стандартной шкалой делений. Кроме этого определяются объемные расходы воды и воздуха в исследуемом поперечном сечении трубы 19, а также время движения воздушных снарядов через это сечение. На основании полученных экспериментальных данных, включающих показания секундомера, вычисляется скорость воздушных снарядов в исследуемом поперечном сечении.

Каждая экспериментальная величина определялась путем проведения семи измерений с последующим осреднением результатов.

Длины газовых снарядов и жидкостных пробок определяются из материалов фотографирования.

Объемный расход входящего в состав потока подъемной трубы 7 воздуха и фиксированной величине открытия задвижки 52 определяется как разность значений между фактической рабочей производительностью компрессора 53 и объемным расходом выводимого из нагнетательного трубопровода 2 в атмосферу воздуха. Приведенная к нормальным условиям фактическая рабочая производительность компрессора 53 определяется путем измерения объема воздуха, проходящего через отдельный патрубок 33, за измеряемый секундомером период времени при полностью открытой 52 и полностью закрытых 39, 43, 48 задвижках. Объемный расход воздуха, сбрасываемого из нагнетательного трубопровода 2 через задвижку 52 в атмосферу, определяется путем измерения объема воздуха, проходящего через отдельный патрубок 33, за измеряемый секундомером период времени. Объем проходящего через отдельный патрубок 33 воздуха при атмосферном давлении определяется счетчиком расхода газа 34.

Для получения экспериментальных данных объемного расхода воды в подъемной трубе 7 периодически полностью закрывается задвижка 47. В этом случае выводимая из потока подъемной трубы 7 жидкость движется по сливному трубопроводу 27 и отдельному трубопроводу 32 в измерительный резервуар 17. Получаемая на основании экспериментальных данных величина расхода

воды в сливном трубопроводе определяется исходя из результатов измерений объемов воды в резервуаре 17 до и после завершения поступления в него воды, а также времени подачи воды в резервуар. В процессе измерений расхода жидкости накапливающаяся в резервуаре 17 вода сливается через сливной патрубок 18 в бассейн 3 путем открытия задвижки 41.

Прохождение воздушных снарядов и водяных пробок через генерируемый источником лазерного излучения 21 луч приводит к изменениям протекающего через фоторезистор 22 светового тока. Фиксация колебаний светового тока во времени осуществляется ЭВМ 26, что позволяет определять периоды прохождения газовыми снарядами исследуемого поперечного сечения пластиковой трубы 19. Закрепление источника лазерного излучения 21 и фоторезистора предусматривается в верхней части трубы 19, что позволяет минимизировать влияние возникающей в результате смешивания фаз смеси турбулентности на экспериментальные данные.

Величина скорости движения воздушных снарядов в исследуемом поперечном сечении трубы 19 вычисляется на основании результатов измерений длин воздушных снарядов и данных ЭВМ.

По завершению проведения экспериментальных исследований выполняется остановка насоса 4 и компрессора 53 с последующим закрытием всех задвижек 37-52.

## 2.4 Обобщение результатов экспериментальных исследований

Обозначим приведенный к нормальным условиям объемный расход воздуха параметром  $Q_{2.0}$ . В пластиковой трубе 19 экспериментального гидравлического стенда переход от пузырьковой структуры к снарядной происходил в случае расхода подводимого к смесителю 15 воздуха  $Q_{2.0} = 0,284 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{с}$ . Формирование кольцевой структуры течения начиналось при  $Q_{2.0} = 7,112 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{с}$ . В жидкостных пробках при ССТ наблюдался устойчивый подъем частиц твердого материала, а попадание частиц в воздушные снаряды приводило к замедлению их подъема. Движение твердых фракций приобретало циклический характер с изменением мгновенной скорости частицы в широком диапазоне [142]. Увеличение  $Q_{2.0}$  с  $0,284 \cdot 10^{-3}$  до  $0,492 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{с}$  сопровождалось снижением скорости подъема образцов диаметром  $d_T = 0,014 \text{ м}$  и плотностью  $\rho_T = 1200 \text{ кг/м}^3$  с  $0,041 \text{ м/с}$  до  $0,016 \text{ м/с}$ . В случае  $Q_{2.0} = 0,727 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{с}$  данные частицы не достигали верхнего сечения пластиковой трубы 19, а лишь совершали колебательные движения в нижней ее части. Изменение  $Q_{2.0}$  от  $1,074 \cdot 10^{-3}$  до  $7,094 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{с}$  приводило к увеличению скорости подъема указанных частиц с  $0,049$  до  $2,004 \text{ м/с}$ . Таким образом, было установлено, что снарядная структура содержит аномальную область со снижением скорости подъема частиц при увеличении расхода воздуха [143]. Более подробно полученные результаты экспериментальных исследований подъема твердых частиц снарядным потоком в сравнении с результатами аналогичных теоретических исследований приведены ниже в разделе 3 после разработки соответствующего математического обеспечения.

Рассмотрим полученные результаты экспериментальных исследований морфологии восходящего гетерогенного потока вдоль снарядной структуры течения водовоздушной смеси.

Фрагменты фиксированных ЭВМ изменений протекающего через фоторезистор 22 светового тока для случаев пузырьковой и снарядной структур течения водовоздушной смеси в исследуемом поперечном сечении трубы 19 отображены на рис. 2.3 и 2.4, соответственно. Максимальные амплитуды изменений светового тока наблюдались при снарядной структуре течения.



Рисунок 2.3 – Фрагмент записи колебаний светового тока при пузырьковой структуре течения потока водовоздушной смеси

Из приведенного на рис. 2.3 фрагмента записи колебаний протекающего через фоторезистор 22 светового тока видно, что кривая имеет случайный характер и не позволяет проследить за движением какой-нибудь определенной неоднородности в потоке. Это характерно для пузырькового режима течения водовоздушной смеси.

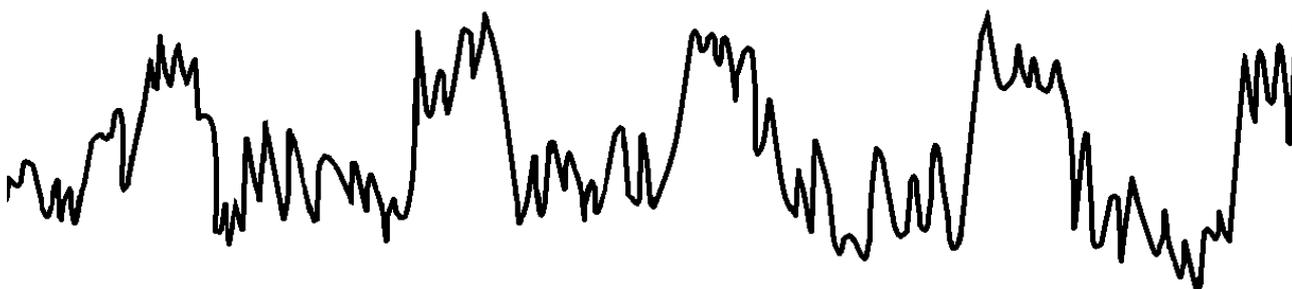


Рисунок 2.4 – Фрагмент записи колебаний светового тока при снарядной структуре течения потока водовоздушной смеси

Снарядная структура течения в трубе 19 наблюдалась в диапазоне изменения объемного газосодержания смеси 0,365...0,731 дол. ед. Отображенная на рис. 2.4 кривая демонстрирует ярко выраженные импульсы, соответствующие поднимающемуся снаряду или жидкостной пробке. ЭВМ фиксировала изменение тока в электрической цепи фоторезистора 22 в масштабе реального времени, что позволяло определять время движения газовых снарядов и жидкостных пробок через исследуемое поперечное сечение трубы 19.

Результаты исследований параметров вертикального водовоздушного потока при снарядной структуре течения, возникающего при работе эрлифтной установки, выборочно приведены в табл. 2.4 и на рис. 2.5-2.10 [144]. Для приведенных результатов величина относительного геометрического погружения смесителя 15 составляет 0,95. На рис. 2.7-2.10 отображены результаты исследования параметров гетерогенного потока в области фиксированного поперечного сечения трубы 19 – на уровне закрепления источника лазерного излучения 21. Значения объемного расхода воздуха в многофазном потоке во всех

нижеприведенных графических зависимостях приняты при атмосферном давлении. Изображенные сплошными и пунктирными линиями зависимости построены соответственно на основании экспериментальных и расчетных данных. Результаты экспериментальных исследований приводятся в виде точек. Представленные на рис. 2.5, 2.6 и 2.10 результаты расчетов получены с использованием полуэмпирической модели двухфазного газожидкостного потока, разработанной проф. Кириченко Е.А. [137]. В расчетах объемного расхода воды в подъемной трубе 7 при известном расходе свободного воздуха (табл. 2.4) удельные гидравлические сопротивления подводящей трубы 8 и обводного трубопровода 25 принимались идентичными.

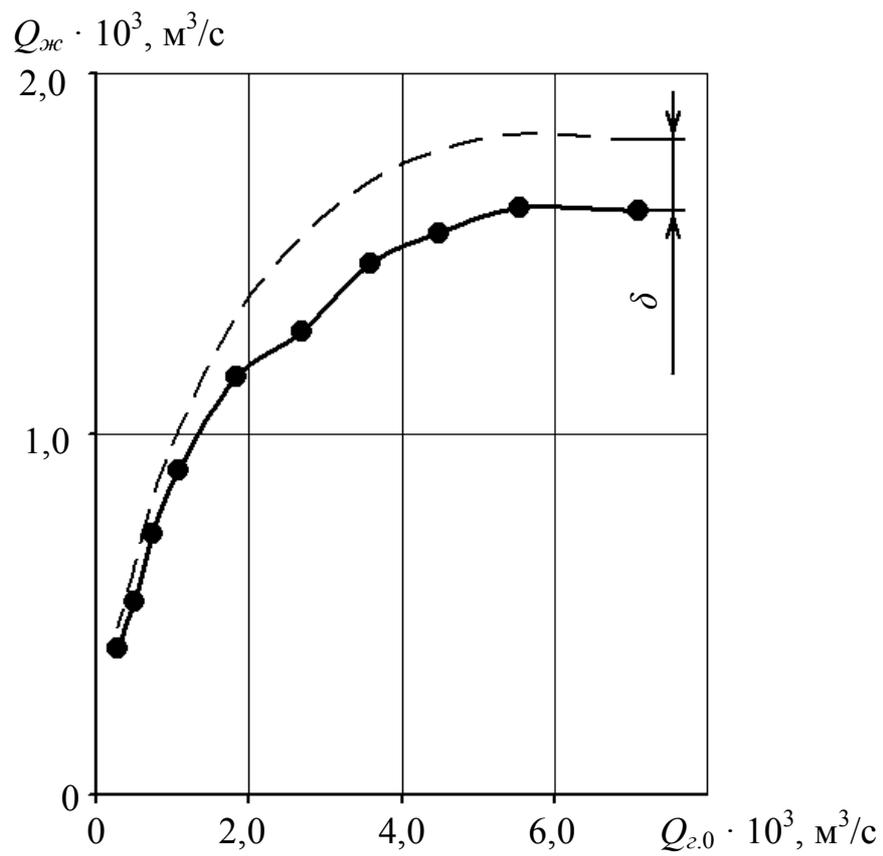
На рис. 2.5 представлены зависимости изменения объемного расхода воды  $Q_{ж}$  в подъемной трубе 7 (см. схему комплексного экспериментального гидравлического стенда на рис. 2.1) от объемного расхода свободного воздуха  $Q_{г.0}$ . Изображенные на рис. 2.5 (а), (б) кривые соответствуют величинам относительного геометрического погружения смесителя подъемной трубы 0,95 и 0,4. Разность  $\delta$  между экспериментальными данными и результатами расчетов не превышает 17 %. Приведенные ниже на рис. 2.6-2.10 зависимости соответствуют расходной характеристике эрлифта, отображенной на рис. 2.5 (а).

Рис. 2.6 демонстрирует зависимости изменения объемного газосодержания в нижнем сечении подъемной трубы  $\varphi_2$  от расхода воздуха при нормальных условиях  $Q_{г.0}$  в нижнем сечении подъемной трубы. Из графиков следует, что с увеличением расхода воздуха величина приращения объемного газосодержания уменьшается.

На рис. 2.7 приведена зависимость изменения длин воздушных снарядов  $L_{г.с}$  от объемного расхода свободного воздуха  $Q_{г.0}$  в области исследуемого поперечного сечения трубы 19. Наиболее близкой характеристикой увеличения длин газовых снарядов с ростом объемного газосодержания смеси является логарифмическая зависимость. На участке между зонами образования снарядного потока и расширения воздушных снарядов в 3,1...3,3 раза наблюдается высокий темп роста длин газовых снарядов, а по остальной протяженности снарядного потока приращение длин газовых снарядов уменьшается. Это объясняется возрастанием стесняющего воздействия стенок трубы 19 на расширение воздушных снарядов. Полученная экспериментальная зависимость дала возможность выделить три характерных области изменения длин газовых снарядов. Область I характеризуется интенсивным ростом длин газовых снарядов от их минимального значения  $L_{г.с}^{\min}$ . Область III характеризуется незначительным увеличением длин газовых снарядов вплоть до их максимального значения  $L_{г.с}^{\max}$ . При этом расположенная между областями I и III область II соответствует умеренному приращению длин газовых снарядов.

В результате изучения изменения формы расширяющегося в градиентном потоке газового снаряда с учетом влияния стенок трубопровода установлено, что вначале снарядного потока длина газовых снарядов может быть принята эквивалентной диаметру трубопровода [142]. Следовательно, диаметр трубопровода оказывает определяющее влияние на длины образуемых и движущихся в потоке газовых снарядов и жидкостных пробок.

a)



б)

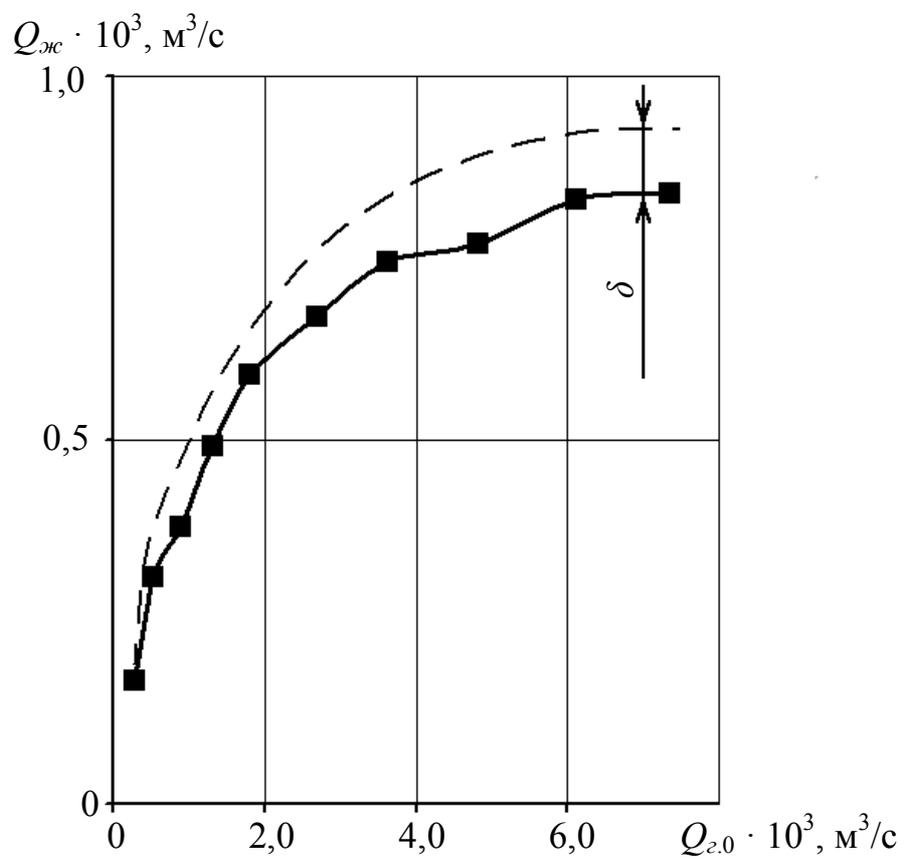


Рисунок 2.5 – Расходные характеристики эрлифта

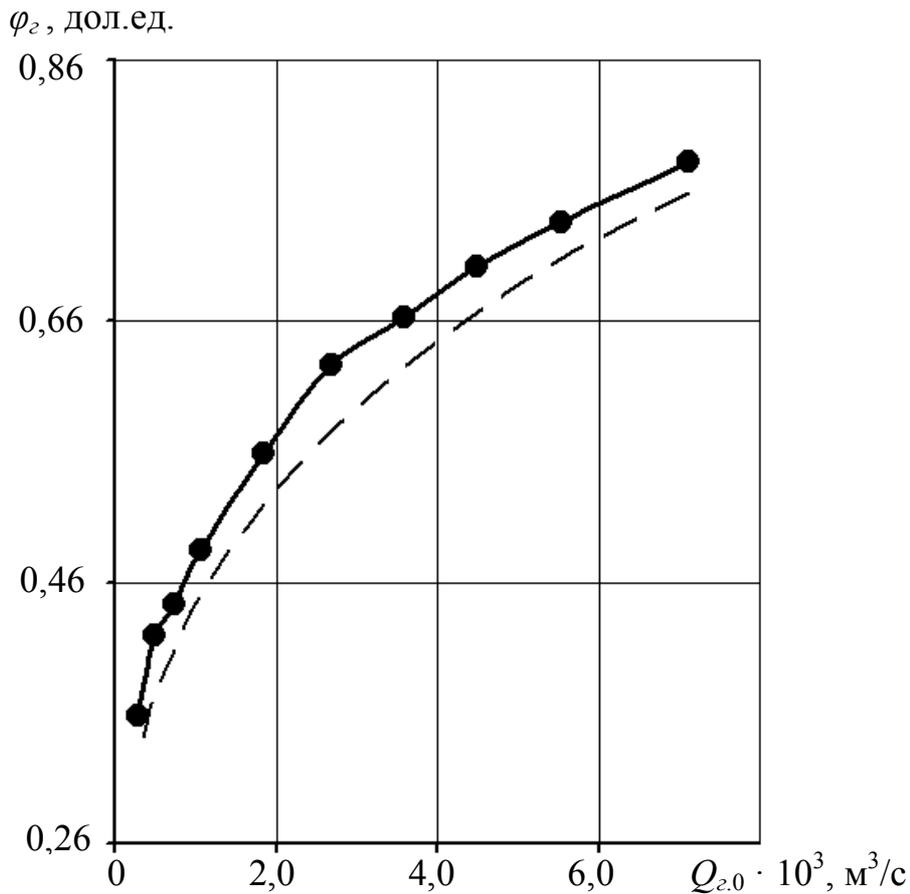


Рисунок 2.6 – Зависимости объемного газосодержания от объемного расхода свободного воздуха

На рис. 2.8 отображены зависимости изменений длин жидкостных пробок  $L_n$  и связок  $L_{св}$  от объемного расхода свободного воздуха  $Q_{2.0}$  в области исследуемого поперечного сечения трубы 19 (соответствующие кривые 1 и 2). Точками обозначены экспериментальные значения длин жидкостных пробок. Увеличение объемного расхода воздуха сопровождается ростом объемного газосодержания смеси. Наиболее близкой характеристикой уменьшения длин жидкостных пробок от объемного газосодержания смеси является гиперболическая зависимость. Из графиков следует, что увеличение расхода воздуха приводит к увеличению длин связок и уменьшению длин жидкостных пробок. По протяженности восходящего снарядного потока вследствие разности скоростей газовой и жидкой фаз смеси происходит перемещение жидкости из объемов жидкостных пробок в области между стенками газовых снарядов и трубопроводом. Это приводит к обтеканию газовых снарядов жидкостью и уменьшению длин жидкостных пробок. Формируемые в начале снарядной структуры воздушные снаряды содержали капли воды, а жидкостные пробки – воздушные включения. Заключенный в жидкостных пробках воздух всплывает с последующим поступлением в нижние части воздушных снарядов, что также уменьшает длины жидкостных пробок. Выведение из воздушных снарядов жидкостных включений происходит быстрее, чем воздуха из жидкостных пробок.

Таблица 2.4

Результаты экспериментальных и теоретических исследований параметров снарядной структуры течения

Расход воздуха при нормальных условиях, $Q_{20} \cdot 10^3, \text{ м}^3/\text{с}$		Данные экспериментальных (Э) и теоретических (Т) исследований									
		Расход воды, $Q_{\text{ж}} \cdot 10^3, \text{ м}^3/\text{с}$		Объемное газосодержание в нижнем сечении подъемной трубы, дол. ед.		Длина воздушных снарядов, м		Длина связок, м		Скорость движения снарядов сжатого воздуха, м/с	
		Э	Т	Э	Т	Э	Т	Э	Т	Э	Т
1		3	2	5	4	6	7	9	8		
0,287		0,406	0,463	0,358	0,324	0,046	0,152	0,344	0,366		
0,490		0,545	0,634	0,415	0,374	0,082	0,174	0,468	0,503		
0,731		0,730	0,821	0,442	0,408	0,126	0,201	0,625	0,660		
1,068		0,900	1,012	0,485	0,450	0,158	0,222	0,813	0,855		
1,843		1,161	1,329	0,559	0,520	0,204	0,249	1,205	1,269		
2,684		1,379	1,550	0,610	0,576	0,242	0,273	1,607	1,670		
3,583		1,476	1,702	0,663	0,625	0,271	0,289	1,978	2,061		
4,490		1,572	1,786	0,699	0,667	0,293	0,303	2,363	2,438		
5,543		1,631	1,832	0,736	0,708	0,322	0,327	2,795	2,862		
7,112		1,593	1,816	0,785	0,758	0,333	0,335	3,383	3,455		

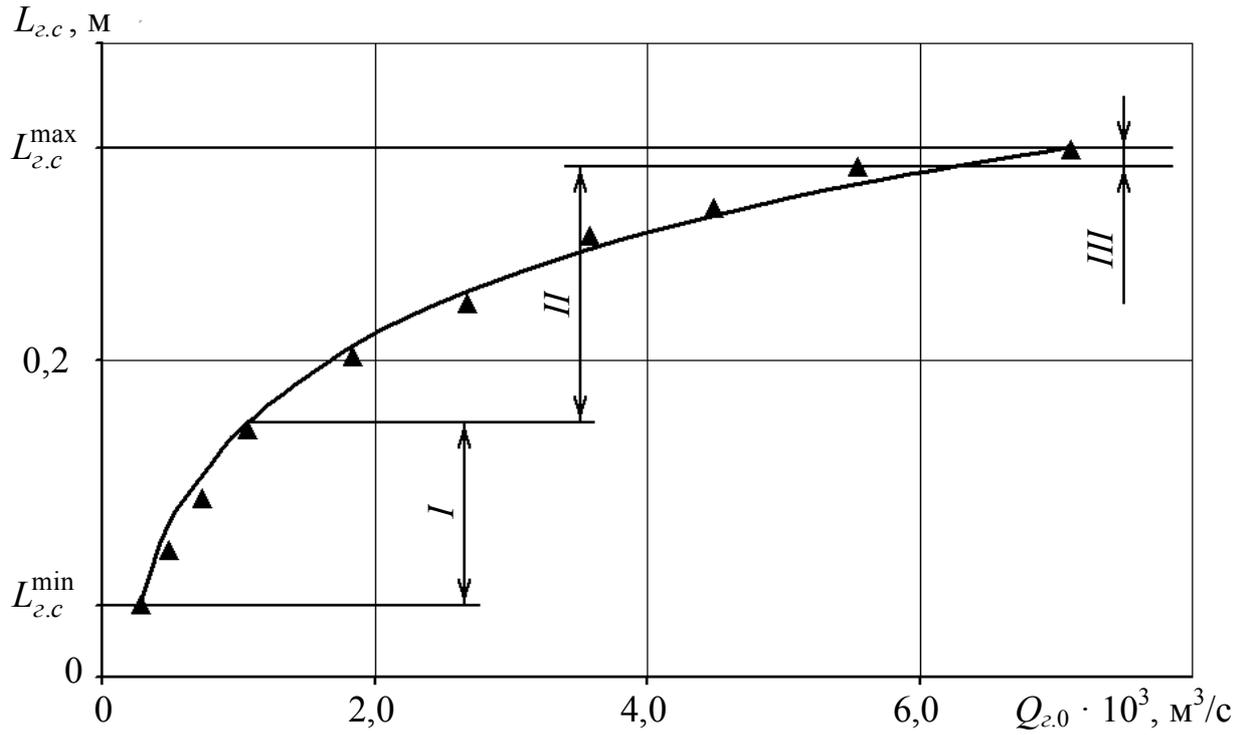


Рисунок 2.7 – Закономерность изменения длин газовых снарядов в области фиксированного сечения трубопровода

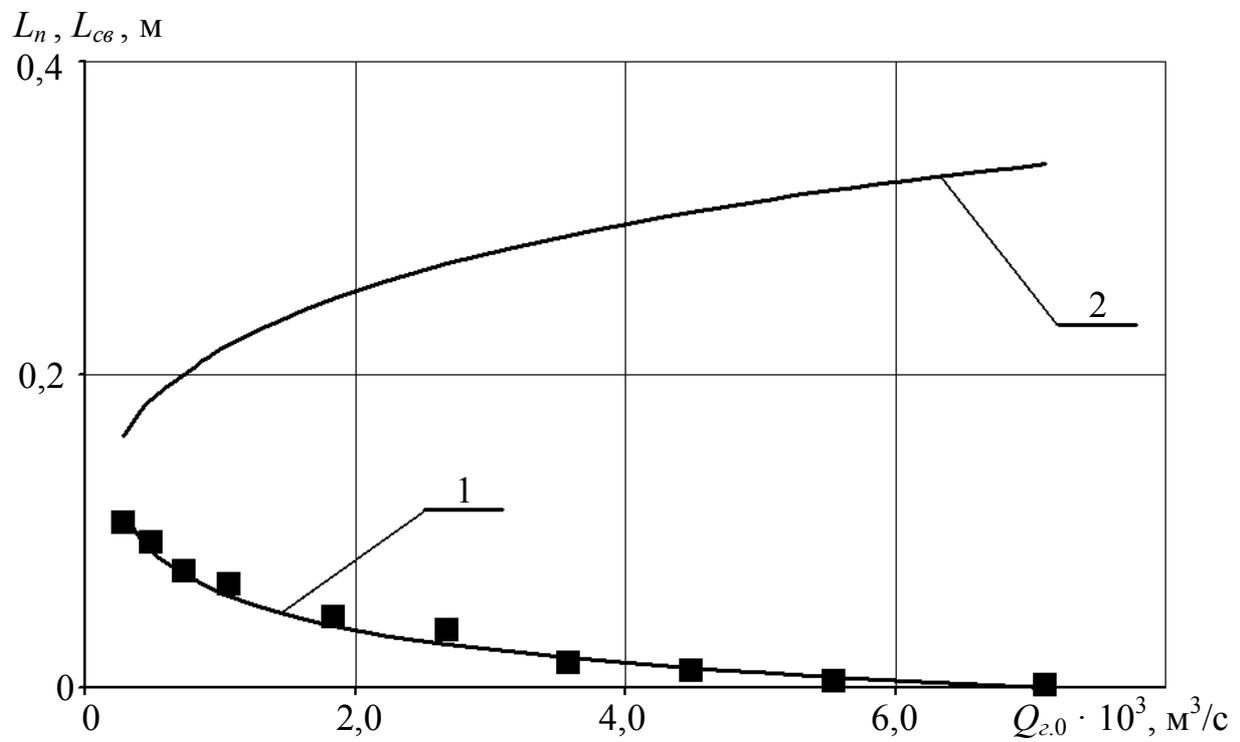


Рисунок 2.8 – Закономерности изменения длин жидкостных пробок и связок в области фиксированного сечения трубопровода

Возрастание длин связок происходит за счет увеличения объема снарядов сжатого воздуха. Сосредоточенная в нижней части жидкостной пробки вода протекает между поднимающимся за ней воздушным снарядом и стенками трубопровода в верхнюю часть следующей жидкостной пробки. Рост приращения длин воздушных снарядов при соответствующем уменьшении длин выполняющих основную работу по подъему твердых частиц жидкостных пробок в начале снарядной структуры течения показывает, что обтекание водой коротких воздушных снарядов происходит более интенсивно, чем длинных. Однако после возрастания отношения длины газового снаряда к длине расположенной за ним жидкостной пробки более чем 1,62...1,66 раза, приращение длин воздушных снарядов уменьшаться вследствие замедления оттока воды из жидкостных пробок. Это объясняется увеличением воздействия газовых снарядов на сосредоточенную между их боковой поверхностью и стенками трубопровода жидкость. С точки зрения механики данного процесса, его механизм можно охарактеризовать как работу «неплотного поршня».

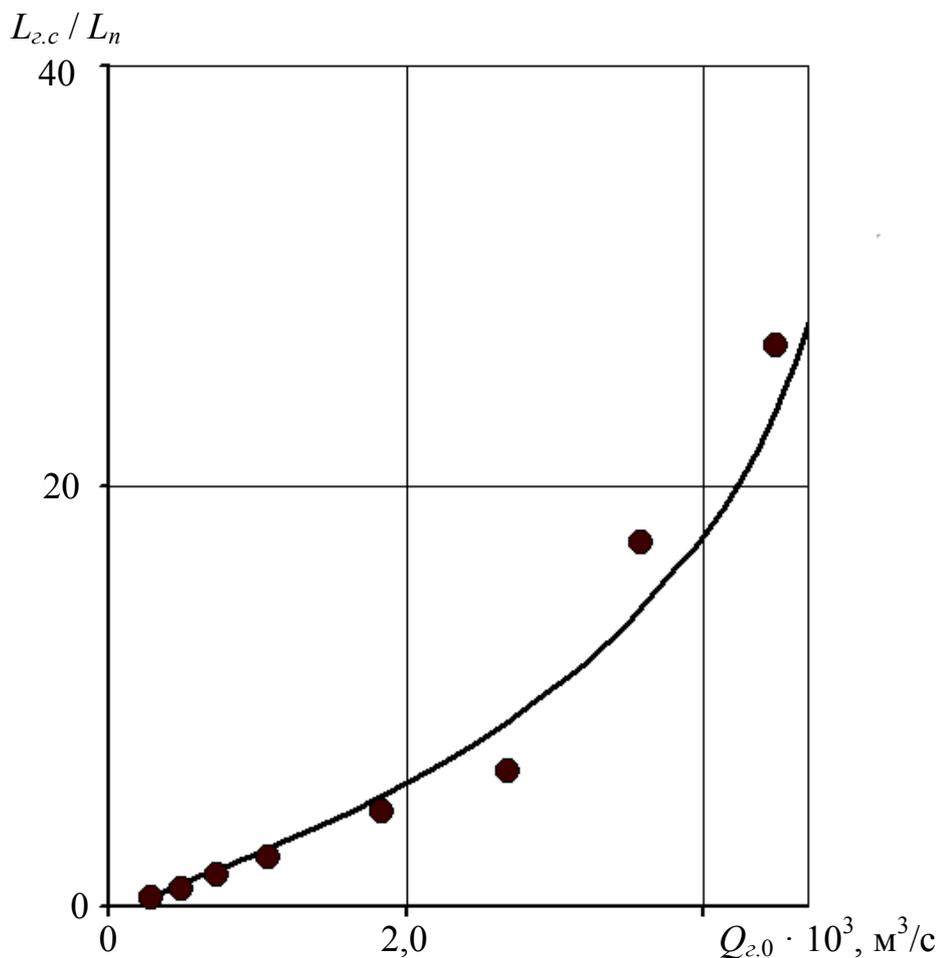


Рисунок 2.9 – Зависимость изменения отношения длин воздушных снарядов к длинам жидкостных пробок в области фиксированного сечения трубопровода от расхода свободного воздуха

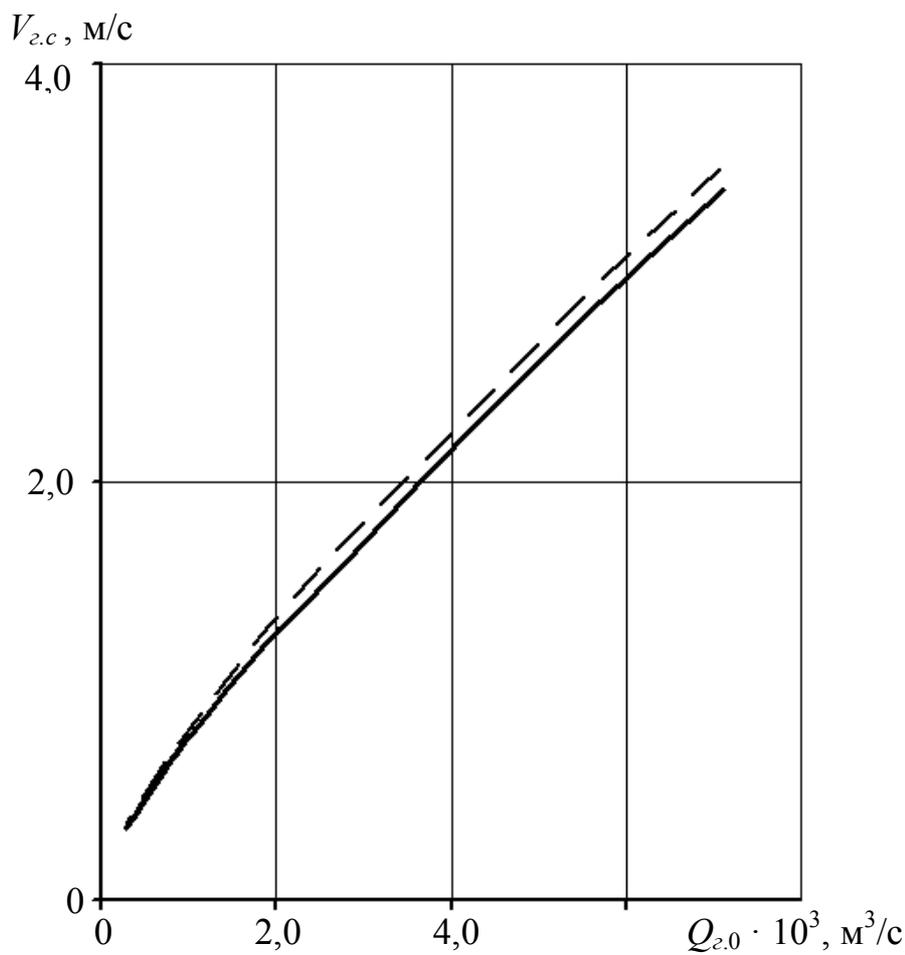


Рисунок 2.10 – Зависимости изменения скорости газовых снарядов в области фиксированного сечения трубопровода от расхода свободного воздуха

Рис. 2.9 демонстрирует зависимости изменения величины отношения длины воздушного снаряда  $L_{г.с}$  к длине движущейся непосредственно за ним жидкостной пробки  $L_n$  от объемного расхода воздуха  $Q_{г.0}$  в области исследуемого поперечного сечения трубы 19. Из графика видно, что до восьмикратного превышения длиной воздушного снаряда длины жидкостной пробки в пределах связи, полученная зависимость имеет квазилинейный характер.

На рис. 2.10 приведены зависимости изменения скорости движения снарядов сжатого воздуха  $V_{г.с}$  на уровне установки источника лазерного излучения от объемного расхода воздуха  $Q_{г.0}$ . Скорость движения воздушных снарядов изменяется прямо пропорционально расходу воздуха, а характер зависимостей, полученных на основании теоретических исследований и экспериментальных данных, близкий к линейному.

Анализ результатов экспериментальных исследований морфологии снарядного потока позволил сделать следующие важные заключения:

1. Расширение газовых снарядов в ограниченном стенками трубопровода потоке приводит к растяжению снарядов вдоль трубопровода. Следовательно, газовый снаряд с минимальной длиной находится в нижнем сечении снарядного потока. Минимальной длиной газового снаряда является диаметр

трубопровода. В случае превышения диаметром трубопровода длины газового пузыря, данный пузырь не полностью перекрывает внутреннее сечение трубопровода, что свидетельствует об отсутствии снарядной структуры течения и наличии пузырьковой структуры. Поэтому в трубопроводах различного диаметра и различной протяженности длина нижних газовых снарядов, образующихся из пузырькового потока, равна диаметру трубопровода.

2. В области перехода снарядной структуры течения в кольцевую структуру жидкость из жидкостных пробок полностью перемещается в зоны между стенками газовых снарядов и трубопровода. При этом в области образования из пузырьковой структуры течения снарядного потока, независимо от диаметра и длины трубопровода, обтекание газовых снарядов жидкостью отсутствует. Следовательно, в сечении подъемного трубопровода, где возникает снарядная структура течения, величина объемного газосодержания смеси может моделироваться отношением длины газового снаряда к суммарной длине газового снаряда и расположенной за ним жидкостной пробки.

3. Обтекание жидкостью коротких газовых снарядов происходит более интенсивно, чем длинных. Поэтому полученные экспериментальные зависимости изменения длин воздушных снарядов  $L_{г.с}$ , жидкостных пробок  $L_n$  и связок  $L_{св}$  от объемного расхода воздуха  $Q_{г.0}$  совместно с экспериментальной зависимостью изменения объемного газосодержания  $\varphi_2$  от параметра  $Q_{г.0}$  дают полную картину изменения длин газовых снарядов и жидкостных пробок по протяженности водовоздушного потока.

4. Установленные зависимости оказывают определяющее влияние на способность потока транспортировать твердые частицы.

Таким образом, результаты экспериментальных исследований указывают на необходимость разработки нового метода расчета многофазного потока с рассмотрением замедления подъема частиц твердой фазы в газовых снарядах и изменения морфологии снарядного потока.

### 3 ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА ТРАНСПОРТИРОВАНИЯ ТВЕРДОГО МАТЕРИАЛА ВОСХОДЯЩИМ СНАРЯДНЫМ ПОТОКОМ

#### 3.1 Математическое описание движения твердой частицы в безграничной континуальной среде

Начатые во второй половине XX века в Днепропетровском национальном университете проф. Давидсоном В.Е. и доц. Ламзюком В.Д. исследования транспортирования твердых частиц в составе гетерогенного потока были продолжены и расширены авторами монографии в НГУ. Исследование подъема частиц восходящим многофазным потоком при снарядной структуре течения осуществлялось поэтапно, путем последовательного усложнения постановок решаемых задач [145, 146]. Первоначально в главах 3.1-3.5 параметры транспортирующей частицы потока по его протяженности считаются постоянными, т.е. эффектом расширения воздуха пренебрегают, а в главах 3.6 и 3.7 данное допущение снимается. Теоретические исследования были начаты с изучения движения твердой частицы в поднимающейся однородной безграничной среде.

Установим основные кинематические закономерности и предельные случаи потери подъемного движения твердой частицы в поднимающейся среде, рассматриваемой в континуальном приближении, и абстрагируясь от структуры потока [145].

На рис. 3.1 (а), (б) схематически изображены действующие на одиночную твердую частицу 1 силы и скорости ее движения в восходящем потоке. Исходное уравнение движения одиночной твердой частицы с учетом основных действующих на нее сил принимает вид (3.1). Силы Саффмена, Бусройда и Магнуса с результирующим влиянием на движение частицы не более 6...8 % в уравнении не рассматриваются.

$$m_T \frac{dV_T}{dt} = R_g + R_a + R_c + R_{ин} = R_{\Sigma}, \quad (3.1)$$

где  $m_T$  – масса твердой частицы, кг;

$V_T$  – абсолютная скорость частицы, м/с;

$t$  – время движения частицы, с;

$R_g$  – действующая на частицу сила тяжести, Н;

$R_a$  – действующая на частицу сила Архимеда, Н;

$R_c$  – сила сопротивления движению частицы, Н;

$R_{ин}$  – сила инерции, Н;

$R_{\Sigma}$  – результирующая сил, действующих на частицу, Н,

$$R_g = -m_T \cdot g \cdot \cos \theta_{mp},$$

$$R_a = m_c \cdot g \cdot \cos \theta_{mp},$$

$$R_c = \frac{1}{2} S_M \cdot C_x \cdot \rho_c |W_T| W_T ,$$

$$R_{ин} = m_{прис} \frac{dW_T}{dt} ,$$

где  $g = 9,81$  – ускорение свободного падения, м/с<sup>2</sup>;  
 $\theta_{пр}$  – угол наклона траектории потока к вертикали;  
 $m_c$  – масса транспортирующей среды в объеме частицы, кг;  
 $S_M$  – площадь Миделя частицы, м<sup>2</sup>;  
 $C_x$  – коэффициент лобового сопротивления частицы;  
 $\rho_c$  – плотность транспортирующей среды, кг/м<sup>3</sup>;  
 $W_T$  – скорость частицы относительно транспортирующей среды – относительная скорость частицы (рис. 3.1 (б)), м/с;  
 $m_{прис}$  – присоединенная масса, кг.

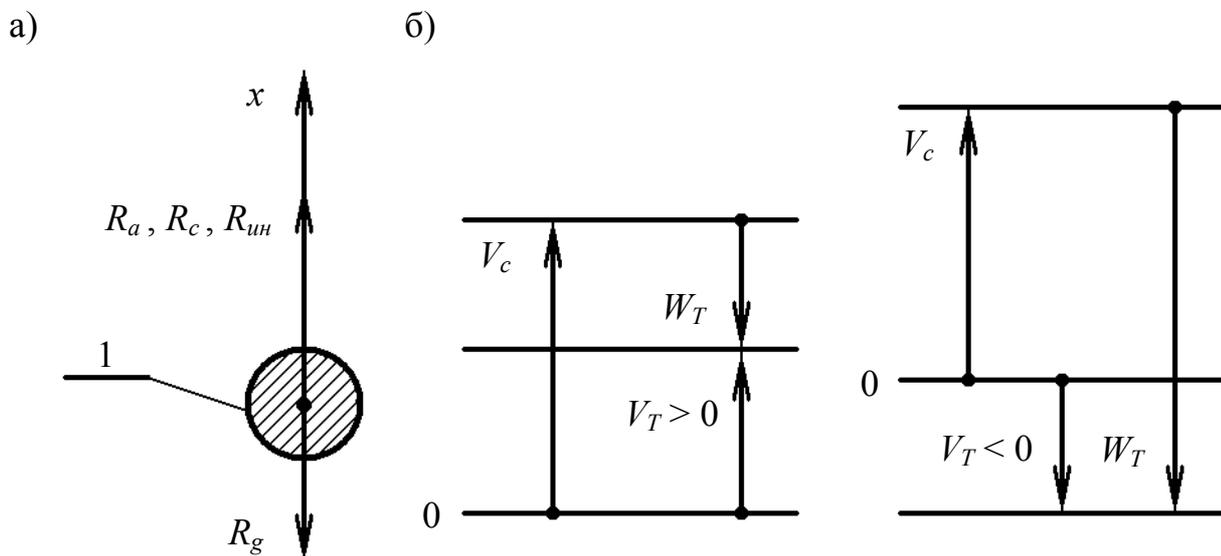


Рисунок 3.1 – Действующие на твердую частицу силы и ее кинематические характеристики

Положительное направление координатной оси  $x$  выбрано совпадающим с направлением движения среды, а также принято естественное для эрлифта условие:

$$V_{Тн} < V_c , \tag{3.2}$$

где  $V_{Тн}$  – начальная абсолютная скорость твердой частицы, м/с;  
 $V_c$  – скорость транспортирующей среды, м/с.

Для частицы шарообразной формы значение присоединенной массы определяется в соответствии с формулой [147]:

$$m_{прис} = m_c / 2 .$$

Коэффициент  $C_x$  в общем случае является сложной функцией от числа Рейнольдса ( $Re$ ) в относительном движении, формы частицы и начальной турбулентности потока. Число Рейнольдса имеет вид:

$$Re = W_T \cdot d_T / \nu_c ,$$

где  $d_T$  – диаметр твердой частицы, м;

$\nu_c$  – кинематический коэффициент вязкости транспортирующей среды,  $m^2/c$ .

В настоящее время единого выражения для описания функции  $C_x = f(Re)$  в широком диапазоне изменения чисел  $Re$  не существует. Поэтому в дальнейшем используем полученную путем аппроксимации опытных данных известную кусочную зависимость [148]:

$$C_x = A / Re^n . \quad (3.3)$$

Коэффициенты  $A$  и  $n$  имеют следующие значения в диапазонах изменения числа Рейнольдса:

<i>I</i>	0 < $Re_I$ < 1	A <sub>I</sub> = 24,	$n_I = 1,$	(3.4)
<i>II</i>	1 ≤ $Re_{II}$ < 30	A <sub>II</sub> = 9,8,	$n_{II} = 0,5,$	
<i>III</i>	30 ≤ $Re_{III}$ < 400	A <sub>III</sub> = 3,54,	$n_{III} = 0,2,$	
<i>IV</i>	400 ≤ $Re_{IV}$	A <sub>IV</sub> = 1,1,	$n_{IV} = 0.$	

Аппроксимация *IV* характеризует твердую частицу с плохо обтекаемой формой.

С учетом (3.2) – (3.4) уравнение (3.1) принимает следующий вид:

$$a_1 \frac{dV_T}{dt} = -a_2 + a_{3i} \cdot A_i \cdot W_T^{2-n_i} , \quad (3.5)$$

где показатель степени изменяется в диапазоне  $1 \leq 2 - n_i \leq 2,$

$$a_1 = 1 + \frac{1}{2} \frac{\rho_c}{\rho_T} , \quad (3.6)$$

$$a_2 = g \cdot \cos \theta_{mp} \left( 1 - \frac{\rho_c}{\rho_T} \right) , \quad (3.7)$$

$$a_{3i} = \left( \frac{\nu_c}{d_T} \right)^{n_i} \frac{1}{2} \frac{S_M}{m_T} \rho_c = \frac{3}{4} \frac{\rho_c}{d_T \cdot \rho_T} \left( \frac{\nu_c}{d_T} \right)^{n_i} . \quad (3.8)$$

С учетом выражений (3.6) – (3.8), условия (3.2) и при постоянстве  $V_c$  запишем уравнение (3.5) для относительной скорости твердой частицы:

$$-a_1 \frac{dW_T}{dt} = -a_2 + a_{3i} \cdot A_i \cdot W_T^{2-n_i}. \quad (3.9)$$

В разделе 2 монографии экспериментально установлено существование случаев зависания и даже нисходящего движения твердых частиц в восходящем потоке. Проверим, улавливают ли эти случаи уравнения (3.5) и (3.9). Принятое условие  $V_{Tn} < V_c$  предопределяет, что  $V_T < V_c$  и начальная относительная скорость твердой частицы  $W_{Tn} > 0$ . Причем  $W_T > 0$  независимо от направления абсолютного движения (восходящего или нисходящего) частицы. Исходя из этого слагаемое  $a_{3i} \cdot A_i \cdot W_T^{2-n_i}$  в уравнениях (3.5) и (3.9) будет положительным.

Рассмотрим один из возможных вариантов движения твердой частицы при условии:

$$a_2 > a_{3i} \cdot A_i \cdot W_T^{2-n_i}. \quad (3.10)$$

В этом случае величина абсолютного ускорения будет меньше нуля  $\frac{dV_T}{dt} < 0$ , а величина относительного ускорения больше нуля  $\frac{dW_T}{dt} > 0$ .

Поскольку

$$\frac{d^2W_T}{dt^2} = -\frac{a_{3i}}{a_1} A_i (2 - n_i) \cdot W_T^{1-n_i} \frac{dW_T}{dt} < 0,$$

то величина относительного ускорения  $\frac{dW_T}{dt}$  остается положительной и уменьшается с ростом  $W_T$ . Таким образом, при достижении условия  $\frac{dW_T}{dt} = 0$  имеет место предельная относительная скорость твердой частицы  $W_{Tn}$ :

$$W_{Tn} = \left( \frac{a_2}{a_{3i} \cdot A_i} \right)^{\frac{1}{2-n_i}}. \quad (3.11)$$

Из (3.10) следует, что для твердой частицы начальная относительная скорость меньше предельной относительной скорости, т.е.

$$W_{Tn} < W_{Tn}. \quad (3.12)$$

Для абсолютной начальной скорости твердой частицы в варианте (3.10) из неравенств (3.2) и (3.12) можно получить следующее условие:

$$V_c - W_{Tn} < V_{Tn} < V_c . \quad (3.13)$$

Скорости  $V_c$  и  $W_{Tn}$  являются независимыми, поэтому при условии (3.10) могут реализовываться следующие случаи:

а)  $V_c > W_{Tn}$ ;

б)  $V_c = W_{Tn}$ ;

в)  $V_c < W_{Tn}$ .

Для случая (а) выполняется условие

$$0 < V_c - W_{Tn} < V_{Tn} ,$$

при котором остановка твердой частицы не может иметь место. Движение частицы направлено вверх и характеризуется замедлением. При этом

$$V_T \rightarrow V_{Tn} = V_c - W_{Tn} > 0 ,$$

где  $V_{Tn}$  – абсолютная предельная скорость твердой частицы, м/с.

В случае (б)  $V_T \rightarrow V_{Tn} = 0$  при  $t \rightarrow \infty$ . Твердая частица зависает возле некоторой координаты  $x_0$ .

Случай (в) характеризуется отрицательным значением разности  $V_c - W_{Tn}$ . При выполнении условия  $V_{Tn} > 0$  твердая частица в абсолютном движении сначала поднимается с замедлением, потом происходит ее зависание в момент времени  $t_0$  и падение с возрастающей по модулю скоростью. Скорость падения твердой частицы стремится к предельному значению  $V_{Tn}$

$$V_{Tn} = V_c - W_{Tn} < 0 .$$

В случае значительной протяженности потока, закон движения  $x(t)$  позволяет установить время  $t_0$  остановки частицы.

Если движение твердой частицы начинается непосредственно с падения, то характер зависимости  $V_T(t)$  продолжает оставаться идентичным случаю (в), тогда неравенство (3.13) продолжает соблюдаться, но уточняется:

$$V_c - W_{Tn} < V_{Tn} < 0 < V_c .$$

Скорость  $V_T \rightarrow V_{Tn}$  при  $|V_T| < |V_{Tn}|$ .

В приведенных выше случаях, независимо от направления абсолютного движения твердой частицы, выполняются следующие условия:

$$\frac{dV_T}{dt} < 0 , \quad \frac{d^2V_T}{dt^2} > 0 . \quad (3.14)$$

Во всех рассмотренных случаях зависимость  $x(t)$  приближается к линейному закону  $x = x_0 \pm V_{Tn} \cdot t$  снизу, а скорость  $V_T$  стремится к  $V_{Tn}$  сверху.

Рассмотрим следующий возможный вариант движения твердой частицы при условии:

$$a_2 < a_{3i} \cdot A_i \cdot W_T^{2-n_i}. \quad (3.15)$$

Вариант (3.15) имеет место при  $W_{Tn} > W_{Tn}$  или  $V_{Tn} < V_c - W_{Tn} = V_{Tn}$ . В данном варианте также возможны три случая:

- а)  $V_c > W_{Tn}$ ,
- б)  $V_c = W_{Tn}$ ,
- в)  $V_c < W_{Tn}$ .

Для случая (а) из варианта (3.15) при выполнении условия  $V_{Tn} > 0$ , твердая частица поднимается с ростом скорости  $V_T$ , стремящейся снизу к  $V_{Tn}$ . При выполнении условия  $V_{Tn} < 0$  твердая частица опускается с замедлением, останавливается в момент времени  $t_0$ , после чего переходит к подъему с ростом скорости  $V_T$ , стремящейся к  $V_{Tn}$ .

В варианте (3.15) случай (б) характеризуется падением твердой частицы с замедлением и зависанием, а случай (в) – выходом частицы на предельную скорость  $V_{Tn} < 0$ .

Варианту (3.15) соответствуют следующие условия:

$$\frac{dV_T}{dt} > 0, \quad \frac{d^2V_T}{dt^2} < 0. \quad (3.16)$$

Таким образом, применительно к вертикальному подъему твердого материала в рассмотренных вариантах (3.10) и (3.15) опасность зависания и опускания твердых частиц представляют случаи (б), (в). Это подтверждает адекватность разработанного математического аппарата и предоставляет возможность на его базе выполнить более полное изучение всех возможных случаев движения твердой частицы в восходящем потоке газожидкостной смеси.

### 3.2 Классификация типов движения твердой частицы в восходящем потоке

Установим качественные закономерности движения твердой частицы в поднимающейся среде при различных соотношениях начальной и предельной скоростей частицы со скоростью среды. Скорость и плотность среды на данном этапе считаем постоянными.

Приведем уравнение (3.9) к безразмерной форме. Принимаем в качестве масштабов следующие величины: скорость  $V_c$ , плотность твердой частицы  $\rho_T$ , размер характерного участка смеси  $L_y$ , который при рассмотрении снарядной структуры течения будет иметь конкретный физический смысл, а

также время движения потока на этом участке  $t^*$ . Получаем следующие приведенные к безразмерной форме параметры:

$$\begin{aligned} t^* &= L_y / V_c , \\ \overline{d_T} &= d_T / L_y , \\ \overline{V_T} &= V_T / V_c , \\ \overline{t} &= t / t^* = V_c \cdot t / L_y , \\ \overline{\rho_c} &= \rho_c / \rho_T , \\ \overline{W_T} &= (V_c - V_T) / V_c , \\ \overline{x} &= x / L_y , \end{aligned}$$

где  $\overline{d_T}$  – безразмерный диаметр твердой частицы;  
 $\overline{V_T}$  – безразмерная абсолютная скорость частицы;  
 $\overline{t}$  – безразмерное время движения частицы;  
 $\overline{\rho_c}$  – безразмерная плотность транспортирующей среды;  
 $\overline{W_T}$  – безразмерная относительная скорость частицы;  
 $x$  – координата частицы, изменяющаяся вдоль движения транспортирующей среды, м;  
 $\overline{x}$  – безразмерная координата частицы.

С учетом образованных безразмерных параметров уравнение (3.9) принимает следующий вид:

$$(1 + 0,5\overline{\rho_c}) \frac{d\overline{W_T}}{d\overline{t}} \frac{1 - \overline{\rho_c}}{E} - \frac{3}{4} \frac{\overline{\rho_c} \cdot A_i}{F^{n_i} \cdot \overline{d_T}^{n_i+1}} \overline{W_T}^{2-n_i} , \quad (3.17)$$

где  $i$  – диапазон изменения параметра  $Re$  (3.4);  
 $E$  и  $F$  – безразмерные комплексы,

$$E = \frac{V_c^2}{L_y \cdot g \cdot \cos \theta_{mp}} , \quad F = \frac{V_c \cdot L_y}{v_c} .$$

Безразмерная предельная относительная скорость твердой частицы определяется из следующего выражения:

$$\overline{W_{Tmi}} = \left( \frac{3}{4} \frac{\alpha_c \cdot F^{n_i}}{A_i \cdot E} \overline{d_T}^{n_i+1} \right)^{\frac{1}{2-n_i}} , \quad (3.18)$$

где

$$\alpha_c = (1 - \overline{\rho_c}) / \overline{\rho_c} .$$

Индексу «*i*» на основании значений *Re* присваивается показатель соответствующего диапазона *I–IV* (3.4).

Значения *A<sub>i</sub>* и *n<sub>i</sub>* в пределах каждого диапазона *I–IV* принимаются постоянными (3.4), что дает возможность для данных диапазонов получить следующие выражения безразмерной предельной относительной скорости:

$$\overline{W_{TnI}} = 0,0555 \overline{d_T}^2 \alpha_c \frac{F}{E}, \quad (3.19)$$

$$\overline{W_{TnII}} = \overline{d_T} \left( 0,136 \alpha_c \frac{F^{1/2}}{E} \right)^{2/3}, \quad (3.20)$$

$$\overline{W_{TnIII}} = \left( 0,377 \alpha_c \frac{F^{1/5}}{E} \overline{d_T}^{6/5} \right)^{5/9}, \quad (3.21)$$

$$\overline{W_{TnIV}} = \left( 1,212 \alpha_c \frac{\overline{d_T}}{E} \right)^{1/2}. \quad (3.22)$$

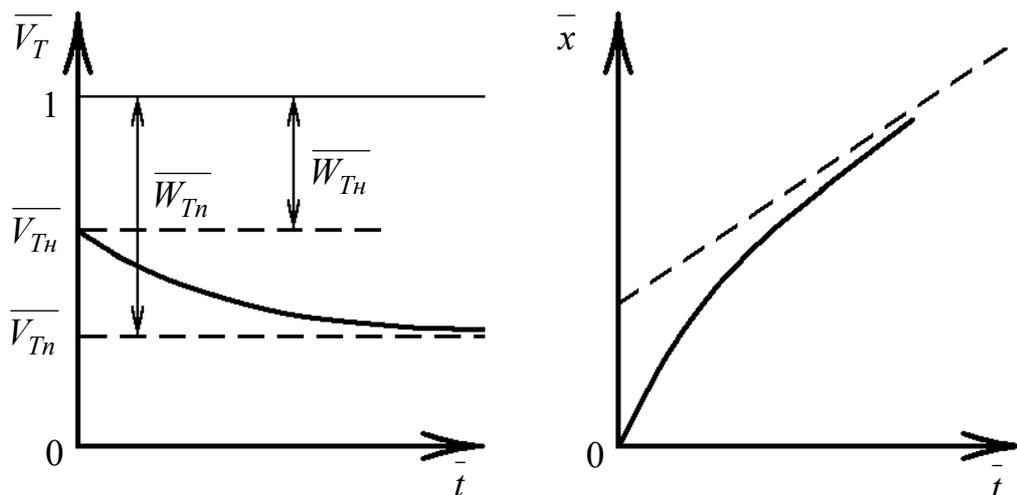
Теперь, используя всего два безразмерных параметра – начальную  $\overline{W_{Tn}}$  и предельную  $\overline{W_{Tn}}$  относительные скорости, можно выполнить полную классификацию всех возможных типов движения твердой частицы в безграничной среде. Безразмерная абсолютная скорость среды  $\overline{V_c} = 1$ , а безразмерные абсолютная и относительная скорости твердой частицы связаны между собой следующим образом:

$$\overline{V_T} = 1 - \overline{W_T}.$$

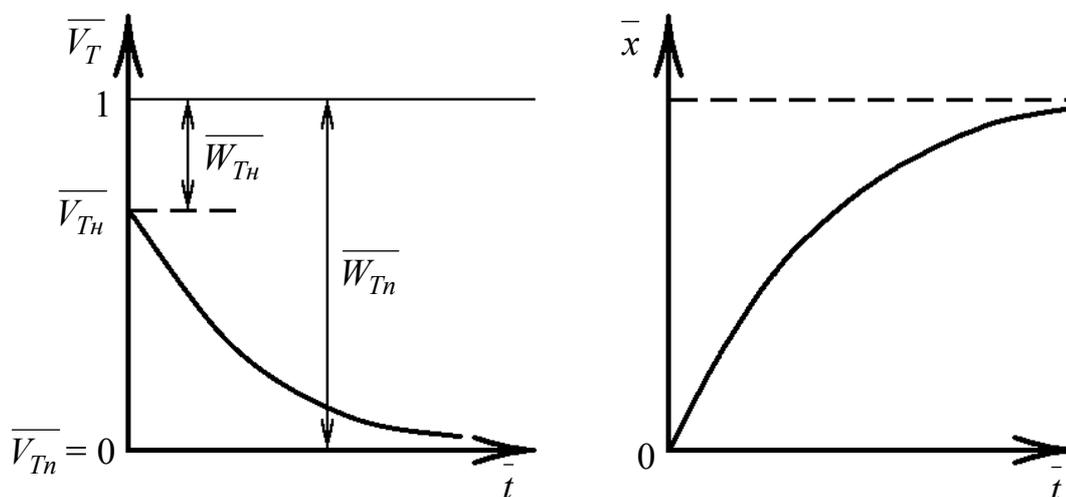
Безразмерные начальная и предельная абсолютные скорости частицы  $\overline{V_{Tn}}$  и  $\overline{V_{Tn}}$  соответствуют безразмерным начальной  $\overline{W_{Tn}}$  и предельной  $\overline{W_{Tn}}$  относительным скоростям частицы.

Установлено, что в зависимости от соотношения значений безразмерных параметров  $\overline{V_c}$ ,  $\overline{W_{Tn}}$  и  $\overline{W_{Tn}}$  может реализовываться 13 качественно различных типов движения твердой частицы. Характер данных типов движения частицы графически проиллюстрирован на рис. 3.2-3.6 в виде зависимостей безразмерных параметров абсолютной скорости  $\overline{V_T}$  и координаты  $\overline{x}$  твердой частицы от параметра  $\overline{t}$ , а условия их возникновения выражены в виде соответствующих неравенств и тождеств.

a)



б)



в)

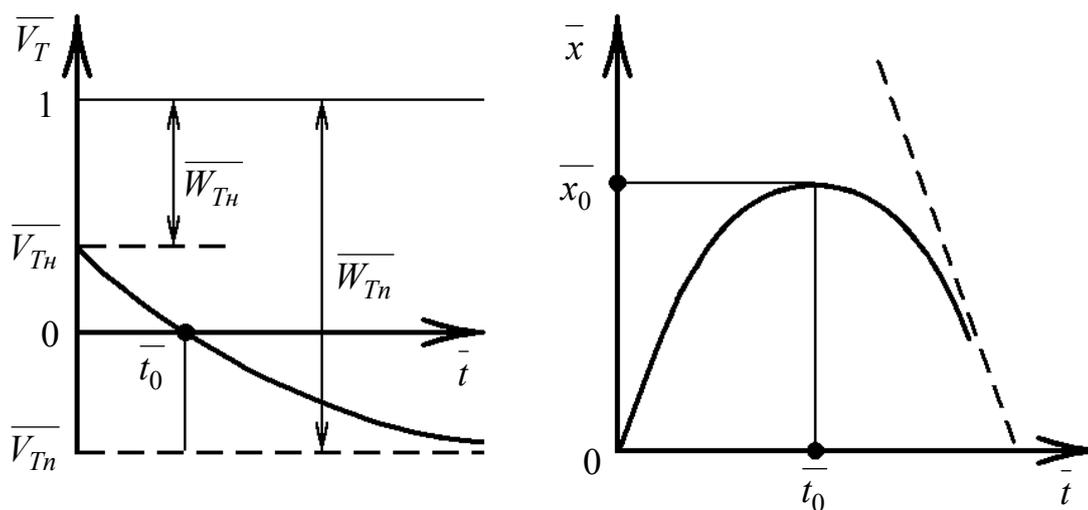


Рисунок 3.2 – Кинематические характеристики твердой частицы

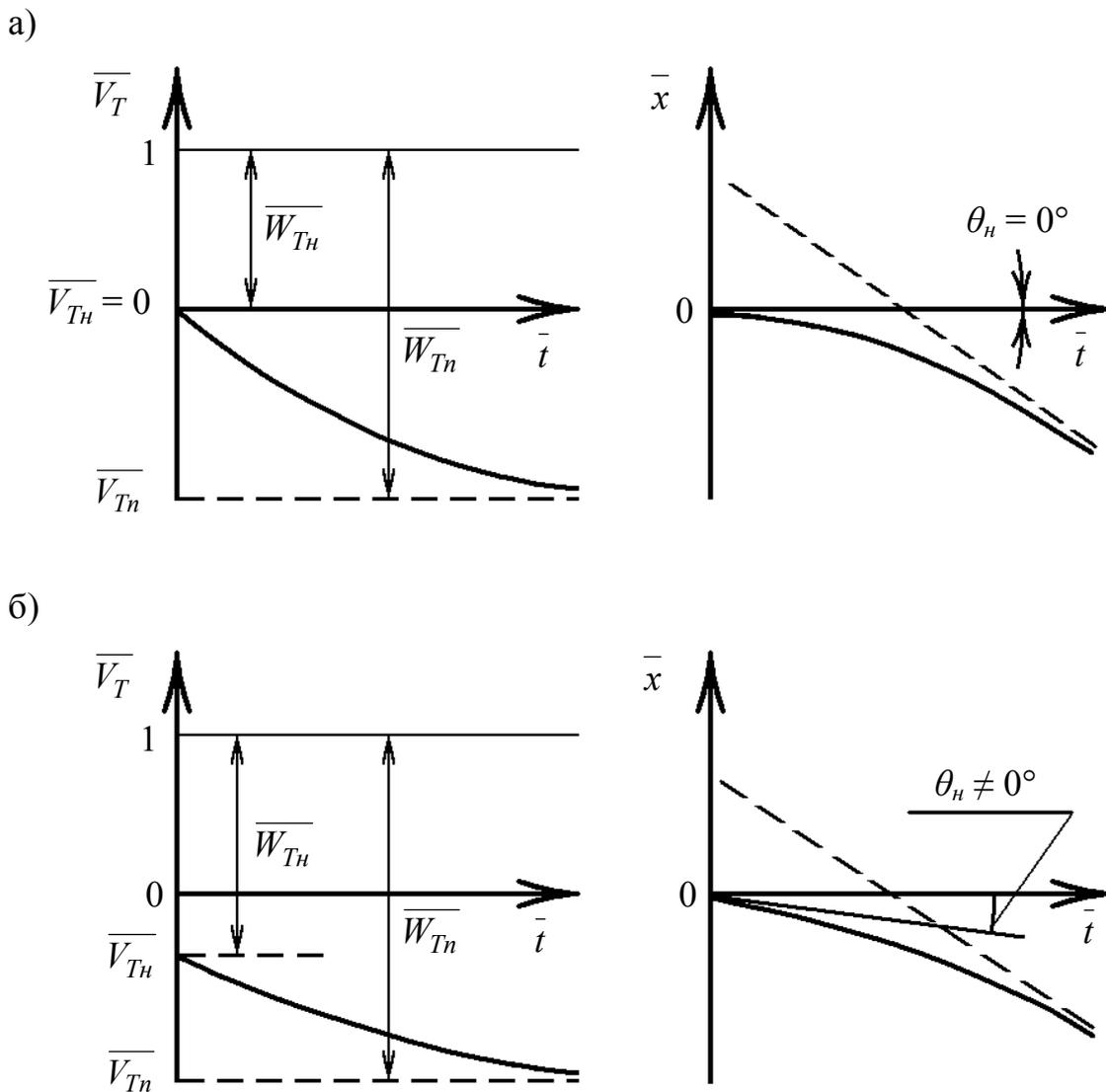
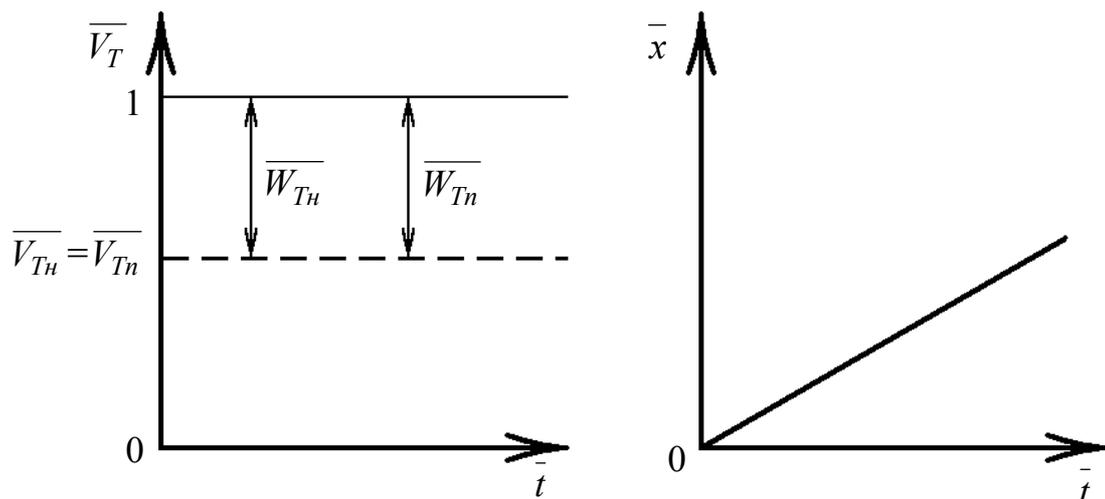


Рисунок 3.3 – Кинематические характеристики твердой частицы

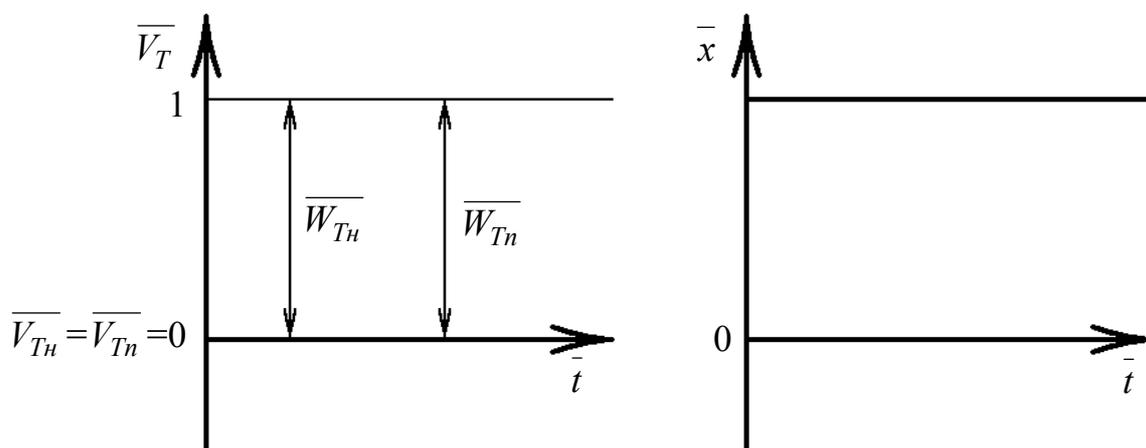
Для всех представленных на рис. 3.2 и 3.3 типов движения твердой частицы выполняется неравенство  $\overline{W}_{Tn} < \overline{W}_{Tn}$ . При этом условие  $\overline{W}_{Tn} < 1$  справедливо для приведенного на рис. 3.2 (а) случая. Тождество  $\overline{W}_{Tn} = 1$  соответствует изображенному на рис. 3.2 (б) случаю. Неравенство  $\overline{W}_{Tn} > 1$  выполняется для представленных на рис. 3.2 (в) и рис. 3.3 графиков. Отображенные на рис. 3.2 (в), рис. 3.3 (а), (б) варианты соответствуют  $\overline{W}_{Tn} < 1$ ,  $\overline{W}_{Tn} = 1$ ,  $\overline{W}_{Tn} > 1$ . Величина  $\overline{V}_{Tn}$  характеризуется тангенсом угла  $\theta_n$ .

Представленные на рис. 3.4 типы движения твердой частицы реализуются в случае равенства безразмерных начальной и предельной относительных скоростей  $\overline{W}_{Tn} = \overline{W}_{Tn}$ . Движение частицы характеризуется постоянной скоростью, которая положительна при  $\overline{W}_{Tn} < 1$  (рис. 3.4 (а)), равна нулю при  $\overline{W}_{Tn} = 1$  (рис. 3.4 (б)) и отрицательна в случае  $\overline{W}_{Tn} > 1$  (рис. 3.4 (в)).

a)



б)



в)

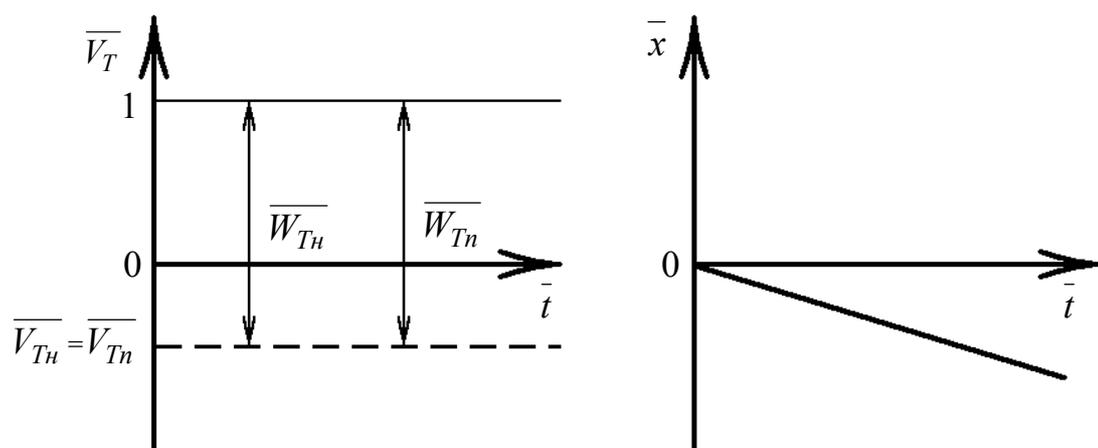
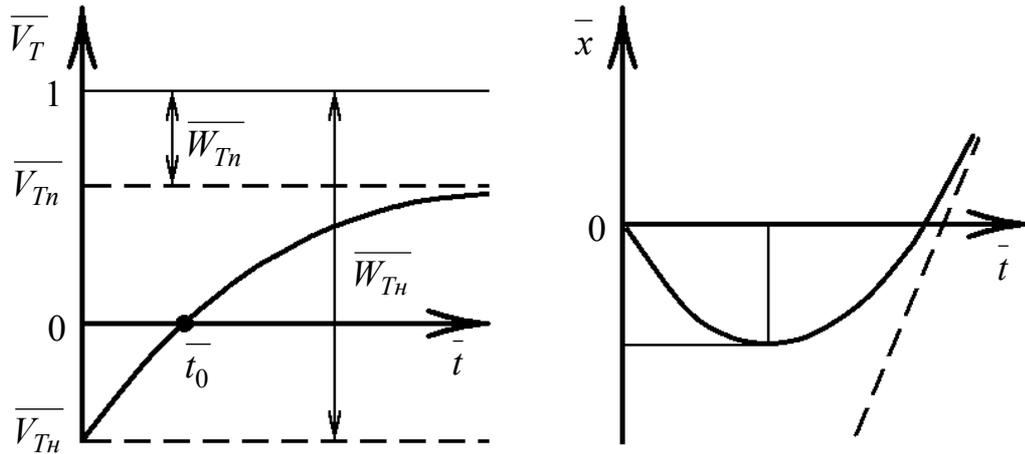
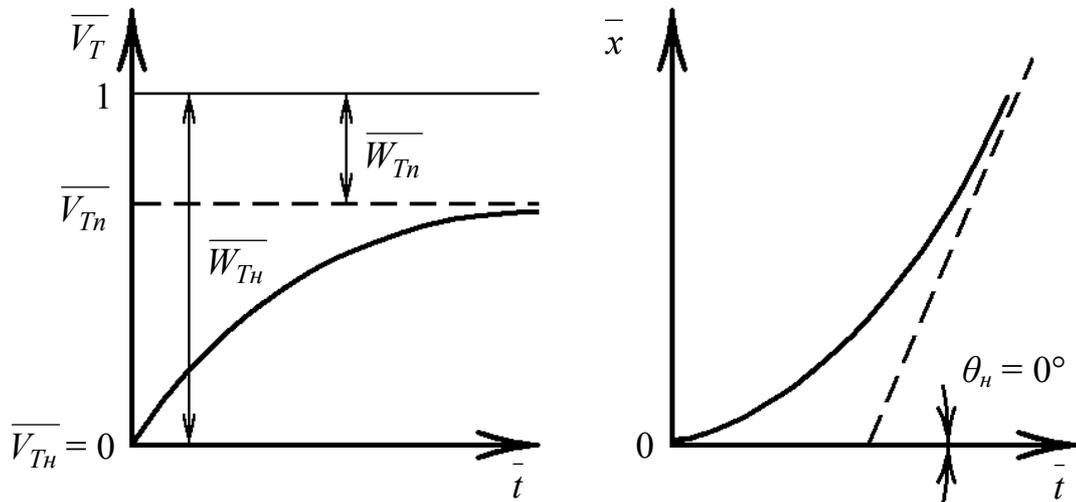


Рисунок 3.4 – Кинематические характеристики твердой частицы

a)



б)



в)

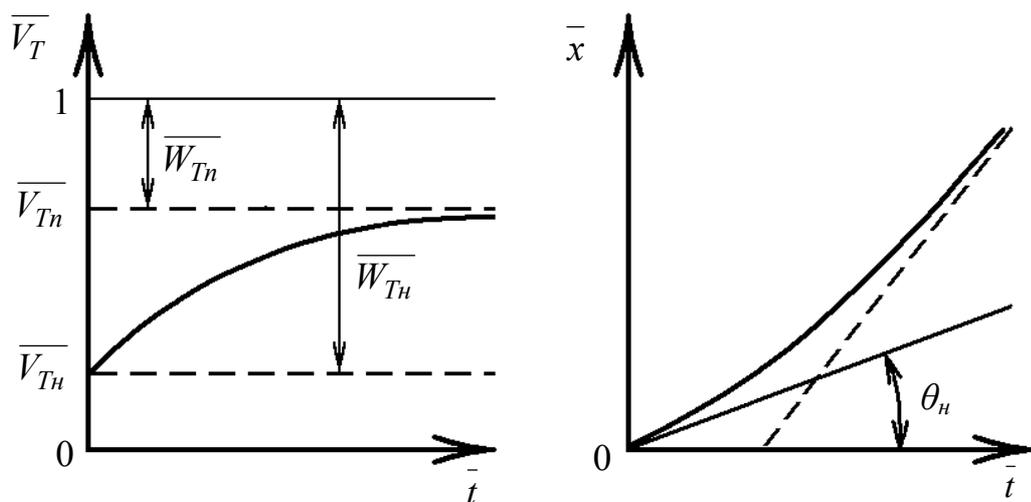
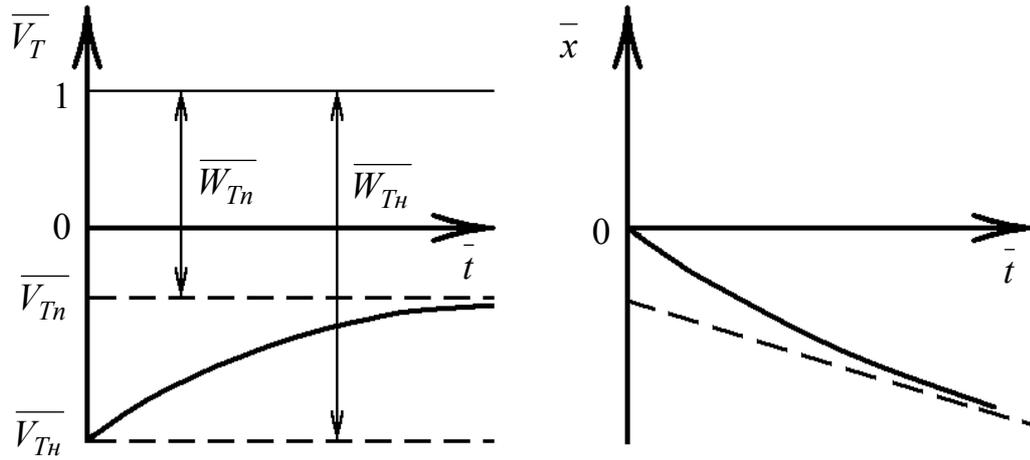


Рисунок 3.5 – Кинематические характеристики твердой частицы

а)



б)

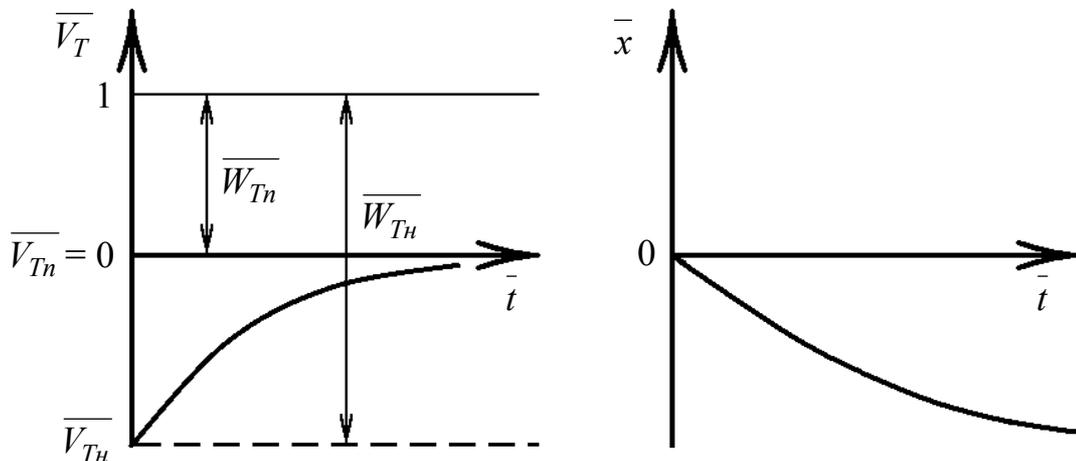


Рисунок 3.6 – Кинематические характеристики твердой частицы

На рис. 3.5 и 3.6 изображены типы движения твердой частицы при выполнении условия  $\bar{W}_{Th} > \bar{W}_{Tn}$ . Неравенство  $\bar{W}_{Tn} < 1$  выполняется для представленных на рис. 3.5 графиков. Отображенные на рис. 3.5 (а), (б), (в) типы движения твердой частицы, в свою очередь, возникают при соответственно  $\bar{W}_{Tn} > 1$ ,  $\bar{W}_{Tn} = 1$  и  $\bar{W}_{Tn} < 1$ . Условие  $\bar{W}_{Tn} > 1$  справедливо для приведенного на рис. 3.6 (а) случая. Тождество  $\bar{W}_{Tn} = 1$  выполняется для случая на рис. 3.6 (б) случае.

Таким образом, можно сформулировать условия устойчивого подъема твердой частицы без остановки и опускания в поднимающихся воздушных снарядах и жидкостных пробках:

$$\begin{aligned}
 \bar{W}_{Tn} \leq 1, & \quad \bar{W}_{Th} < \bar{W}_{Tn}, \\
 \bar{W}_{Tn} < 1, & \quad \bar{W}_{Th} = \bar{W}_{Tn}, \\
 \bar{W}_{Tn} \leq 1, & \quad \bar{W}_{Th} > \bar{W}_{Tn}.
 \end{aligned}
 \tag{3.23}$$

Параметры  $V_c$ ,  $V_{Tn}$  и  $V_{Tn}$  являются независимыми, что показывает на теоретическую возможность реализации всех рассмотренных выше на рис. 3.2-3.6 типов движения твердой частицы.

### 3.3 Разработка математического описания процесса подъема твердой частицы газовыми снарядами и жидкостными пробками

Первоначально установим зависимости для определения скорости и пройденного пути частицы в потоке однородной среды, а затем адаптируем их для условий снарядной структуры течения [146].

Для получения зависимости изменения скорости твердой частицы уравнение (3.17) необходимо проинтегрировать в явном виде с учетом изменения значений  $A_i$ ,  $n_i$  в диапазонах (3.4) и выражений (3.19) – (3.22). Корректное решение задачи было получено заведующим кафедрой математического моделирования Днепропетровского Национального университета, кандидатом технических наук, доцентом Ламзюком В.Д. Использованный им раскрытый ниже креативный прием, позволил проинтегрировать исходное уравнение (3.17) в квадратурах и дать наглядную интерпретацию полученных результатов. Результатом интегрирования уравнения (3.17) является приведенная в общем виде следующая зависимость:

$$f_1(Z_i) = (\bar{t}_0 - \bar{t}) / \lambda_{ci} \quad , \quad (3.24)$$

где  $\bar{t}_0$  – начальное значение безразмерного времени движения твердой частицы;

$\lambda_{ci}$  – постоянная, зависящая от среды и диапазонов (3.4),

$$\lambda_{ci} = \frac{1 - 0,5 \overline{\rho_c}}{1 - \overline{\rho_c}} \cdot E \cdot \overline{W_{Tni}} \quad ,$$

$$Z_i = \overline{W_T} / \overline{W_{Tni}} \quad .$$

Функция  $f_1(Z_i)$  из выражения (3.24) по диапазонам I – IV (3.4) имеет следующий вид:

$$1) f_1(Z_I) = \ln \left| \frac{1 - Z_I}{1 - Z_{0I}} \right| ;$$

$$2) f_1(Z_{II}) = \frac{1}{3} \ln \left| \frac{1 - \sqrt{Z_{II}}}{1 - \sqrt{Z_{0II}}} \right| - \frac{1}{6} \ln \frac{1 + \sqrt{Z_{II}} + Z_{II}}{1 + \sqrt{Z_{0II}} + Z_{0II}} +$$

$$+ \frac{1}{\sqrt{3}} \left( \operatorname{arctg} \frac{2\sqrt{Z_{II}} + 1}{\sqrt{3}} - \operatorname{arctg} \frac{2\sqrt{Z_{0II}} + 1}{\sqrt{3}} \right) ;$$

$$\begin{aligned}
3) f_1(Z_{III}) = & \frac{0,01953}{\prod_{k=1}^4 \sin^2 \frac{k\pi}{9}} \ln \left| \frac{1 - Z_{III}^{1/5}}{1 - Z_{0III}^{1/5}} \right| - \\
& - \sum_{m=1}^4 \frac{0,1562}{\prod_{\substack{k=1 \\ k \neq m}}^4 \left( \cos \frac{2m\pi}{9} - \cos \frac{2k\pi}{9} \right)} \left[ \frac{1}{1 - \cos \frac{2m\pi}{9}} \ln \left| \frac{1 - 2Z_{III}^{1/5} \cos \frac{2m\pi}{9} + Z_{III}^{2/5}}{1 - 2Z_{0III}^{1/5} \cos \frac{2m\pi}{9} + Z_{0III}^{2/5}} \right| + \right. \\
& \left. + \frac{2}{\sin \frac{2m\pi}{9}} \left( \operatorname{arctg} \frac{Z_{III}^{1/5} - \cos \frac{2m\pi}{9}}{\sin \frac{2m\pi}{9}} - \operatorname{arctg} \frac{Z_{0III}^{1/5} - \cos \frac{2m\pi}{9}}{\sin \frac{2m\pi}{9}} \right) \right]; \quad (3.25)
\end{aligned}$$

$$4) f_1(Z_{IV}) = \frac{1}{2} \ln \left| \frac{1 - Z_{IV}}{1 - Z_{0IV}} \cdot \frac{1 + Z_{0IV}}{1 + Z_{IV}} \right|.$$

Для определения безразмерной относительной скорости твердой частицы справедливы следующие соотношения:

$$\overline{W}_T = 1 - \frac{V_T}{V_c}, \quad (3.26)$$

$$\overline{W}_T = \overline{W}_{Tni} \cdot Z_i. \quad (3.27)$$

Используя выражения (3.19) – (3.27) для диапазонов I – IV (3.4) можно получить явные параметрические зависимости  $V_T(\tau)$  [146]. Так, например, для диапазона I такая зависимость имеет следующий вид:

$$V_{TI} = V_{Tn} \left[ 1 - \left( \frac{V_{Tn}}{V_{Tn}} - 1 \right) e^{D \cdot \tau} \right], \quad (3.28)$$

где  $V_{Tn}$  – абсолютная предельная скорость твердой частицы, м/с;

$V_{Tn}$  – абсолютная начальная скорость частицы, м/с;

$\tau$  – безразмерное время, имеющее структуру типа числа Фурье (параметр гомотронности),

$$D = \left[ 0,0555 \cdot \left( \frac{1}{\rho_c} - 0,5 \right) \right]^{-1},$$

$$\tau = \frac{t \cdot v_c}{d_T^2}.$$

Для получения зависимости высоты подъема твердой частицы от времени  $x(t)$  необходимо проинтегрировать уравнение (3.17) дважды. Поступим следующим образом.

Свяжем величины  $x$  и  $V_T$  с применением приведенных к безразмерной форме параметров:

$$\frac{d\overline{W}_T}{dt} = \frac{d\overline{W}_T}{d\overline{S}} \overline{W}_T, \quad (3.29)$$

где  $\overline{S}$  – безразмерный путь, пройденный потоком относительно твердой частицы в масштабе связки,

$$\overline{S} = (V_c \cdot t - x) / L_{ce}.$$

С учетом (3.29) уравнение (3.17) принимает вид:

$$(1 + 0,5\overline{\rho}_c) \cdot \overline{W}_T \frac{d\overline{W}_T}{d\overline{S}} = \frac{1 - \overline{\rho}_c}{E} - \frac{3}{4} \frac{\overline{\rho}_c}{d_T} C_x \cdot \overline{W}_T^2. \quad (3.30)$$

Результатом интегрирования уравнения (3.30) является представленная в общем виде следующая зависимость:

$$\overline{S} = \overline{S}_0 - f_2(Z_i) \cdot \lambda_{ci} \cdot \overline{W}_{Tni}, \quad (3.31)$$

где  $\overline{S}_0$  – начальное значение безразмерного пути.

Функция  $f_2(Z_i)$  из выражения (3.31) по диапазонам  $I - IV$  (3.4) имеет следующий вид:

$$1) f_2(Z_I) = Z_I - Z_{0I} + \ln \left| \frac{1 - Z_I}{1 - Z_{0I}} \right|;$$

$$2) f_2(Z_{II}) = 2(\sqrt{Z_{II}} - \sqrt{Z_{0II}}) + \frac{2}{3} \ln \left| \frac{1 - \sqrt{Z_{II}}}{1 - \sqrt{Z_{0II}}} \right| - \frac{1}{3} \ln \frac{1 + \sqrt{Z_{II}} + Z_{II}}{1 + \sqrt{Z_{0II}} + Z_{II}} - \frac{2}{3} \left( \operatorname{arctg} \frac{2\sqrt{Z_{II}} + 1}{\sqrt{3}} - \operatorname{arctg} \frac{2\sqrt{Z_{0II}} + 1}{\sqrt{3}} \right);$$

$$3) f_2(Z_{III}) = 5(Z_{III}^{1/5} - Z_{0III}^{1/5}) + \frac{5}{256 \prod_{k=1}^4 \sin^2 \frac{k\pi}{9}} \ln \left| \frac{1 - Z_{III}^{1/5}}{1 - Z_{0III}^{1/5}} \right| +$$

$$\begin{aligned}
& + \sum_{m=1}^4 \frac{(-1)^m \cdot 5}{32 \sin \frac{m\pi}{9} \prod_{\substack{k=1 \\ k \neq m}}^4 \left( \cos \frac{2m\pi}{9} - \cos \frac{2k\pi}{9} \right)} \left[ 2 \left( \operatorname{arctg} \frac{Z_{III}^{1/5} - \cos \frac{2m\pi}{9}}{\sin \frac{2m\pi}{9}} - \right. \right. \\
& \left. \left. - \operatorname{arctg} \frac{Z_{0III}^{1/5} - \cos \frac{2m\pi}{9}}{\sin \frac{2m\pi}{9}} \right) - \operatorname{ctg} \frac{2m\pi}{9} \ln \frac{1 - 2Z_{III}^{1/5} \cos \frac{2m\pi}{9} + Z_{III}^{2/5}}{1 - 2Z_{0III}^{1/5} \cos \frac{2m\pi}{9} + Z_{0III}^{2/5}} \right]; \quad (3.32)
\end{aligned}$$

$$4) f_2(Z_{IV}) = \frac{1}{2} \ln \left| \frac{1 - Z_{IV}^2}{1 - Z_{0IV}^2} \right|.$$

Адаптируем математическое обеспечение (3.19) – (3.32) к расчету параметров движения твердой частицы в снаряжном потоке. На данном этапе геометрические размеры газовых снарядов и жидкостных пробок, а также физико-механические параметры частиц считаем постоянными величинами. Изменением скорости и плотности газовых снарядов вдоль движения потока пренебрегаем, а течение принимаем одномерным и изотермическим. Взаимодействием твердой частицы со стенками ограничивающего поток трубопровода и силой поверхностного натяжения жидкости на границах разделов газовых снарядов и жидкостных пробок пренебрегаем. Переход частицы из одной среды в другую предполагается мгновенным, т.е. частица при прохождении границ разделов газовой и жидкой фаз рассматривается как материальная точка. Такие допущения могут быть приняты при исследовании движения одиночной твердой частицы на достаточно коротком участке восходящего снаряжного потока [146].

В полученных выражениях для определения скорости и пройденного пути частицы параметры с индексом «с» характеризуют транспортирующую среду. Поэтому для расчетов на участке ССТ в зависимости от нахождения частицы в жидкостной пробке или газовом снаряде в рассматриваемый момент времени индекс «с» последовательно заменяется соответствующим жидкости или газу индексом («ж» или «г»). При рассмотрении движения частицы в газовых снарядах и жидкостных пробках размер характерного участка смеси  $L_y$  равен длине связки  $L_{св}$  (суммарной длине газового снаряда и следующей за ним жидкостной пробки)

$$L_{св} = L_{г.с} + L_n,$$

где  $L_{г.с}$  – длина газового снаряда, м;

$L_n$  – длина жидкостной пробки, м.

Типы движения твердой частицы в газе и жидкости могут быть различны. В большинстве случаев значение скорости частицы в жидкости успевает

приблизится к предельному, а в газообразной среде это менее вероятно за счет высоких значений  $\overline{W_{Tn}}$  для газа.

Предложенное математическое обеспечение (3.19) – (3.32) не учитывает изменение параметров смеси, а также размеров газовых снарядов и жидкостных пробок в результате расширения газа в снарядном потоке. Такое допущение может быть принято лишь при определении параметров эрлифтных установок с короткими подъемными трубами.

Таким образом, уравнения (3.24) и (3.31) представляют закон движения твердой частицы в поднимающихся с постоянной скоростью воздушных снарядах и жидкостных пробках. Полученные результаты решений дифференциальных уравнений (3.17) и (3.30) с учетом специфики расчета при ССТ дают возможность установить в общем виде основные закономерности движения частиц в вертикальном снарядном потоке.

### **3.4 Решение модельной задачи о транспортировании твердого материала в вертикальном снарядном потоке**

На основании полученных уравнений (3.24) и (3.31) установим закономерности вертикального движения твердой частицы при снарядной структуре течения без учета расширения газовой фазы смеси и, следовательно, изменения геометрических параметров газовых снарядов и жидкостных пробок вдоль потока [146].

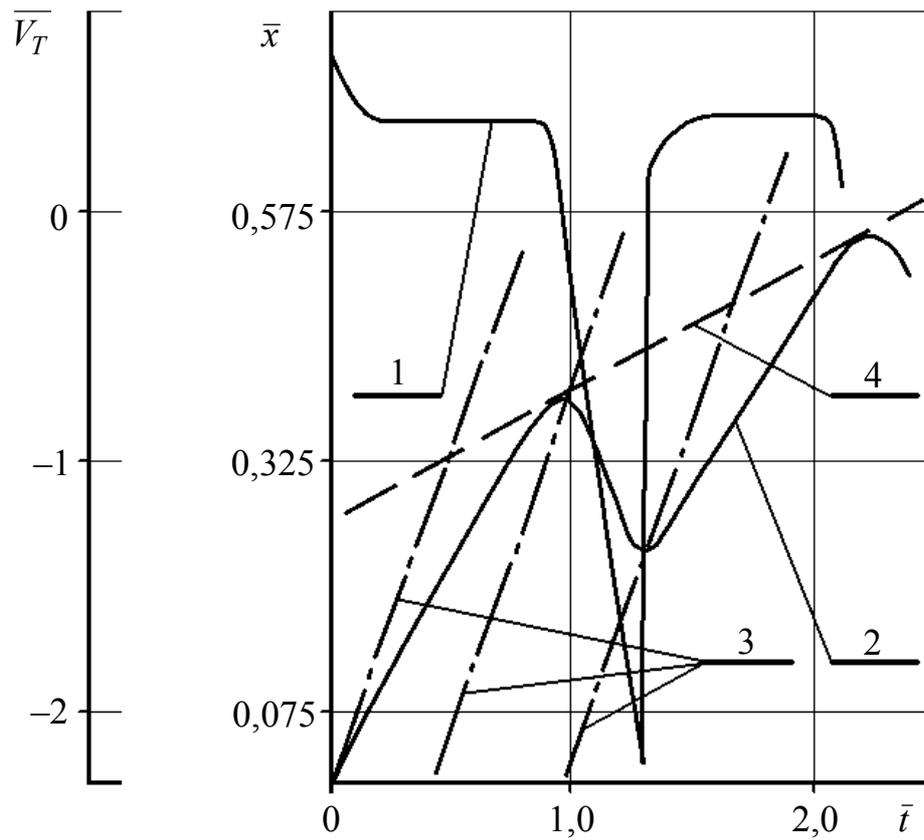
Целью моделирования является отработка методики для определения критических параметров снарядного газожидкостного течения, характеризующих потерю (кризис) транспортирующей способности потока.

Для достижения поставленной цели рассмотрим короткий участок вертикального снарядного потока. Течение смеси считается одномерным и изотермическим.

В расчетах взаимодействия твердой частицы со стенками ограничивающего поток трубопровода и с силой поверхностного натяжения жидкости на границах разделов жидкостных пробок и газовых снарядов не рассматриваются. Конечные значения вычислений параметров движения частицы в предыдущей среде (например, в жидкости) выступают в качестве начальных значений соответствующих параметров в следующей среде (следовательно, в газе).

Результаты моделирования выборочно приведены на рис. 3.7, 3.8 и представлены в виде зависимостей  $\overline{V_T} = f(\bar{t})$  (кривая 1) и  $\bar{x} = f(\bar{t})$  (кривая 2). Вычисления выполнены для случаев скоростей твердой частицы, соответствующих диапазону  $I$ . Начало движения частицы принято в жидкостной пробке с начальными безразмерными величинами абсолютной и относительной скоростей  $\overline{V_{Tn0}} = 0,833$  и  $\overline{W_{Tn0}} = 0,167$ . Безразмерные абсолютная и относительная предельные скорости частицы в жидкости составляли  $\overline{V_{Tнж}} = 0,365$  и  $\overline{W_{Tнж}} = 0,635$ , соответственно.

а)



б)

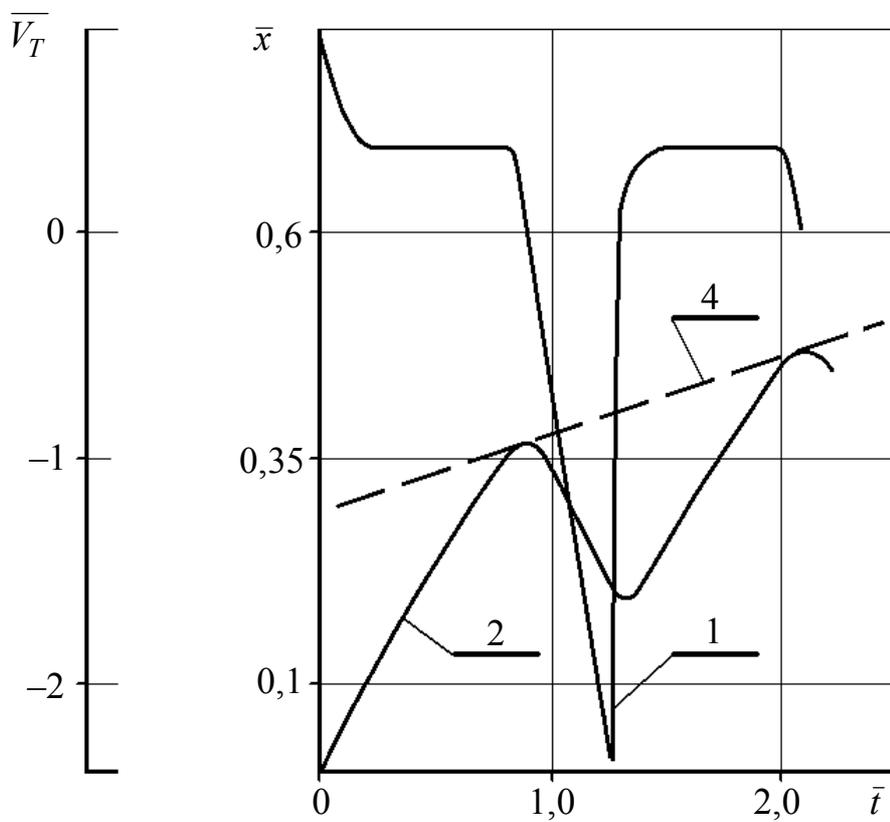
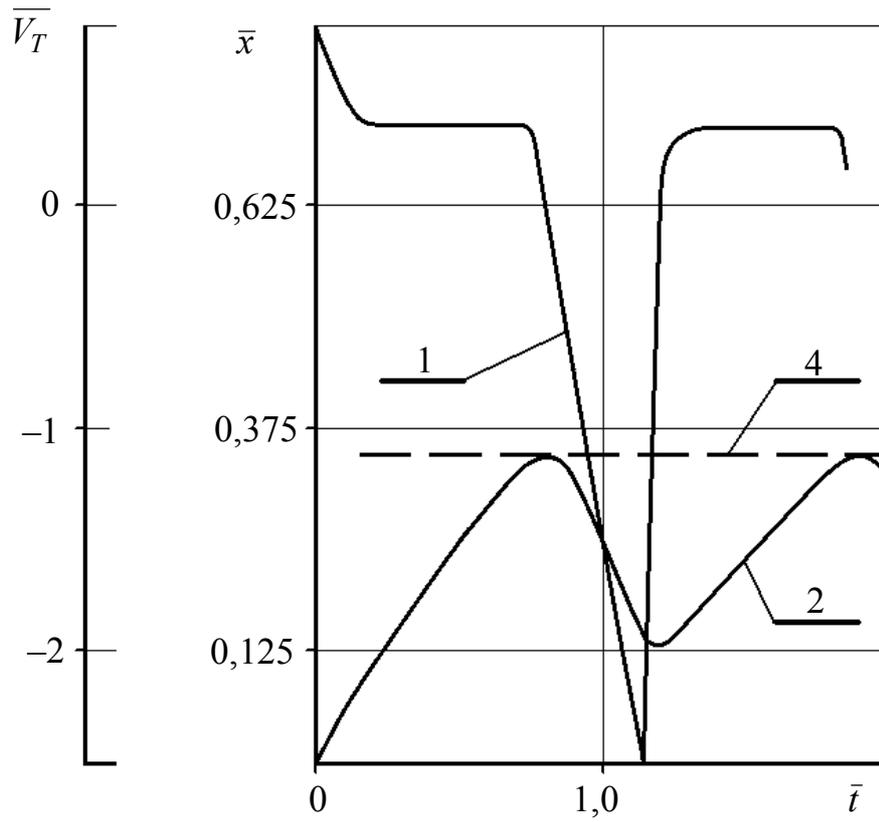


Рисунок 3.7 – Закономерности движения частицы в снарядном потоке при:  
 а)  $L_{z,c} / L_n = 0,85$ ;      б)  $L_{z,c} / L_n = 1,0$

а)



б)

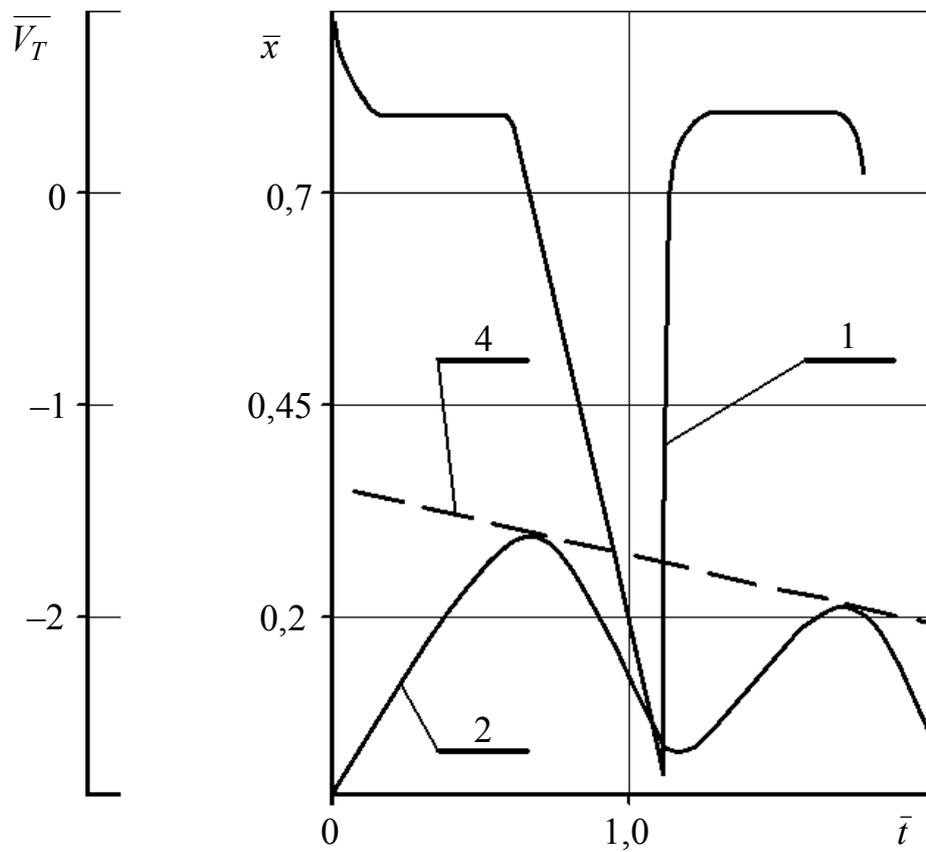


Рисунок 3.8 – Закономерности движения частицы в снарядном потоке при:  
 а)  $L_{z.c}/L_n = 1,25$ ;      б)  $L_{z.c}/L_n = 1,75$

В расчетах постоянными величинами приняты масштаб времени  $t^* = 0,333$ , безразмерный диаметр твердой частицы  $\overline{d_T} = 0,02$ ,  $\theta_{mp} = 0^\circ$ ,  $E = 0,92$ , а переменной величиной является отношение длины газового снаряда к длине жидкостной пробки ( $L_{г.с} / L_n$ ) при неизменности длин связок.

Для приведенных зависимостей направление координатной оси  $x$  совпадает с направлением движения транспортирующего потока, а начало оси – с начальным сечением потока. Скорость частицы изменялась непрерывно, а ее ускорение – скачкообразно. Изменение числа Re, вследствие изменения кинематического коэффициента вязкости транспортирующей среды на границах разделов жидкостных пробок и газовых снарядов, носило ступенчатый характер.

Движение твердой частицы в первой жидкостной пробке определяло независимо заданное значение ее начальной скорости. В газовом снаряде движение частицы происходит по типу  $\overline{W_{Tн}} < 1 < \overline{W_{Tнг}}$ , в жидкостной пробке – по типу  $\overline{W_{Tн}} > 1 > \overline{W_{Tнж}}$  с переходом к постоянной предельной скорости в жидкости  $\overline{W_{Tнж}}$ , выступающей в качестве начальной для движения в газовом снаряде следующей связки. В начале движения частицы при релаксации параметра  $\overline{W_T}$  от  $\overline{W_{Tн0}}$  к  $\overline{W_{Tнж}}$  выполняется условие  $\overline{W_{Tн}} < \overline{W_{Tнж}} < 1$ .

В приведенных на рис. 3.7, 3.8 случаях твердая частица в пределах каждой связки поднимается в жидкостной пробке и опускается в газовом снаряде. На рис. 3.7 (а) законы движения границ между газовыми снарядами и жидкостными пробками отображены штрихпунктирными линиями 3. Характер изменения скорости частицы в связках циклически повторяется. Следовательно, мгновенные величины скорости и координаты частицы не дают представления о результирующем направлении ее движения. Поэтому для анализа движения частицы при ССТ более информативен параметр, отображающий одновременно значение и направление результирующего движения частицы. Данный параметр можно охарактеризовать, как фазовая скорость частицы в снарядном потоке. Значение фазовой скорости частицы по модулю равно абсолютному значению результирующей скорости частицы, а положительная или отрицательная ее величина указывает на преобладание в движении частицы амплитуды соответственно подъема либо опускания в пределах связки. Геометрической характеристикой фазовой скорости является огибающая  $\overline{x_\phi} = f(\overline{t})$  кривой  $\overline{x}(\overline{t})$ , отображенная на рис. 3.7 и 3.8 пунктирными линиями 4. В безразмерной форме фазовая скорость твердой частицы представляет собой тангенс угла между указанной выше огибающей и осью  $\overline{t}$ :

$$\overline{V_{T\phi}} = \frac{d\overline{x_\phi}}{d\overline{t}}. \quad (3.33)$$

Для установления величины фазовой скорости твердой частицы на участке снарядного потока необходимо и достаточно получение результатов расчета

ее вертикальной координаты в пределах двух последовательно движущихся связках. Нарушение подъема твердых частиц газожидкостным потоком при снарядной структуре течения смеси происходит в случаях отрицательных и нулевых значений фазовой скорости частиц.

В отображенных на рис. 3.7 случаях амплитуда подъемной фазы движения твердой частицы в жидкостной пробке больше, чем амплитуда нисходящей фазы движения в газовом снаряде. Поэтому в конечном итоге частица движется вверх, что отображается восходящим характером пунктирных линий 4.

На рис. 3.8 (а) подъем частицы в жидкостной пробке эквивалентен ее опусканию в газовом снаряде, следовательно, частица практически не транспортируется, а лишь совершает колебательные движения (пунктирная линия 4 горизонтальна).

В представленном на рис. 3.8 (б) случае нисходящее движение частицы в газовом снаряде преобладает над ее подъемным движением в жидкостной пробке. Поэтому в результате частица перемещается вниз, о чем свидетельствует нисходящий характер соответствующей пунктирной линии 4.

Применительно к гидропневмотранспорту, опасность срыва подъема твердого материала возникает в случаях, приведенных на рис. 3.8.

Таким образом, разработанное математическое описание движения твердых частиц с заданными физико-механическими характеристиками при снарядной структуре течения (3.19) – (3.33) позволяет прогнозировать опасные параметры снарядного потока в плане срыва подъема твердой фазы смеси. Данный математический аппарат не входит ни в один из известных в настоящее время класс моделей гетерогенных смесей [59–138] и является, по своей сути, суперпозицией двух последовательных расчетов двухфазных потоков в пределах связки: «твердое-газ», «твердое-жидкость». Предложенный подход, по мнению авторов монографии, является определенным шагом в развитии аналитических моделей и прикладной теории многофазных течений.

Для установления целесообразности дальнейшего использования предложенного математического описания необходимо выполнить проверку достоверности получаемых с его использованием результатов.

### **3.5 Сравнение результатов теоретических и экспериментальных исследований движения твердых частиц при снарядной структуре течения**

На базе разработанного математического обеспечения (3.19) – (3.33) выполнены расчеты параметров движения твердых частиц, использованных при проведении изложенного во втором разделе монографии эксперимента, в подъемной трубе комплексного экспериментального гидравлического стенда НГУ (рис. 2.1) [143]. С целью корректного сравнения экспериментальных и расчетных данных модель одиночной частицы была модифицирована для случая группы твердых частиц с учетом истинной объемной концентрации твердого компонента, изменения критической скорости ансамбля частиц и стесняющего влияния стенок трубопровода [149]. При этом использовались экспериментально определенные величины расходов воды и воздуха в потоке, а также

длины газовых снарядов и жидкостных пробок. С учетом незначительной длины входящей в состав комплексного экспериментального гидравлического стенда пластиковой трубы 19 (табл. 2.1), размеры поднимающихся в ней газовых снарядов и жидкостных пробок при фиксированном расходе подводимого к смесителю 15 воздуха считались постоянными.

Определяемые в рамках экспериментальных исследований результирующие скорости подъема различных твердых частиц  $V_{TP}^{\varphi}$  (2.1) являются их фазовыми скоростями. Результаты экспериментальных и теоретических исследований движения частиц приведены в табл. 3.1, а также выборочно отображены на рис. 3.9-3.11 [143]. Построенные на основании экспериментальных и расчетных данных зависимости отображены соответственно сплошными и пунктирными линиями. Значения объемного расхода воздуха в гетерогенном потоке на всех нижеприведенных графиках указаны при нормальных условиях. Вычисления фазовой скорости твердых частиц в снарядном потоке выполнялись на основании зависимостей (3.19) – (3.33).

На рис. 3.9 и 3.10 приведены зависимости изменения фазовой скорости твердых частиц  $V_{Tф}$  (кривые 1) и скорости снарядов сжатого воздуха  $V_{с.с}$  (кривые 2) от объемного расхода подводимого к смесителю 15 воздуха  $Q_{с.0}$ . Фазовая скорость каждой твердой частицы определялась по результатам ее транспортирования двумя последовательно поднимающимися связками.

Из полученных зависимостей следует, что продолжительность периода движения твердой частицы в трубе 19, определяющая величину ее фазовой скорости, зависит от размера и плотности частицы, а также длин и скоростей воздушных снарядов и жидкостных пробок [142]. В отдельных случаях при увеличении расхода воздуха в гетерогенном потоке, приводящему к росту длин воздушных снарядов, наблюдается изменение направления транспортирования твердых частиц, т.е. частицы перемещаются в противоположном движению потока направлении (рис. 3.9 (б) и рис. 3.10 (б)).

Результаты исследований движения твердых частиц с плотностью  $\rho_T = 1200 \text{ кг/м}^3$  и диаметрами  $d_T = 0,006; 0,018 \text{ м}$  приведены на рис. 3.9 (а), (б), соответственно. Из графиков следует, что скорость снарядов сжатого воздуха возрастает с увеличением расхода воздуха, а зависимость фазовой скорости частицы при различных ее размерах имеет единственный экстремум, характеризующийся минимальным значением. С увеличением крупности исследуемых образцов происходит уменьшение экстремального значения их фазовой скорости. Наличие экстремума объясняется высокими интенсивностями увеличения длин газовых снарядов и уменьшения длин обеспечивающих подъем твердых частиц жидкостных пробок в начале снарядной структуры. Таким образом, снарядная структура течения при фиксированных физико-механических характеристиках твердых частиц и геометрических параметрах потока имеет единственный аномальный участок, характеризующийся снижением фазовой скорости частиц при увеличении скорости транспортирующей их среды [143]. Выявленный аномальный участок уменьшения фазовой скорости твердых частиц находится в начале снарядной структуры течения.

На рис. 3.10 (а), (б) отображены результаты исследований движения твердых частиц с диаметром  $d_T = 0,01$  м и плотностями  $\rho_T = 1100; 1400$  кг/м<sup>3</sup>, соответственно. Зависимость фазовой скорости частицы при различных ее плотностях для данной комбинации параметров также имеет единственный экстремум, характеризующийся минимальным значением. Увеличение расхода подаваемого в смеситель эрлифта воздуха сопровождается сначала снижением фазовой скорости частиц, а затем ее ростом с характером, аналогичным изменению скорости воздушных снарядов. Увеличение плотности частиц приводит к снижению фазовой скорости их движения. Для исследуемых диапазонов изменений характеристик гетерогенного потока и физико-механических параметров частиц отношение длины снаряда к длине жидкостной пробки в области экстремальных значений фазовой скорости частиц составляет 1,62...1,66 [143].

Зависимости изменения фазовой скорости твердых частиц  $V_{T\phi}$  с различными размерами и плотностями приведены на рис. 3.11. Кривыми 1 и 2 отображены результаты исследований соответственно частиц с диаметром  $d_T = 8$  мм и плотностью  $\rho_T = 1100$  кг/м<sup>3</sup>, а также с диаметром  $d_T = 10$  мм и плотностью  $\rho_T = 1300$  кг/м<sup>3</sup>. С увеличением крупности и плотности твердых частиц в эрлифтном потоке происходит уменьшение скорости их подъема. В случае приближения фазовой скорости к нулю (кривая 2) разность амплитуд восходящего и нисходящего движений частицы соответственно в жидкостной пробке и воздушном снаряде изменяется. Из приведенных в табл. 3.1 и на рис. 3.9-3.11 результатов следует, что в теоретических исследованиях погрешность определения фазовой скорости твердых частиц не превышает 19 %.

Полученные результаты позволили впервые установить неизвестное ранее явление нарушения подъема твердых частиц восходящим снарядным потоком. Данное явление заключается в том, что в начале снарядной структуры течения смеси возникает снижение скорости подъема частиц при увеличении скорости транспортирующей их газожидкостной среды (вплоть до остановки подъема и противоточного движения частиц в зависимости от их физико-механических характеристик). Возникновение этого эффекта объясняется высокой интенсивностью роста длин газовых снарядов при соответствующем сокращении длин жидкостных промежутков между ними в начале участка снарядного потока.

Для приведенных на рис. 3.9-3.11 зависимостей увеличение объемного газосодержания и скорости газовых снарядов соответствует росту объемного расхода воздуха. Одной из наиболее близких зависимостей изменения  $V_{T\phi}$  от объемного газосодержания смеси является степенная функция с минимальным значением при экстремуме кривой в зоне расширения воздушных снарядов в 3,1...3,3 раза от минимального размера.

На участке от формирования снарядного потока до области с наименьшей транспортирующей его способностью снижение плотности смеси не обеспечивает увеличение ее скорости, достаточное для поддержания устойчивого подъема твердой фазы смеси без замедления транспортирования или противоточного движения твердых частиц в зависимости от их физико-механических характеристик [143].

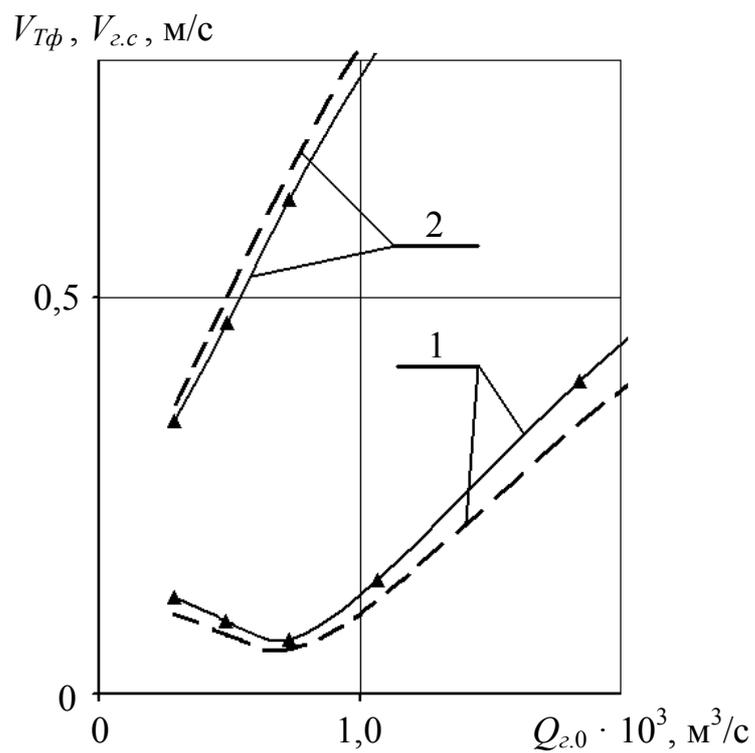
Таблица 3.1

**Результаты экспериментальных и теоретических исследований  
фазовой скорости движения твердых частиц**

		Значения расходов воздуха в эрлифте при нормальных условиях, $Q_{e,0} \cdot 10^3, \text{ м}^3/\text{с}$																					
		0,284	0,492	0,727	1,074	1,841	2,679	3,582	4,53	5,548	7,094												
		Значения фазовой скорости твердых частиц, полученные в результате экспериментальных (Э) и теоретических (Т) исследований, м/с																					
Плотность твердых частиц, $\text{кг}/\text{м}^3$	Диаметр твердых частиц, мм	Э	Т	Э	Т	Э	Т	Э	Т	Э	Т	Э	Т	Э	Т	Э	Т	Э	Т	Э	Т	Э	Т
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
1100	6	0,141	0,130	0,118	0,105	0,090	0,086	0,154	0,146	0,364	0,366	0,624	0,626	0,886	0,899	1,197	1,194	1,557	1,556	2,114	2,097		
	8	0,131	0,120	0,107	0,094	0,079	0,075	0,143	0,134	0,353	0,355	0,612	0,614	0,874	0,886	1,185	1,182	1,545	1,544	2,102	2,084		
	10	0,122	0,110	0,098	0,084	0,069	0,065	0,133	0,125	0,343	0,345	0,602	0,604	0,864	0,876	1,175	1,171	1,534	1,533	2,091	2,073		
	12	0,113	0,102	0,089	0,076	0,060	0,057	0,124	0,116	0,334	0,336	0,593	0,595	0,855	0,867	1,166	1,162	1,525	1,524	2,082	2,064		
	14	0,105	0,094	0,081	0,068	0,052	0,048	0,116	0,108	0,325	0,327	0,584	0,587	0,846	0,858	1,157	1,153	1,517	1,515	2,073	2,055		
	16	0,098	0,087	0,074	0,060	0,045	0,041	0,109	0,100	0,318	0,319	0,577	0,579	0,839	0,850	1,149	1,145	1,509	1,507	2,065	2,047		
1200	18	0,091	0,080	0,067	0,053	0,038	0,034	0,101	0,093	0,310	0,312	0,569	0,571	0,831	0,843	1,142	1,138	1,501	1,500	2,058	2,040		
	6	0,113	0,102	0,090	0,076	0,061	0,057	0,125	0,117	0,335	0,337	0,594	0,597	0,857	0,869	1,168	1,165	1,528	1,527	2,084	2,067		
	8	0,098	0,087	0,074	0,060	0,045	0,041	0,109	0,101	0,318	0,321	0,578	0,580	0,840	0,852	1,151	1,147	1,511	1,509	2,067	2,050		
	10	0,085	0,073	0,061	0,047	0,031	0,027	0,095	0,086	0,304	0,306	0,563	0,566	0,825	0,838	1,136	1,133	1,496	1,494	2,052	2,035		
	12	0,073	0,061	0,048	0,034	0,018	0,015	0,082	0,074	0,291	0,293	0,550	0,553	0,812	0,824	1,123	1,119	1,482	1,481	2,039	2,021		

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
	14	0,061	0,050	0,037	0,023	0,007	0,003	0,070	0,062	0,279	0,281	0,538	0,540	0,800	0,812	1,111	1,107	1,470	1,469	2,027	2,009
	16	0,051	0,039	0,026	0,012	-0,004	-0,008	0,059	0,051	0,268	0,270	0,527	0,529	0,789	0,801	1,099	1,096	1,459	1,457	2,015	1,998
	18	0,041	0,029	0,016	0,001	-0,015	-0,019	0,049	0,040	0,257	0,259	0,516	0,519	0,778	0,790	1,089	1,085	1,448	1,447	2,004	1,987
	6	0,091	0,080	0,067	0,054	0,038	0,034	0,102	0,094	0,312	0,314	0,571	0,574	0,834	0,846	1,145	1,141	1,504	1,503	2,061	2,044
	8	0,073	0,061	0,048	0,034	0,019	0,015	0,083	0,074	0,292	0,294	0,551	0,553	0,813	0,825	1,124	1,121	1,484	1,482	2,040	2,023
	10	0,056	0,044	0,031	0,017	0,001	-0,003	0,065	0,056	0,274	0,276	0,533	0,535	0,795	0,807	1,106	1,102	1,465	1,464	2,022	2,004
1300	12	0,041	0,029	0,016	0,001	-0,015	-0,019	0,049	0,040	0,258	0,260	0,517	0,519	0,779	0,791	1,089	1,086	1,449	1,448	2,005	1,988
	14	0,027	0,015	0,001	-0,013	-0,029	-0,033	0,034	0,025	0,243	0,245	0,502	0,504	0,763	0,776	1,074	1,071	1,434	1,432	1,990	1,973
	16	0,014	0,001	-0,012	-0,027	-0,043	-0,047	0,020	0,011	0,229	0,231	0,487	0,490	0,749	0,762	1,060	1,056	1,419	1,418	1,976	1,958
	18	0,002	-0,011	-0,025	-0,040	-0,056	-0,060	0,007	-0,002	0,215	0,218	0,474	0,477	0,736	0,748	1,046	1,043	1,406	1,405	1,962	1,945
	6	0,073	0,061	0,048	0,034	0,019	0,015	0,083	0,074	0,292	0,294	0,551	0,554	0,814	0,826	1,125	1,122	1,485	1,484	2,041	2,024
	8	0,051	0,039	0,026	0,012	-0,004	-0,008	0,060	0,051	0,269	0,271	0,528	0,530	0,790	0,802	1,101	1,097	1,460	1,459	2,017	2,000
	10	0,032	0,019	0,006	-0,008	-0,024	-0,028	0,039	0,030	0,248	0,250	0,507	0,509	0,769	0,781	1,080	1,076	1,439	1,438	1,996	1,978
1400	12	0,014	0,002	-0,012	-0,027	-0,043	-0,047	0,021	0,012	0,229	0,231	0,488	0,490	0,750	0,762	1,060	1,057	1,420	1,419	1,976	1,959
	14	-0,002	-0,015	-0,029	-0,044	-0,060	-0,064	0,003	-0,006	0,211	0,214	0,470	0,473	0,732	0,744	1,042	1,039	1,402	1,401	1,959	1,941
	16	-0,018	-0,031	-0,045	-0,060	-0,076	-0,081	-0,013	-0,022	0,195	0,197	0,453	0,456	0,715	0,728	1,026	1,023	1,385	1,385	1,942	1,925
	18	-0,032	-0,045	-0,060	-0,075	-0,092	-0,096	-0,029	-0,038	0,179	0,181	0,438	0,441	0,699	0,712	1,010	1,007	1,370	1,369	1,926	1,909

а)



б)

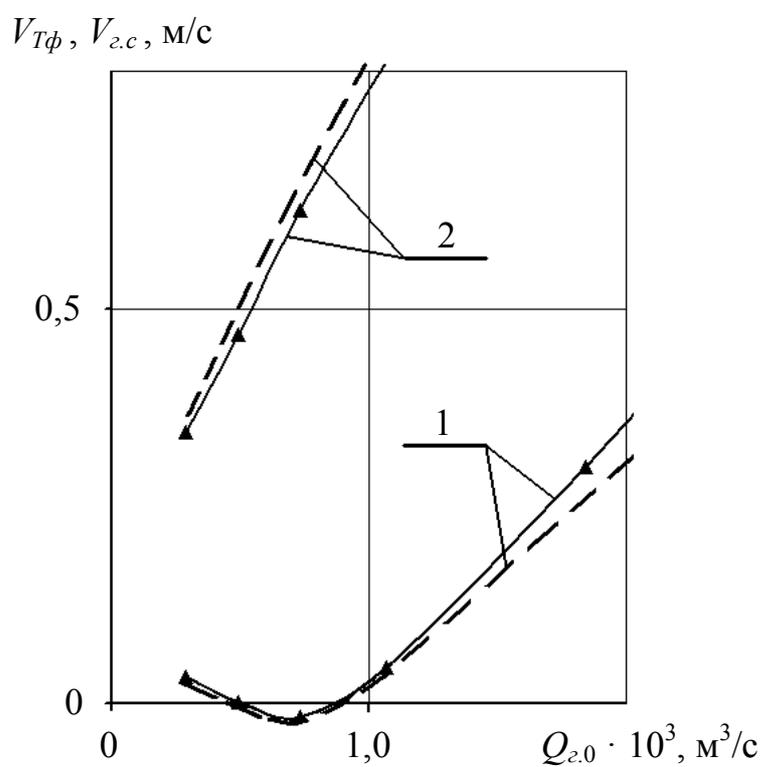
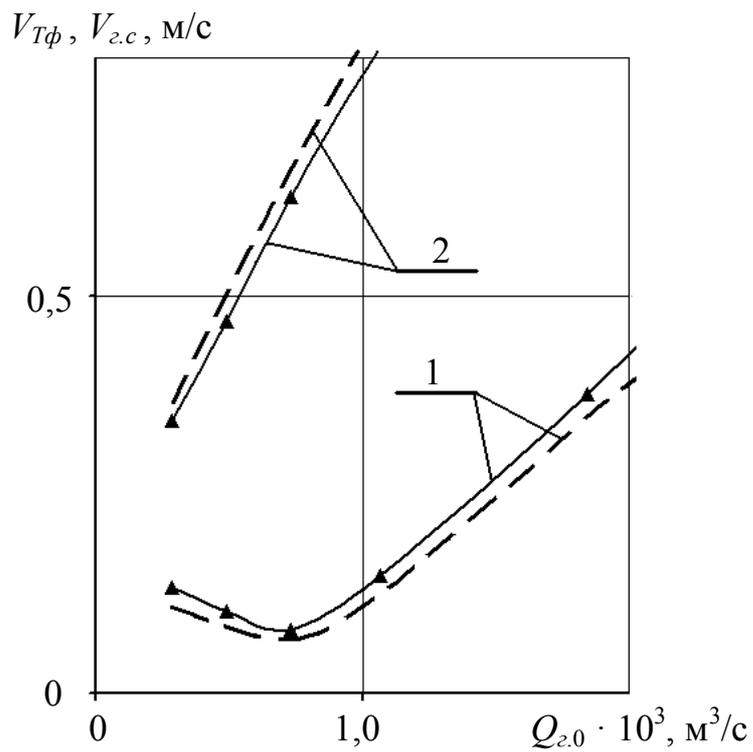


Рисунок 3.9 – Зависимости изменения фазовой скорости твердых частиц и скорости воздушных снарядов от объемного расхода воздуха для различной крупности частиц

а)



б)

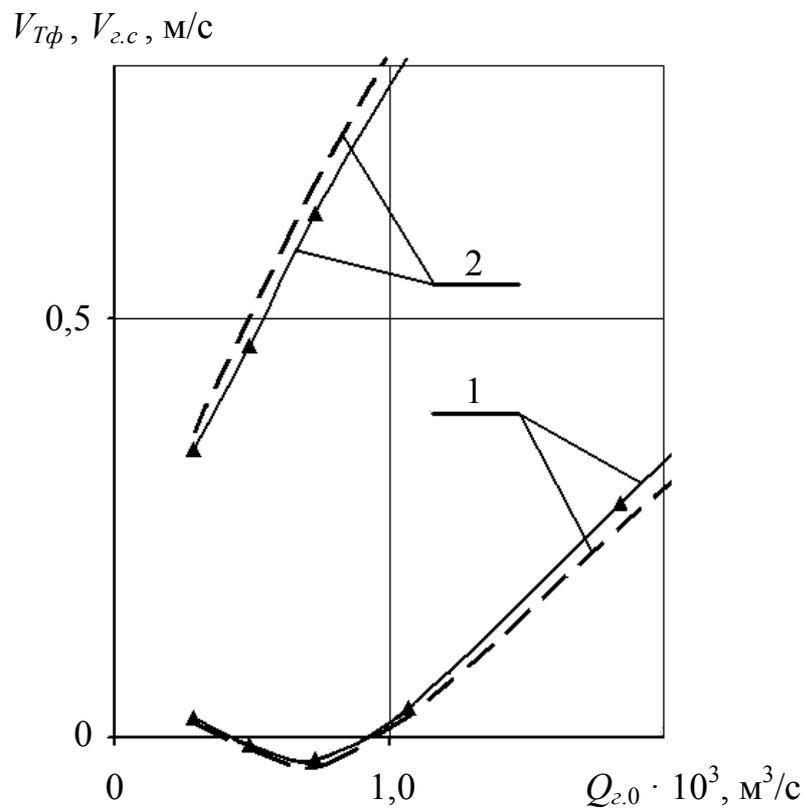


Рисунок 3.10 – Зависимости изменения фазовой скорости твердых частиц и скорости воздушных снарядов от объемного расхода воздуха для различных плотностей частиц

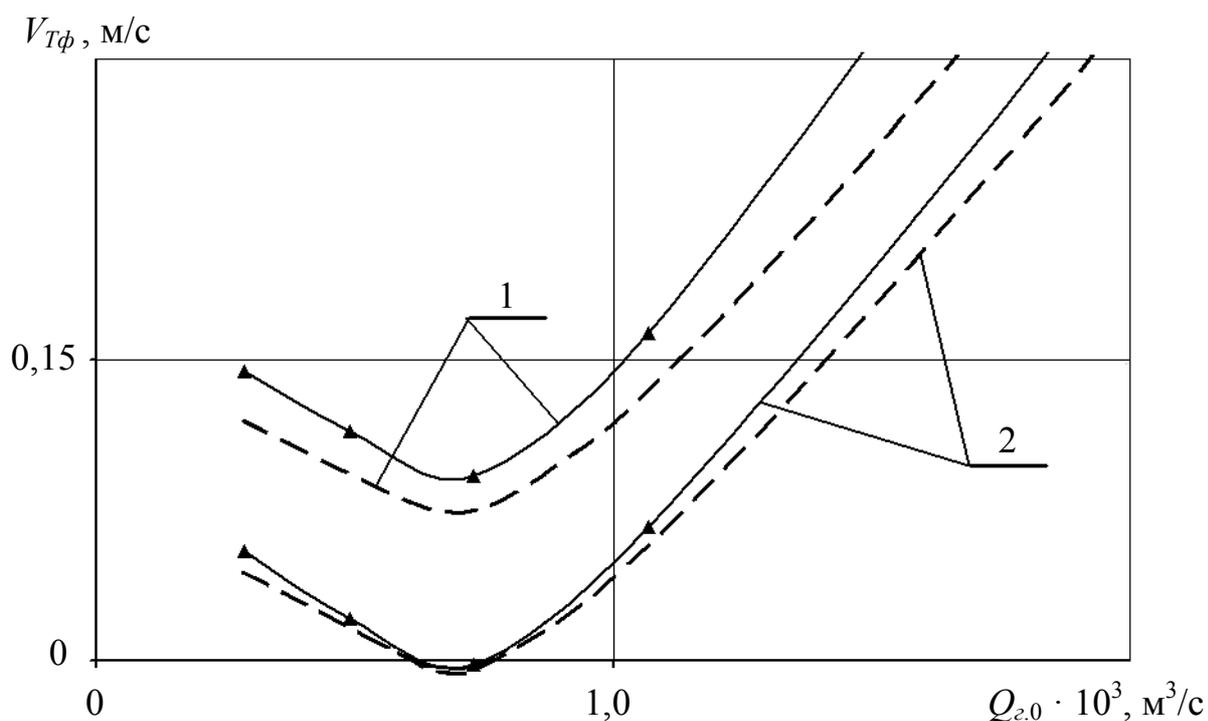


Рисунок 3.11 – Зависимости изменения фазовой скорости твердых частиц от объемного расхода воздуха для различных размеров и плотностей частиц

Выполненные исследования указывают на значительное влияние механизма взаимодействия фаз на транспортирующую способность снарядного потока. Это обуславливает необходимость разработки нового класса методик расчета трехфазных потоков с учетом взаимодействия твердых частиц, как с жидкой, так и с газовой фазами, что, безусловно, повысит их достоверность и правомочность.

Таким образом, результаты проведенных экспериментальных и теоретических исследований могут служить отправным пунктом для расчета эрлифтных гидроподъемов, предназначенных для транспортирования твердого материала с больших глубин.

## 4 РАЗРАБОТКА МЕТОДА РАСЧЕТА КВАЗИСТАЦИОНАРНЫХ РАБОЧИХ РЕЖИМОВ В ГЛУБОКОВОДНОМ ЭРЛИФТНОМ ГИДРОПОДЪЕМЕ ТВЕРДОГО МАТЕРИАЛА

### 4.1 Модель процесса течения двухфазной смеси в подводящем трубопроводе

Основными составными частями морского эрлифта (рис. 4.1) являются подводящий 1 и подъемный 2 трубопроводы, компрессор 3 с пневмопроводом 4, смеситель 5, а также размещенный на подъемном трубопроводе 2 воздухоотделитель 6.

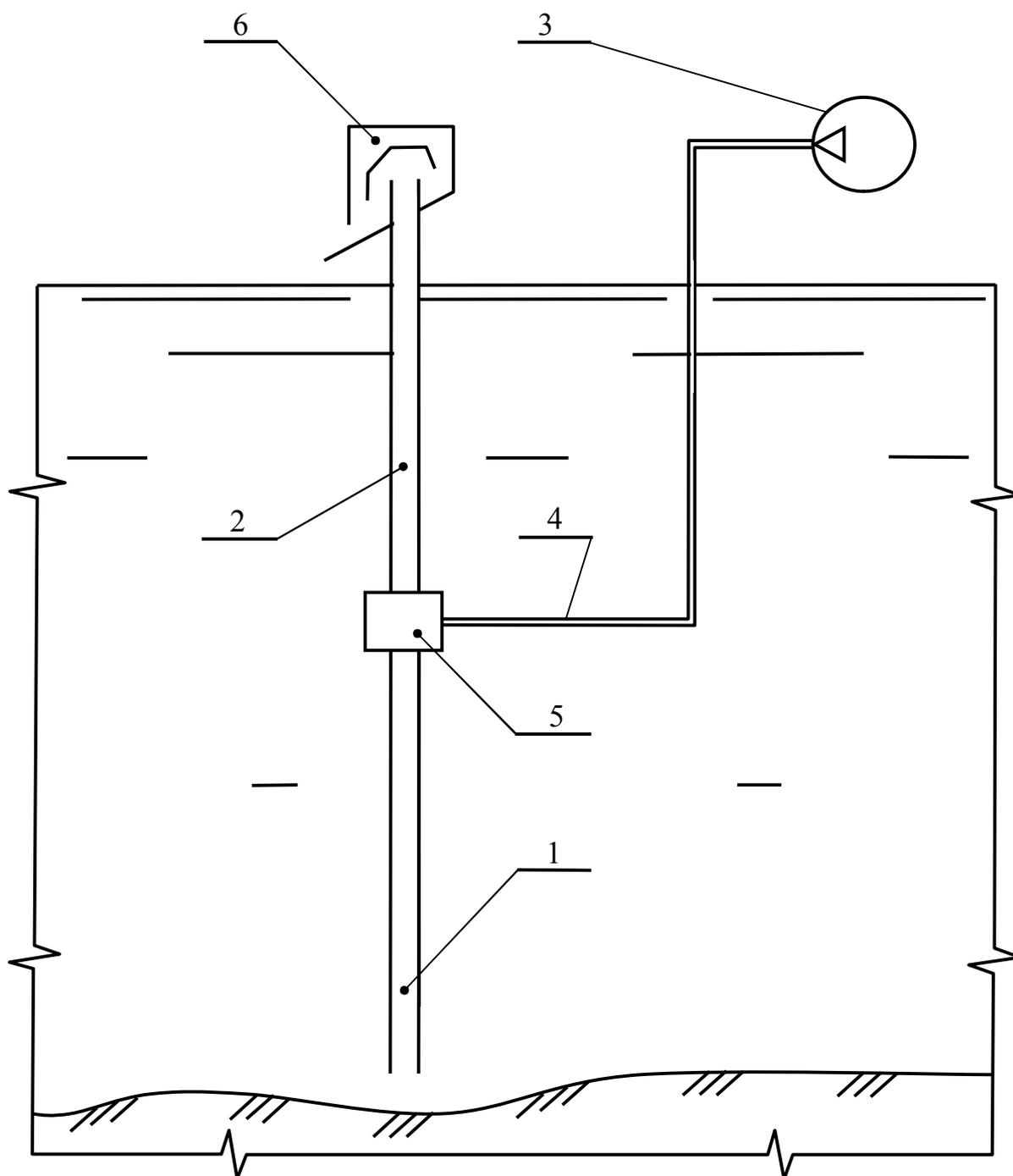


Рисунок 4.1 – Укрупненная схема глубоководного эрлифта

Характерной особенностью глубоководных эрлифтов, предназначенных для подъема твердых полезных ископаемых со дна океана, является наличие длинного подводного трубопровода, который создает значительное сопротивление движению смеси жидкости с твердыми частицами. Данный фактор существенно влияет на энергоемкость эрлифтного гидроподъема.

Анализ существующих методов определения параметров течения пульпы в подводном трубопроводе эрлифта указывает на то, что имеющиеся результаты не всегда согласуются между собой. Поэтому остается место для субъективного подхода при выборе рациональных параметров установок на стадии проектирования, что в свою очередь обуславливает необходимость усовершенствования теоретической базы.

Основными принципиальными трудностями при решении задачи являются:

- необходимость учета при определении плотности и транспортной скорости смеси относительной скорости фаз, зависящей от крупности частиц, их формы и поверхностной шероховатости, концентрации твердого в пульпе и влияния стенок трубы;

- так как состав твердых частиц неоднороден по крупности, то вследствие существования пограничного слоя у стенок трубы, в потоке появляется радиальная сила, приводящая к сепарации частиц по размерам;

- вращение и соударение частиц между собой, а также со стенками трубы приводит к искажению линий тока жидкости и увеличению турбулентных пульсаций.

Получить решение задачи в общем виде не представляется возможным. Примем следующие упрощающие допущения:

- твердые частицы одинаковы по форме, диаметру, состоянию поверхности и в процессе подъема не взаимодействуют друг с другом, а также со стенками трубы;

- отсутствует изменение параметров течения в поперечном сечении трубы;

- влияние твердых частиц на коэффициент сопротивления смеси несущественно.

В подводном трубопроводе ГЭГ движется двухфазный поток – жидкость с твердыми частицами. Рассмотрим сечение подводного трубопровода площадью  $S$ . Считаем, что твердый материал по протяженности потока распределен равномерно. Для описания движения потока пульпы запишем уравнения движения и неразрывности для каждой из фаз.

$$S \frac{dp}{dx} = -M_T \frac{dV_T}{dx} - M_{жс} \frac{dV_{жс}}{dx} - M_T \frac{g}{V_T} - M_{жс} \frac{g}{V_{жс}} - (S_{жс} + S_T) \left( \frac{dp}{dx} \right), \quad (4.1)$$

$$S \frac{dp}{dx} = -M_T \frac{dV_T}{dx} - M_T \frac{g}{V_T} + \frac{3}{4} \frac{C_x}{g \cdot d_T} S_T \gamma_{жс} (V_{жс} - V_T) \cdot |V_{жс} - V_T|, \quad (4.2)$$

$$\frac{dS_T}{dx} V_T + S_T \frac{dV_T}{dx} = 0, \quad (4.3)$$

$$V_{жс} \frac{dS_{жс}}{dx} + S_{жс} \frac{dV_{жс}}{dx} = 0 , \quad (4.4)$$

$$\frac{dS_T}{dx} + \frac{dS_{жс}}{dx} = 0 . \quad (4.5)$$

где  $S_T$  и  $S_{жс}$  – площади сечений твердой и жидкой фаз;

$M_i$  – массовый расход  $i$ -ой фазы;

$\gamma_T$  и  $\gamma_{жс}$  – удельный вес соответственно частицы и жидкости;

$C_x$  – коэффициент лобового сопротивления частицы,

$$S = S_{жс} + S_T .$$

Потери давления, как правило, определяются по закону Дарси

$$(S_T + S_{жс}) \left( \frac{dp}{dx} \right) = \lambda \frac{V_{жс} M_{жс}}{2D_{подв}} , \quad (4.6)$$

где  $D_{подв}$  – диаметр подводящего трубопровода.

Систему дифференциальных уравнений (4.1) – (4.6) можно решить численно методом Рунге-Кутты и получить распределение вдоль подводящего трубопровода параметров потока  $V_{жс}$ ,  $V_T$ ,  $S_{жс}$ ,  $S_T$ ,  $p$ . Решение этой системы показало, что скорости  $V_{жс}$  и  $V_T$  возрастают лишь на незначительном по длине участке, а затем быстро стабилизируются. Поэтому уже на небольшом удалении от входа в подводящий трубопровод можно приравнять нулю все производные скоростей фаз по высоте трубопровода  $x$ . В этом случае система дифференциальных уравнений (4.1) – (4.6) сводится к системе следующих уравнений:

$$\frac{dp}{dx} = \frac{3}{4} \frac{C_x}{g \cdot d_T} \gamma_{жс} (V_{жс} - V_T) |V_{жс} - V_T| - \gamma_T , \quad (4.7)$$

$$\frac{dp}{dx} = -\varphi_T \cdot \gamma_T - \varphi_{жс} \cdot \gamma_{жс} - \lambda_{жс} \frac{\gamma_{жс}}{D_{подв}} \cdot \frac{\varphi_{жс} \cdot V_{жс}^2}{2 \cdot g} , \quad (4.8)$$

$$\frac{V_{жс}}{V_T} + \frac{M_{жс}}{M_T} \cdot \frac{\gamma_T}{\gamma_{жс}} \cdot \frac{g \cdot M_T}{(g \cdot M_T - S \cdot \gamma_T \cdot V_T)} = 0 . \quad (4.9)$$

где  $\varphi_T$  и  $\varphi_{жс}$  – концентрации твердой и жидкой фаз,

$$\varphi_T = \frac{S_T}{S} , \quad \varphi_{жс} = \frac{S_{жс}}{S} , \quad \varphi_T + \varphi_{жс} = 1 .$$

Заметим, что второе уравнение в этой системе получено на основании закона сохранения количества движения пульпы, т.е. применительно к потоку жидкости с твердым веществом и поэтому формально должно было содержать

кроме потерь на трение жидкости еще и потери на трение твердой фазы, которые можно представить в виде

$$\frac{\lambda_T \cdot \gamma_T \cdot V_T^2 \cdot \varphi_T}{D_{подв} \cdot 2 \cdot g}.$$

Экспериментальные данные о трении твердых частиц отсутствуют. К тому же в эрлифтах предполагается транспортирование пульпы с невысокими концентрациями твердой фазы (~ 5...10 % по весу). Поэтому чаще всего трением твердых частиц пренебрегают.

Из анализа уравнений (4.7) – (4.9) можно получить ряд полезных соотношений и рабочих формул для гидравлического расчета.

Во-первых, обратим внимание на то, что содержащиеся в левых частях уравнений (4.7) и (4.8) одинаковые величины  $\frac{dp}{dx}$  имеют разное физическое со-

держание. В уравнении (4.8) это градиент давления, который нужно создать в потоке для преодоления сил трения и веса, т.е. для обеспечения движения жидкости с частицами вверх вдоль подводящего трубопровода. А в уравнении (4.7), полученном из баланса действующих на частицу сил, величина градиента давления выступает пассивно, как градиент внешнего для частицы поля сил давления. В частном случае, когда жидкость находится в состоянии покоя, такое поле создает Архимедову подъемную силу и определение градиента давления в таких условиях сводится к основному уравнению гидростатики:

$$\left(\frac{dp}{dx}\right)_{ГД} = -\gamma_{ж},$$

где  $\left(\frac{dp}{dx}\right)_{ГД}$  – гидростатический градиент давления.

Получим формулу для определения разности скоростей фаз в потоке подводящего трубопровода путем вычитания из уравнения (4.7) выражения (4.8):

$$V_{ж} - V_T = \sqrt{\frac{4}{3} \frac{g \cdot d_T}{C_x} \varphi_{ж} \left( \frac{\gamma_T}{\gamma_{ж}} - 1 - \frac{\lambda_{ж}}{D_{подв}} \frac{V_{ж}^2}{2g} \right)}, \quad (4.10)$$

В полученном уравнении разность скоростей будет отличаться от скорости осаждения частицы в покоящейся жидкости:

$$V_{жTo} = \sqrt{\frac{4}{3} \cdot \frac{g \cdot d_T}{C_x} \left( \frac{\gamma_T}{\gamma_{ж}} - 1 \right)}. \quad (4.11)$$

Соотношение (4.10) отражает и стесненность потока жидкости твердыми частицами  $\varphi_{ж}$  и устанавливаемый в потоке градиент давления с учетом потерь. Использование (4.10) вместо (4.11) существенно улучшает модель потока пульпы в подводящем трубопроводе ГЭГ.

Уравнение (4.7) можно представить в следующей форме:

$$\frac{dp}{dx} = -\gamma_T + (\gamma_T - \gamma_{ж}) \frac{V_{жс} - V_T}{V_{жсTo}} , \quad (4.12)$$

Уравнение (4.10) можно решить относительно скорости жидкости:

$$V_{жс} = \frac{V_T \pm V_{жсTo} \sqrt{\varphi_{жс} \left\{ 1 - \Phi \cdot \left[ \left( \frac{V_T}{V_{жсTo}} \right)^2 - \varphi_{жс} \right] \right\}}}{1 + \Phi \cdot \varphi_{жс}} = 0 , \quad (4.13)$$

где

$$\Phi = \frac{2 \lambda_{жс}}{3 C_x} \frac{d_T}{D_{подв}} . \quad (4.14)$$

Для эрлифта в уравнении (4.13) физический смысл имеет только знак плюс перед корнем.

В укрупненном виде последовательность гидравлического расчета подводящего трубопровода ГЭГ реализуется следующим образом:

1. Задаются исходные данные, включающие глубину разработки месторождения  $H_p$ , глубину погружения смесителя  $H_{см}$ , диаметр подводящего трубопровода  $D_{подв}$ , а также физические характеристики фаз ( $\rho_T, \rho_{жс}, d_T$ ). При этом вычисляются величины  $\lambda_{жс}$  и  $C_{xTжс}$ .

2. Задаются секундный расход твердых частиц, а также скорость твердых частиц  $V_T$  или площадная концентрация частиц  $\varphi_T$ . В дальнейшем будем рассматривать вариант с заданной величиной  $V_T$ .

3. Находим концентрации частиц и жидкости

$$\varphi_T = \frac{M_T}{\rho_T \cdot S_T \cdot V_T} ; \quad \varphi_{жс} = 1 - \varphi_T . \quad (4.15)$$

4. По формуле (4.13) находим величину абсолютной скорости жидкости  $V_{жс}$ , необходимую для транспортирования частиц в подводящем трубопроводе с абсолютной скоростью  $V_T$ .

5. Вычисляется секундный расход жидкости

$$M_{жс} = \rho_{жс} \cdot \varphi_{жс} \cdot S \cdot V_{жс} . \quad (4.16)$$

6. В соответствии с выражением (4.12) находим градиент давления и вычисляем величину давления пульпы на входе в смеситель:

$$p_{см} = (p_a + \gamma_{жс} \cdot H_p) - \left( \frac{dp}{dx} \right) (H_p - H_{см}) . \quad (4.17)$$

#### 4.2 Модель и алгоритмы расчета квазистационарных процессов в трехфазном потоке подъемного трубопровода морского эрлифта

В настоящее время расчет параметров многофазного потока в подъемном трубопроводе ГЭГ наиболее целесообразно осуществлять на основании полуэмпирических моделей, базирующихся на фундаментальных законах механики жидкости и газа и использующих надежные эмпирические зависимости, представленные в критериальном виде.

Разработанная проф. Кириченко Е.А. полуэмпирическая модель [137] предусматривает численный расчет параметров смеси и базируется на уравнениях сохранения массы газовой фазы (4.18), массы смеси (4.19) и движения смеси (4.20):

$$\rho_z \cdot \varphi_z \frac{dV_z}{dz} + \rho_z \cdot V_z \frac{d\varphi_z}{dz} + V_z \cdot \varphi_z \frac{d\rho_z}{dz} = M_{n,z} , \quad (4.18)$$

$$\rho_n (1 - \varphi_z) \frac{dV_n}{dz} + (\rho_z \cdot V_z - \rho_n \cdot V_n) \frac{d\varphi_z}{dz} + \left( \rho_z \frac{dV_z}{dz} + V_z \frac{d\rho_z}{dz} \right) \varphi_z = 0 , \quad (4.19)$$

$$(1 - \varphi_z) \cdot \rho_n \cdot V_n \frac{dV_n}{dz} + \varphi_z \cdot \rho_z \cdot V_z \frac{dV_z}{dz} = \frac{dp}{dz} - g \cdot \cos \theta_{mp} [\rho_n (1 - \varphi_z) + \rho_z \cdot \varphi_z] - \\ (V_z - V_n)(G_n + G_z) \frac{d\chi}{dz} - \frac{\lambda_c}{2 \cdot D_3} \left[ \varphi_z \cdot \rho_z \cdot V_z^2 + (1 - \varphi_z) \rho_n \cdot V_n^2 \right] , \quad (4.20)$$

где  $p$  – давление, Па;

$z, n$  – индексы, характеризующие соответственно газ и пульпу;

$\rho$  – плотность фазы, кг/м<sup>3</sup>;

$V_i$  – истинная скорость  $i$ -ой фазы, м/с;

$G_i$  – приведенная массовая скорость  $i$ -ой фазы, кг/(с · м<sup>2</sup>);

$\varphi_z$  – истинное объемное газосодержание;

$z$  – координата длины, м;

$M_{n,z}$  – приведенная скорость фазовых переходов, кг/(м<sup>3</sup> · с);

$\theta_{mp}$  – угол наклона трубопровода к вертикали;

$\chi$  – расходное массовое газосодержание;

$\lambda_c$  – коэффициент гидравлического сопротивления движению смеси;

$D_3$  – диаметр подъемного трубопровода, м.

Координата  $z$  направлена в противоположном движению смеси направлении, т.е.  $z = -x$ . В данной модели подъем твердого материала на участках пузырьковой и снарядной структур течения рассматривается в составе

жидкой фазы смеси. Для случаев кольцевой и дисперсной структур предполагается, что ввиду значительного объемного газосодержания потока твердая фаза транспортируется в газе. При таком подходе сложное течение смеси газа, жидкости и твердых частиц при различных структурах моделируется двухфазными течениями. Пузырьковая и снарядная структуры характеризуются течением пульповоздушной смеси, а кольцевая и дисперсная – потоком смеси жидкости и газа с твердыми частицами. Величины температуры и давления разных фаз усредняют по поперечному сечению потока.

Вычисление приведенной скорости фазовых переходов осуществляется по формуле:

$$M_{n,z} = \alpha \cdot (1 - \varphi_z) \cdot V_n \cdot \rho_{z,a} \frac{dp}{dz}, \quad (4.21)$$

где  $\alpha$  – коэффициент пропорциональности,  $\text{м} \cdot \text{с}^2/\text{кг}$ ;

$\rho_{z,a}$  – плотность атмосферного воздуха,  $\text{кг}/\text{м}^3$ .

Состояния газовой фазы смеси характеризуется уравнением:

$$\rho_n = \text{const}, \quad (4.22)$$

$$p = \rho_z \cdot k_z \cdot R \cdot T, \quad (4.23)$$

где  $R$  – газовая постоянная,  $\text{Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$ ;

$T$  – абсолютная температура,  $\text{К}$ ;

$k_z$  – коэффициент сжимаемости газа, являющийся функцией текущих значений давлений и температур [150].

Уравнения (4.18) – (4.20) базируются на общих законах механики жидкости и газа, что обуславливает возможность их применения для описания гетерогенного течения при различных структурах. В случае смены структуры течения изменяется вид замыкающих эмпирических зависимостей.

Получение надежных экспериментальных зависимостей требует проведения большого числа экспериментов на трубах различных диаметров в широком диапазоне изменения расходных, физических и динамических характеристик течения. Обобщение экспериментальных данных исследований двухфазных потоков и перенос их на натурные условия эффективно выполнять на основе теории подобия, позволяющей в компактной форме анализировать большое число взаимовлияющих факторов. Для замыкания исходной системы уравнений (4.18) – (4.23) выбраны зависимости истинного объемного газосодержания смеси и коэффициента гидравлического сопротивления движению смеси от определяющих критериев течения. На основании анализа обширного материала экспериментальных исследований для определения  $\varphi_z$  и  $\lambda_c$  при различных структурах течения водовоздушного потока в вертикальных трубах определены зависимости, справедливые для натурального диапазона изменения скоростей течения, автомодельные по диаметру трубопровода и обладающие достаточной общностью.

Для пузырьковой структуры течения смеси приняты следующие выражения:

$$\varphi_2 = \frac{1+k_c}{2} - \sqrt{\frac{(1+k_c)^2}{4} - \beta \cdot k_c}, \quad (4.24)$$

$$\lambda_c = \left( -2 \cdot \lg \left[ \left( \frac{6,81}{\text{Re}_c} \right)^{0,9} + \frac{\delta}{3,7 \cdot D_3} \right] \right)^{-2}, \quad (4.25)$$

где  $\beta$  – расходное объемное газосодержание;

$\text{Re}_c$  – число Рейнольдса для смеси;

$\delta$  – абсолютная шероховатость внутренней поверхности трубопровода, мм,

$$k_c = \frac{V_n \cdot \sqrt{\rho_n}}{\sqrt{4 \cdot g \cdot \sigma \cdot (\rho_n - \rho_2)}}, \quad (4.26)$$

$$\text{Re}_c = \frac{4}{\pi \cdot D_3} \left( \frac{G_{Tn}}{\mu_n} + \frac{G_{T2}}{\mu_2} \right), \quad (4.27)$$

где  $\sigma$  – коэффициент поверхностного натяжения, Н/м;

$\mu$  – динамический коэффициент вязкости, Н · с/м<sup>2</sup>.

В случае снарядной структуры течения смеси влияние диаметра трубы хорошо обобщается критерием  $\text{Fr}$ :

$$\varphi_2 = \frac{0,83 \cdot \beta \cdot \text{Fr}_c^{0,5}}{0,29 + \text{Fr}_c^{0,5}}, \quad (4.28)$$

$$\lambda_c = \lambda_0 \left\{ \frac{1 - 0,78 \cdot \beta \cdot [1 - \exp(-2,2 \sqrt{\text{Fr}_c})] - 0,22 \cdot \left[ 1 - \exp\left(-15 \frac{\rho_2}{\rho_n}\right) \right] \beta}{1 - \beta} \right\}, \quad (4.29)$$

где  $\lambda_c$  – коэффициент гидравлического сопротивления движению смеси;

$\text{Fr}_c$  – критерий Фруда для смеси;

$\lambda_0$  – коэффициент Дарси для однородной жидкости,

$$\text{Fr}_c = \left[ \frac{4 \cdot (Q_n + Q_2)^2}{\pi \cdot D_3^2} \right] \frac{1}{g \cdot D_3}, \quad (4.30)$$

$$\lambda_0 = 0,067 \cdot \left( \frac{158}{\text{Re}_c} + \frac{2 \cdot \delta}{D_3} \right)^{0,2}, \quad (4.31)$$

где  $Q_i$  – объемный расход фазы, м<sup>3</sup>/с.

В данной постановке задачи влияние жидкой фазы на коэффициент гидравлического сопротивления движению смеси полностью учитывается величиной  $\lambda_0$  через число Рейнольдса для смеси.

Влияние угла наклона трубопровода учитывается введением поправочного множителя:

$$\varphi_\theta = \varphi_z k_\theta (\theta_{mp}, Fr_c), \quad (4.32)$$

где  $\varphi_\theta$  – истинное газосодержание в наклонных трубах;

$\varphi_z$  – истинное газосодержание смеси в вертикальных трубах;

$k_\theta$  – поправочный множитель, учитывающий влияние угла наклона.

Эмпирическое выражение для определения  $k_\theta$  имеет вид:

$$k_\theta = (1,2 + 0,5 \cdot e^{-Fr_c}) - (0,2 + e^{-Fr_c}) \cdot [0,9(1 - e^{-2,5Fr_c}) \cdot \cos\theta_{mp} + \sin\theta_{mp}]. \quad (4.33)$$

Для кольцевой структуры течения смеси определяющим критерием является комплекс, не имеющий линейного размера ( $Fr_c Re_c$ ).

$$\begin{cases} \varphi_z = 1 - (0,523 + 0,02 \cdot W_*) (1 - \beta)^{(0,267 + 0,02 \cdot W_*)}, \\ W_* \geq 3,3; \\ \varphi_z = 1 - \left\{ 0,74(3,3 - W_*) + [0,67 - 0,048(W_* - 2)^2] \cdot (1 - \beta)^{(0,73 - 0,12 \cdot W_*)} \right\}, \\ W_* < 3,3. \end{cases} \quad (4.34)$$

$$\lambda_c = \lambda_0 \left\{ 1 + 0,0033 \left( Re_c \cdot Fr_c \frac{\rho_n - \rho_z}{\rho_z} \right)^{0,5} \exp \left[ -15 \left( \frac{\rho_z}{\rho_n} + 1 - \beta \right) \right] \sqrt{100(1 - \beta)} \right\}, \quad (4.35)$$

где  $W_*$  – безразмерная скорость смеси в рабочих условиях,

$$W_* = \frac{4(Q_n + Q_z)}{\pi \cdot D^2} \left( \frac{\rho_n - \rho_z}{g \cdot \sigma} \right)^{0,25} \left( \frac{\rho_z}{\rho_n} \right)^{0,5}, \quad (4.36)$$

$$\lambda_0 = \left\{ -2 \cdot \lg \left[ \left( \frac{6,81}{Re_c} \right)^{0,9} + \frac{\delta}{3,7 \cdot D_3} \right] \right\}^{-2}. \quad (4.37)$$

Дисперсный поток также можно рассматривать в рамках вышеуказанного подхода. Поэтому в этом случае приемлемо моделирование с использованием формул (4.24) – (4.27), в которых с целью сохранения общности подхода для обозначения истинной объемной концентрации диспергированной фазы следует использовать величину  $\varepsilon = 1 - \varphi_z$ .

Для идентификации структур течения смеси используются следующие критерии устойчивости:

$$Fr_c = \exp(46,7 \cdot \beta - 2,33) , \quad (4.38)$$

$$Fr_c = \left\{ \left[ 8,2 - 0,017 \cdot \left( \frac{M_z}{M_n} \right)^{-0,6} \right] \exp \left[ \left( 8 + 62 \frac{M_z}{M_n} \right) (1 - \beta) \right] \right\}^3 \frac{(\rho_n - \rho_z)}{Re_c \cdot \rho_z} , \quad (4.39)$$

$$\frac{I_z}{(I_n + I_z)^{1,04}} = \frac{0,85}{(g \cdot D_9)^{0,02}} , \quad (4.40)$$

где  $I_n, I_z$  – приведенные скорости жидкой и газовой фаз потока, соответственно.

Уравнение (4.38) характеризует границу пузырьковой и снарядной структур течения, уравнение (4.39) – границу снарядной и кольцевой структур течения, а уравнение (4.40) – границу кольцевой и дисперсной структур.

Система уравнений (4.18) – (4.23) с эмпирическими зависимостями (4.24) – (4.40) является замкнутой относительно неизвестных параметров  $p, V_n, V_z, \varphi_z, \lambda_c, \rho_z, \rho_n$  и решается численным интегрированием с шагом по координате  $z$ .

Для численной реализации полуэмпирической модели принята расчетная схема, согласно которой начальным расчетным сечением потока является выходное сечение подъемного трубопровода, а определение параметров потока по его длине ведется в направлении, противоположном движению смеси. Принимается длина расчетного участка  $dz$ . На основании заданных физических характеристик и массовых расходов фаз смеси в выходном сечении трубопровода идентифицируется структура течения и определяются значения  $\rho_n, \rho_z, \lambda_c, \varphi_z, V_n, V_z$ . Полученные величины параметров принимаются в качестве соответствующих выходному сечению первого расчетного участка потока длиной  $dz$ . Далее в результате решения уравнений (4.18) – (4.20) вычисляются параметры потока во входном сечении первого расчетного участка. Входное сечение рассматриваемого расчетного участка является выходным сечением следующего расчетного участка. Поэтому исходными данными для каждого последующего расчета параметров смеси в соответствии с уравнениями (4.18) – (4.20) выступают результаты предыдущего аналогичного вычисления. Указанная процедура позволяет определить параметры потока во входном сечении подъемного трубопровода на уровне расположения смесителя.

Рассмотренная выше полуэмпирическая модель пульвоздушного потока в подъемном трубопроводе отличается высокой степенью универсальности за счет наиболее полного учета определяющих факторов (см. первый раздел монографии), а также корректным описанием исследуемых процессов при пузырьковой, снарядной, кольцевой и дисперсной структурах течения. Другими словами эта модель в условиях высокоградиентного потока является «самонастраивающейся» на конкретную морфологию потока смеси за счет структуры

используемых уравнений и апробированных в широком диапазоне изменения исходных данных эмпирических зависимостей. Именно из этих соображений авторы монографии взяли ее в качестве базовой для разработки математического и методического описания трехфазного квазистационарного снарядного потока.

Полуэмпирическая модель, решаемая численным методом, предоставляет возможность определения изменения скоростей фаз, давления, плотности газа и истинного объемного газосодержания смеси по длине подъемного трубопровода, однако не учитывает замедление подъема твердых частиц в газовых снарядах. В данной модели, как и в остальных известных решаемых численным методом моделях, твердые частицы влияют лишь на плотность транспортирующей их жидкой либо газовой фазы смеси, что можно охарактеризовать как пассивное влияние на параметры многофазного потока. Увеличение скорости подъема частиц с различными физико-механическими свойствами предполагается с ростом скорости транспортирующей их среды при всех структурах течения смеси. Поэтому рассмотренная модель не улавливает нисходящее движение частиц в газовых снарядах, а, соответственно и возможность срыва транспортирования твердого материала. С целью устранению данного недостатка авторами монографии разработана комплексная модель подъемного трубопровода, описывающая пузырьковую, кольцевую и дисперсную структуры течения в рамках сплошных моделей, а для определения параметров ССТ разработана принципиально новая модель, учитывающая динамику твердых частиц в снарядном потоке. Данная модель состоит из двух блоков уравнений. Аналитический блок включает полученные уравнения движения частиц в газовых снарядах и жидкостных пробках (3.19) – (3.33). Численный блок уравнений представлен зависимостями (4.18) – (4.23) и (4.28) – (4.33), входящими в разработанную проф. Кириченко Е.А. полуэмпирическую модель пульповоздушного потока и позволяющими отслеживать изменения параметров потока (в частности давлений, размеров и плотностей газовых снарядов) по длине подъемного трубопровода. Следовательно, полученная модель может быть охарактеризована как численно-аналитическая. В основу взаимодействия численного и аналитического блоков положены следующие соображения.

В подъемных трубопроводах глубоководных эрлифтов воздух расширяется более чем в 100 раз, что существенно влияет на скорость и размеры газовых снарядов и жидкостных пробок. Поэтому разработанное аналитическое описание механизма движения твердых частиц при снарядной структуре течения не может быть самостоятельно использовано для расчета параметров потока в длинном подъемном трубопроводе глубоководного эрлифтного гидropодъема, где эффектом расширения воздуха пренебречь невозможно. В численном блоке предполагается условная разбивка многофазного течения по длине на расчетные участки, в пределах которых параметры потока считаются постоянными. Следовательно, математическое описание движения частиц в снарядном потоке (3.19) – (3.33) в пределах каждого расчетного участка потока является работоспособным, а результаты пошаговых вычислений характеристик

пульповоздушного потока можно использовать в качестве исходных данных для расчета параметров движения твердых частиц.

Рассмотрим особенности определения параметров трехфазного потока именно при снарядной структуре течения для случая транспортирования частиц постоянной плотности и монодисперсного состава с учетом расширения газовых снарядов и изменения размеров жидкостных пробок. Изменением скорости и размеров твердых частиц в связи с их взаимодействием между собой и со стенками подъемного трубопровода, а также влиянием силы поверхностного натяжения на границах газовых снарядов и жидкостных пробок пренебрегаем.

С использованием полуэмпирической модели двухфазного пульпогазового потока (4.18) – (4.23) вычисляются параметры потока в нижнем сечении снарядной структуры течения.

В результате изучения движения жидкости и газа по длине снарядного потока установлено, что вначале снарядного потока, который образуется из пузырьковой структуры течения, газовые снаряды и жидкостные пробки полностью перекрывают живое сечение трубопровода, т.е. обтеканием водой нижнего газового снаряда можно пренебречь [144]. Этот фактор с учетом установленного при экспериментальных исследованиях соответствия значений длины газового снаряда и диаметра трубопровода непосредственно вначале снарядного потока (глава 2.4) позволяет моделировать отношение длин газового снаряда и образуемой им связки в данных условиях  $L_{z,c} / L_{cв}$  известным значением объемного газосодержания смеси  $\varphi_z$ .

Из монодисперсного состава твердой фазы смеси выделяется единичная твердая частица и ее местоположение фиксируется в нижнем сечении снарядного потока. В процессе расчета результаты пошаговых решений входящих в состав полуэмпирической модели уравнений выступают исходными данными для расчета параметров движения выделенной частицы (3.19) – (3.33). Вычисления физических параметров смеси  $p$ ,  $\rho_z$ ,  $V_n$ ,  $V_z$  и  $\varphi_z$  выполняются с шагом  $dx$  по длине многофазного потока в противоположном оси  $z$  направлении. Расчетным шагом при определении скорости и координаты подъема выделенной частицы является длительность расчетного (элементарного) периода времени  $dt$ . Расширение газовых снарядов и изменение размеров жидкостных пробок в подъемном трубопроводе определяются в результате вычислений давления, плотности газовой фазы и газосодержания смеси на основании численного блока, а также с использованием полученных в предыдущем разделе экспериментальных закономерностей. В окончательном виде экспериментальные зависимости изменения размеров газовых снарядов и жидкостных пробок могут быть скорректированы только на натуральных глубоководных установках.

Величина фазовой скорости выделенной частицы рассчитывается непосредственно после определения ее координаты на выходе из каждой поднимающейся связки на основании полученных значений координат частицы на выходах из последней и предыдущей рассмотренных связок, а также периода движения частицы в последней рассмотренной связке. Получение положительного значения фазовой скорости выделенной частицы указывает на необходимость продолжения вычислений. На основании текущих

результатов вычисления фазовой скорости выделенной частицы, принимая постоянство массового расхода твердого материала, можно определить изменение концентрации твердой фазы смеси по протяженности снарядного потока. Уточненные значения концентрации твердой фазы, в свою очередь, целесообразно использовать в численном блоке, что позволяет сформировать замкнутую расчетную схему. Поэтому численные расчеты физических характеристик смеси  $p$ ,  $\rho_z$ ,  $V_n$ ,  $V_z$ ,  $\varphi_z$  и параметров движения выделенной единичной частицы должны вестись параллельно, но с опережением вычислений по полуэмпирической модели двухфазного газожидкостного потока.

Получение отрицательного или нулевого значения фазовой скорости выделенной частицы свидетельствует о срыве подъема твердого материала снарядным потоком и необходимости завершения расчетного процесса.

Таким образом, предусмотренные в численном блоке вычисления полностью обеспечивают исходными данными расчет параметров движения выделенной частицы (3.19) – (3.33) в аналитическом блоке.

Транспортирование твердых частиц происходит также в сосредоточенной между боковой поверхностью воздушных снарядов и стенками ограничивающего поток трубопровода жидкости. Этот фактор повышает транспортирующую способность гетерогенного потока. Однако в процессе подъема все частицы в принципе могут сосредоточиться в центральной части потока. Поэтому при расчетах принято допущение, что находящаяся между боковыми поверхностями воздушных снарядов и стенками трубопровода жидкость не участвует в процессе транспортирования твердого материала, а, выделенная (фиксированная) твердая частица движется только через объемы воздушных снарядов и жидкостных пробок. Данное допущение, а также пренебрежение измельчением частиц вследствие их взаимодействия между собой и со стенками трубопровода приведут к превышению фактическими значениями фазовой скорости выделенной частицы соответствующих расчетных значений. С практической точки зрения принятие указанных допущений даст возможность определения параметров гидроподъема, обеспечивающих устойчивое транспортирование дисперсного твердого материала, с запасом. Примененный подход распространяется и на группу частиц с одинаковыми физико-механическими характеристиками.

Разработанный авторами монографии подход к расчету параметров снарядной структуры течения с учетом динамики твердых частиц монодисперсного состава заключается в следующем [149]:

1. С использованием решаемой численным методом модели газожидкостного потока с шагом  $dx$  по длине трубопровода вычисляются величины давления, плотности газовой фазы, объемного газосодержания и скоростей фаз смеси (4.18) – (4.23).

2. На основании полученных во втором разделе монографии закономерностей изменений длин газовых снарядов и жидкостных пробок с учетом диаметра трубопровода, а также вычисленных в пункте 1 значений давления и газосодержания смеси определяются длины проходящих через рассчитываемый участок гетерогенного потока газовых снарядов  $L_{z,c}$ , жидкостных пробок  $L_n$  и связок  $L_{ce}$ .

3. В соответствии с аналитическим описанием движения твердой частицы (3.19) – (3.33) выполняются расчеты скорости и координаты фиксированной частицы с шагом по времени  $dt$  в пределах текущего расчетного участка снарядного потока.

4. Определяется концентрация твердой фазы на текущем расчетном участке снарядной структуры при постоянстве массового расхода твердого материала ( $M_T = \text{const}$ ) и полученное значение используется в вычислениях на следующем расчетном участке по пункту 1 алгоритма. В результате расчета получаем распределение основных параметров снарядного потока по длине трубопровода.

Перейдем к рассмотрению алгоритма расчета потока подъемного трубопровода с учетом пузырьковой, снарядной, кольцевой и дисперсной структур течения. В укрупненном виде данный алгоритм приведен на рис. 4.2-4.4 и заключается в следующем:

1. Задаются исходные данные (блок 1), включающие:

- длину  $L_s$  и диаметр  $D_s$  подъемного трубопровода эрлифта;
- физические характеристики и массовые расходы фаз;
- длину расчетного участка потока  $dx$ ;
- длительность расчетного периода времени  $dt$ .

2. Трехфазный поток разбивается по длине на расчетные участки  $dx$  и принимается значение  $x = 0$  в начальном сечении подъемного трубопровода, где значение давления является известной величиной (блок 2).

3. Для начального расчетного сечения с использованием уравнений (4.18) – (4.23) вычисляются значения объемных расходов фаз, массового и расходного газосодержаний. Определяются начальные значения плотности пульпы  $\rho_n$ , объемной расходной концентрации твердой фазы в пульпе  $\varphi_T$ , плотности воздуха  $\rho_a$ , коэффициента гидравлического сопротивления смеси  $\lambda_c$ , объемного газосодержания смеси  $\varphi_c$ , скоростей пульпы  $V_n$  и воздуха  $V_a$  (блок 3).

4. Принимается текущее значение координаты  $x = dx$  (блок 4).

5. Идентифицируется структура течения и определяются текущие значения параметров давления  $p$ , плотности воздуха  $\rho_a$ , коэффициента гидравлического сопротивления смеси  $\lambda_c$ , объемного газосодержания смеси  $\varphi_c$ , скоростей пульпы  $V_n$ , воздуха  $V_a$  и смеси  $V_c$  на базе уравнений (4.18) – (4.23) в выходном сечении расчетного участка с координатой  $x$  (блок 5). В случае идентификации снарядной структуры течения (блок 6) выполнение алгоритма переходит к пункту 7.

6. Проверяется способность трехфазного потока транспортировать твердые частицы (блок 7).

6.1. Вычисляется критическая скорость потока трехфазной смеси  $V_{c.кр}$  [109].

6.2. Сравнивается текущее значение  $V_{c.кр}$  со значением расчетной скорости трехфазной смеси  $V_c$ . В случае  $V_{c.кр} \geq V_c$  вычисления завершаются, а при  $V_{c.кр} < V_c$  выполнение алгоритма переходит к пункту 8.

7. Определение параметров потока на текущем расчетном участке с учетом механизма транспортирования твердых частиц газовыми снарядами и жидкостными пробками (блоки 8/1-8/10).

7.1. В случае идентификации снарядной структуры течения впервые (блоки 8/1, 8/2) из рассматриваемой группы частиц выделяется отдельная частица, для которой:

- а) начальная координата  $x_{Tн} = x - dx$ ;
- б) начальное время  $t_n = 0$ ;
- в) текущее значение  $x_T$  равно значению начального ее параметра  $x_{Tн}$ ;
- г) текущее значение времени  $t = t_n = 0$ .

7.2. Выполняются расчеты параметров движения выделенной частицы и концентрации твердой фазы смеси [149] (блоки 8/3-8/10).

7.2.1. Сравнивается текущее значение координаты  $x$  с текущим значением координаты выделенной частицы  $x_T$  (блок 8/3). При  $x \leq x_T$  выполнение алгоритма переходит к пункту 8 (блок 8/9).

7.2.2. Определяются длины проходящих через рассчитываемый участок потока газовых снарядов  $L_{г.с}$ , жидкостных пробок  $L_n$  и связок  $L_{св}$  (блок 8/4).

7.2.3. В случае определения значения  $L_{св}$  впервые (блок 8/5) для выделенной частицы:

- вычисляется  $\bar{t}_n = V_c \cdot t_n / L_{св}$  (блок 8/6);
- присваивается текущему значению  $\bar{t}$  значение  $\bar{t}_n$  (блок 8/6);
- вычисляется  $\bar{x}_{Tн} = x_{Tн} / L_{св}$  (блок 8/6);
- присваивается текущему значению  $\bar{x}_T$  значение  $\bar{x}_{Tн}$  (блок 8/6).

7.2.4. Вычисляется  $d\bar{t} = V_c \cdot dt / L_{св}$  (блок 8/7).

7.2.5. Расчет параметров движения твердой частицы (блоки 8/8/1-8/8/10):

а) увеличиваются текущие значения  $t$  на значение  $dt$ , а также  $\bar{t}$  на значение  $d\bar{t}$  (блок 8/8/1);

б) для текущего значения  $\bar{t}$  определяются значения параметров  $\bar{W}_{Tнi}$  (3.19) – (3.22),  $\bar{V}_T$  (3.24) – (3.27) и  $\bar{x}_T$  (3.31) – (3.32) выделенной частицы (блок 8/8/2);

в) в случае завершения расчета параметров движения выделенной частицы в первых двух последовательно движущихся связках и при переходе этой частицы в каждую последующую поднимающуюся связку (блок 8/8/3):

– определяется значение безразмерной фазовой (результатирующей) скорости выделенной частицы  $\bar{V}_{Tф}$  (3.33) в пределах двух предыдущих последовательно движущихся связок (блок 8/8/4);

– вычисляются текущие значения  $x_T = \bar{x}_T \cdot L_{св}$  и  $V_{Tф}$  в пределах двух предыдущих последовательно движущихся связок (блок 8/8/4);

– в случае получения отрицательного или нулевого значения  $\overline{V_{T\phi}}$  (блок 8/8/5), что соответствует нарушению устойчивого подъема выделенной частицы, вычисления завершаются (блок 8/8/6);

– принимается объем твердого материала в пределах двух предыдущих последовательно движущихся связок, как входящий в состав только жидкой фазы, и при заданном расходе твердой фазы ( $M_T = \text{const}$ ) с учетом значения  $V_{T\phi}$  определяются в пределах двух предыдущих последовательно движущихся связок текущее значение концентрации твердой фазы  $\phi_T$ , а также объем твердого материала (блок 8/8/7);

г) принимается  $\overline{t_n} = \overline{t}$  и  $\overline{x_{Tn}} = \overline{x_T}$  (блок 8/8/8);

д) вычисляется текущее значение  $x_T = \overline{x_T} \cdot L_{св}$  (блок 8/8/8) и сравнивается с текущим значением  $x$  (блок 8/8/9);

е) в случае превышения значением  $x$  значения  $x_T$  выполнение алгоритма повторяется с пункта 7.2.5 (переход в блок 8/8/1), а при  $x \leq x_T$  выполнение алгоритма переходит к пункту 8 (переход в блок 4).

8. Увеличивается значение  $x$  на  $dx$  (блок 4).

9. Сравнивается текущее значение координаты  $x$  с максимальным ее значением  $L$ . В случае  $L > x$  выполнение алгоритма повторяется с пункта 5, а при  $L \leq x$  выполнение алгоритма переходит к пункту 10 (блок 4).

10. Текущие значения расчетных параметров трехфазного потока принимаются в качестве конечных значений соответствующих параметров (блок 9).

Таким образом, предложенное математическое описание движения твердых частиц при снарядной структуре течения гетерогенной смеси, базирующееся на расчете двух двухфазных потоков: твердое-газ и твердое-жидкость, органично «вживлено» в структуру решаемой численным методом дифференциальной модели расчета параметров пульповоздушного течения.

Подготовка твердого материала с монодисперсным составом частиц для гидropодъема требует использование на больших глубинах соответствующих технических средств, что существенно снижает надежность всего комплекса оборудования. Поэтому с практической точки зрения рассмотрение транспортирования частиц такого состава в морском эрлифте является идеализированным случаем. Кроме того, даже если обеспечить подачу частиц с одинаковыми размерами в подводный трубопровод, то в образующемся выше смесителя трехфазном потоке будет транспортироваться полидисперсный состав твердого материала ввиду взаимодействия частиц со стенками трубопровода и между собой (поднимающиеся мелкие частицы догоняют средние и крупные). Следовательно, использование алгоритма в изложенном выше виде (рис. 4.2-4.4) при проектировании промышленных установок со значительной протяженности транспортного тракта приведет к получению существенных неточностей в результатах расчетов.

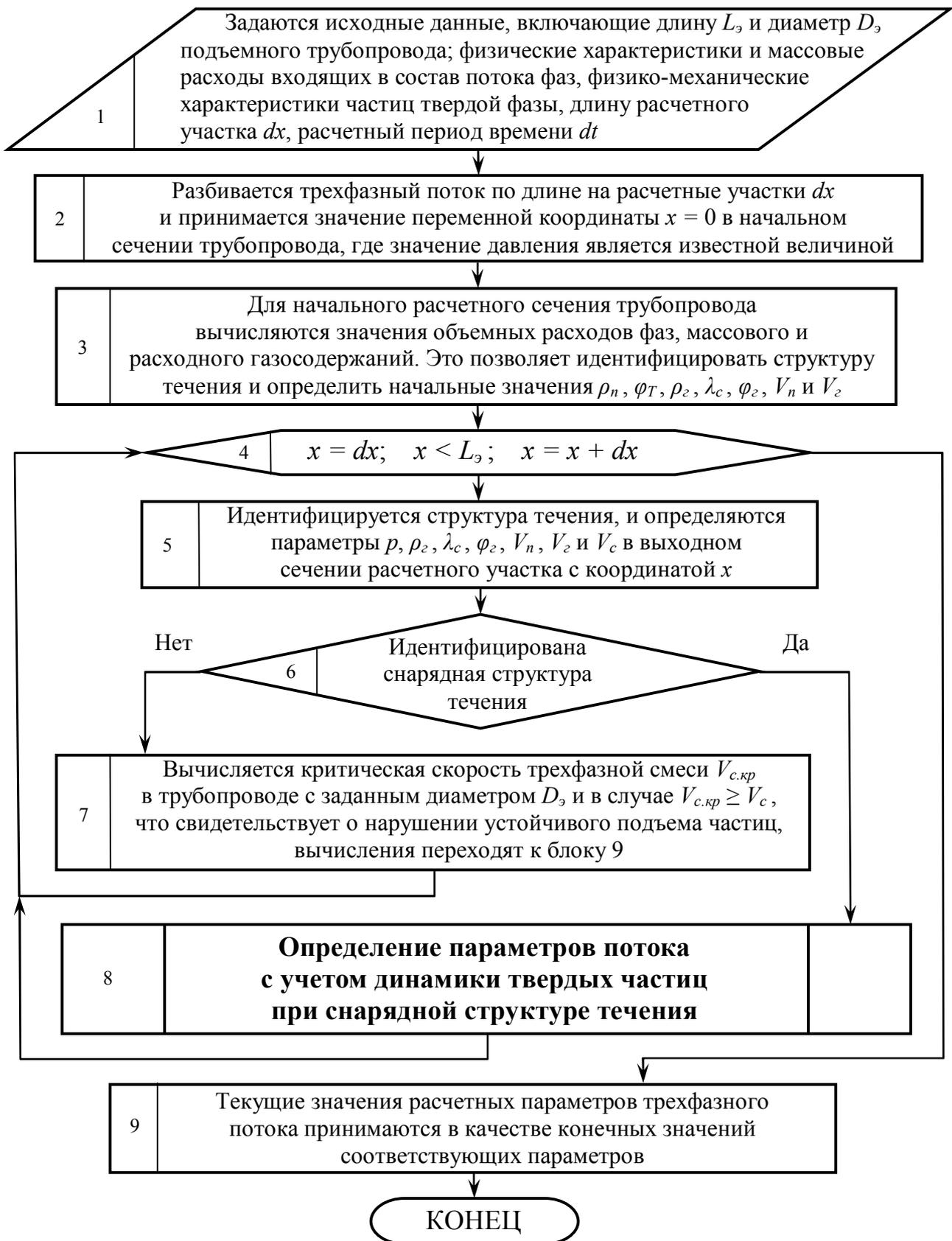


Рисунок 4.2 – Блок-схема алгоритма расчета параметров трехфазного течения в подъемном трубопроводе

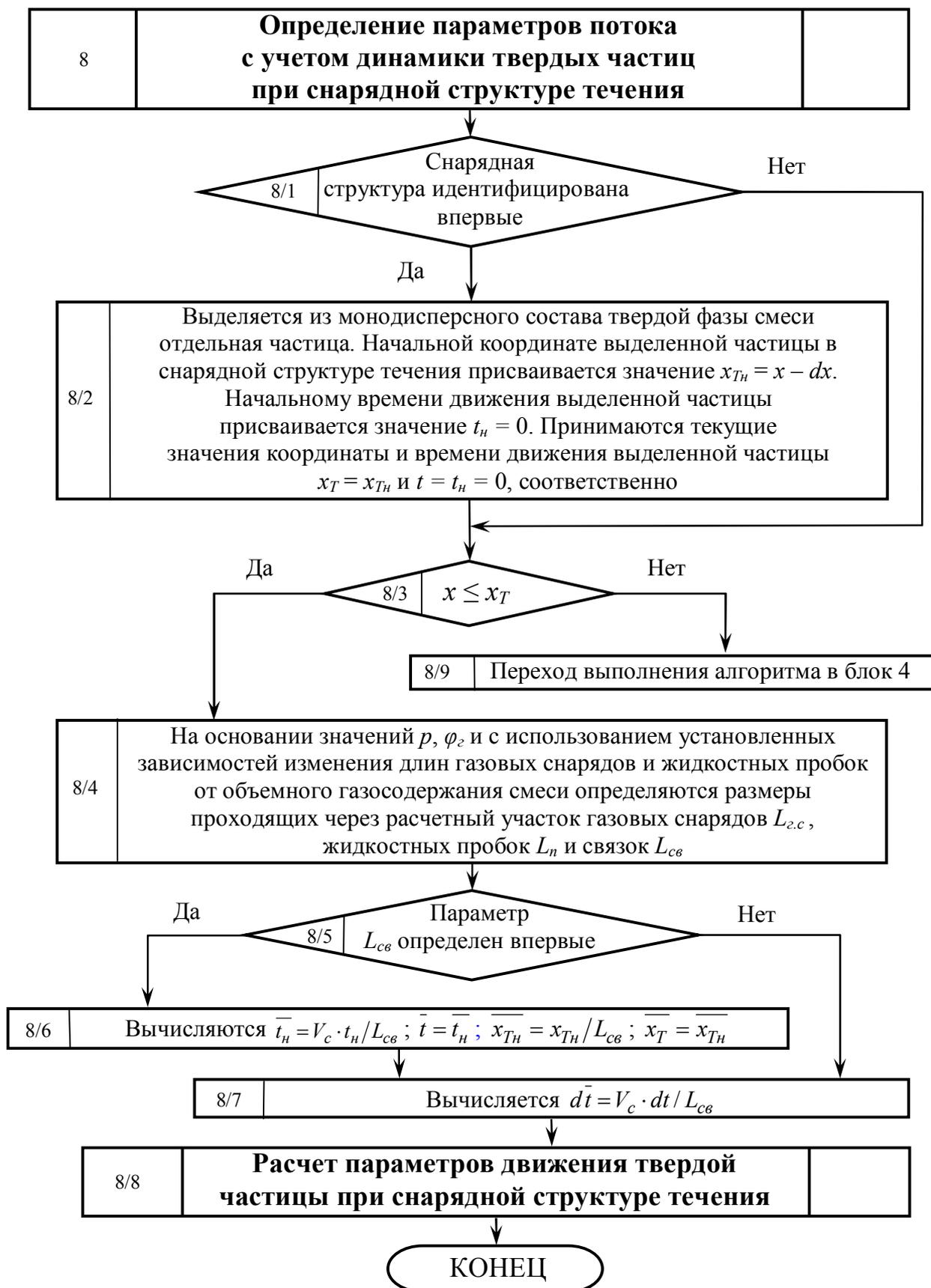


Рисунок 4.3 – Блок 8 алгоритма расчета параметров трехфазного течения в подъемном трубопроводе

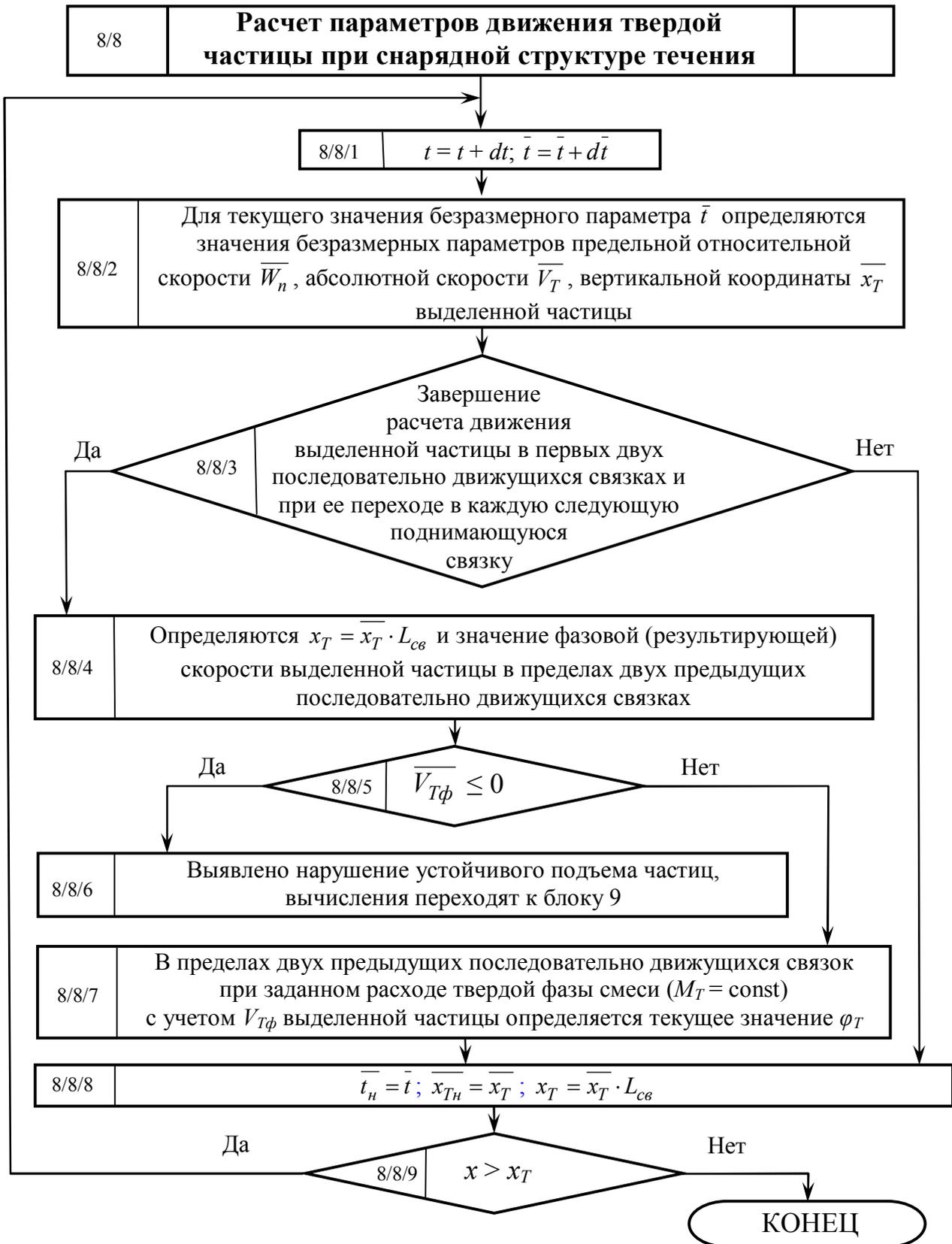


Рисунок 4.4 – Блок 8/8 алгоритма расчета параметров трехфазного течения в подъемном трубопроводе

Проведенные исследования движения твердой фазы в снарядном потоке позволяют перейти от рассмотрения монодисперсного состава частиц к изучению транспортирования их полидисперсного состава. В этом случае задача резко усложняется за счет того, что твердые частицы в зависимости от крупности и плотности совершают разное число циклов по высоте подъемной трубы. Максимальное число циклов соответствует крупным тяжелым частицам, минимальное – мелким и легким. При этом увеличивается число соударений частиц.

Для определенных физико-химических характеристик транспортируемого материала возрастает вероятность образования агломератов частиц. Если размеры агломератов таковы, что они не смогут преодолеть расположенный в начале снарядного потока участок с пониженной транспортирующей способностью многофазного потока, то это приведет к срыву режима транспортирования с возможной последующей забутовкой трубопровода. В этом случае необходимо принимать специальные меры, исключая агломерацию частиц, либо направленные на разрушение агломератов. Если же размеры агломератов обеспечивают их подъем выше критического сечения, то данный эффект приводит к увеличению числа подъемно-нисходящих циклов и истинной концентрации твердого в потоке. Вопросы определения потерь энергии в связи с указанными выше факторами являются самостоятельными исследованиями и в данной монографии не рассматриваются.

Для корректного решения задачи определения параметров гидроподъема полидисперсного состава твердых частиц в пределах каждого расчетного участка длины снарядного потока  $dx$  целесообразно вести параллельные вычисления параметров движения наиболее плохо транспортируемой частицы и частицы с эквивалентным диаметром. Расчеты параметров движения наиболее плохо транспортируемой частицы необходимы для проверки соблюдения устойчивого подъема твердого материала, а параметров движения частицы с эквивалентным диаметром – для определения изменений объемной концентрации твердой фазы вдоль снарядного потока. Данный подход позволит с достаточной точностью прогнозировать срыв устойчивого подъема твердого материала, т.к. в этом случае транспортирование более мелких и легких частиц будет гарантировано.

Перейдем к рассмотрению алгоритма расчета параметров трехфазного потока в подъемном трубопроводе с учетом различных структур течения для случая гидроподъема твердых частиц полидисперсного состава с одинаковой формой [149]. Расчетные пункты 1 и 2 совпадают с аналогичными пунктами приведенного выше алгоритма, составленного для гидроподъема частиц монодисперсного состава. Поэтому, начиная с третьего пункта, расчеты выполняются в такой последовательности:

3. Для заданного фракционного состава подлежащего подъему твердого материала выбираются частица с эквивалентным диаметром и наиболее плохо транспортируемая частица (отдельная частица).

4. Для начального расчетного сечения с использованием уравнений (4.18) – (4.23) вычисляются значения объемных расходов фаз, массового и расходного газосодержаний. Определяются начальные значения плотности пульпы  $\rho_n$ , объемной расходной концентрации твердой фазы

в пульпе  $\varphi_T$ , плотности воздуха  $\rho_z$ , коэффициента гидравлического сопротивления смеси  $\lambda_c$ , объемного газосодержания смеси  $\varphi_z$ , скоростей пульпы  $V_n$  и воздуха  $V_z$ .

5. Принимается текущее значение координаты  $x = dx$ .

6. Идентифицируется структура течения и определяются значения параметров давления  $p$ , плотности воздуха  $\rho_z$ , коэффициента гидравлического сопротивления смеси  $\lambda_c$ , объемного газосодержания смеси  $\varphi_z$ , скоростей пульпы  $V_n$ , воздуха  $V_z$  и смеси  $V_c$  на базе уравнений (4.18) – (4.23) в выходном сечении расчетного участка с координатой  $x$ . В случае идентификации снарядной структуры течения в потоке выделяется группа частиц, и выполнение алгоритма переходит к пункту 8.

7. Проверяется способность трехфазного потока транспортировать твердые частицы.

7.1. Вычисляется критическая скорость потока трехфазной смеси  $V_{c.кр}$  [109].

7.2. Сравниваются текущее значение  $V_{c.кр}$  со значением расчетной скорости трехфазной смеси  $V_c$ . В случае  $V_{c.кр} \geq V_c$  вычисления завершаются, а при  $V_{c.кр} < V_c$  выполнение алгоритма переходит к пункту 9.

8. Определение параметров потока на текущем расчетном участке с учетом механизма транспортирования твердых частиц газовыми снарядами и жидкостными пробками.

8.1. В случае идентификации снарядной структуры течения впервые:

а) для отдельной частицы:

– начальная координата  $x_{Tn1} = x - dx$ ;

– начальное время  $t_{n1} = 0$ ;

– текущее значение  $x_{T1}$  равно значению начального ее параметра  $x_{Tn1}$ ;

– текущее значение времени  $t_1 = t_{n1} = 0$ ;

б) для частицы с эквивалентным диаметром:

– начальная координата  $x_{Tn2} = x - dx$ ;

– начальное время  $t_{n2} = 0$ ;

– текущее значение  $x_{T2}$  равно значению начального ее параметра  $x_{Tn2}$ ;

– текущее значение времени  $t_2 = t_{n2} = 0$ .

8.2. Определение параметров движения отдельной частицы и частицы с эквивалентным диаметром в трехфазном потоке, а также концентрации твердой фазы смеси [149].

8.2.1. Расчет параметров движения отдельной частицы.

8.2.1.1. Сравнивается текущее значение координаты  $x$  с текущим значением  $x_{T1}$ . При  $x \leq x_{T1}$  выполнение алгоритма переходит к пункту 8.2.2.

8.2.1.2. Определяются длины проходящих через рассчитываемый участок гетерогенного потока газовых снарядов  $L_{z.c}$ , жидкостных пробок  $L_n$  и связей  $L_{св}$ .

8.2.1.3. В случае определения значения  $L_{св}$  впервые:

а) для отдельной частицы:

– вычисляется  $\overline{t_{n1}} = V_c \cdot t_{n1} / L_{св}$ ;

– присваивается текущему значению  $\overline{t_1}$  значение  $\overline{t_{n1}}$ ;

– вычисляется  $\overline{x_{Tn1}} = x_{Tn1} / L_{cв}$  ;

– присваивается текущему значению  $\overline{x_{T1}}$  значение  $\overline{x_{Tn1}}$  ;

б) для частицы с эквивалентным диаметром:

– принимается  $\overline{t_{n2}} = \overline{t_{n1}}$  ;

– присваивается текущему значению  $\overline{t_2}$  значение  $\overline{t_{n2}}$  ;

– принимается  $\overline{x_{Tn2}} = \overline{x_{Tn1}}$  ;

– принимается  $\overline{x_{T2}} = \overline{x_{Tn2}}$  .

8.2.1.4. Вычисляется  $d\overline{t} = V_c \cdot dt / L_{cв}$  .

8.2.1.5. Определение параметров транспортирования отдельной частицы:

а) увеличиваются текущие значения  $t_1$  на значение  $dt$ , а также  $\overline{t_1}$  на значение  $d\overline{t}$  ;

б) для текущего значения  $\overline{t_1}$  определяются значения параметров  $\overline{W_{n1}}$  (3.19) – (3.22),  $\overline{V_{T1}}$  (3.24) – (3.27) и  $\overline{x_{T1}}$  (3.31) – (3.32) отдельной частицы;

в) в случае завершения расчета параметров движения отдельной частицы в первых двух последовательно движущихся связках и при переходе этой частицы в каждую последующую поднимающуюся связку:

– определяется значение безразмерной фазовой (результатирующей) скорости отдельной частицы  $\overline{V_{T\phi1}}$  (3.33) в пределах двух предыдущих последовательно движущихся связок;

– вычисляются текущие значения  $x_{T1} = \overline{x_{T1}} \cdot L_{cв}$  и  $V_{T\phi1}$  в пределах двух предыдущих последовательно движущихся связок;

– в случае получения отрицательного или нулевого значения  $\overline{V_{T\phi1}}$  , что соответствует нарушению устойчивого подъема отдельной частицы, вычисления завершаются;

г) принимается  $\overline{t_{n1}} = \overline{t_1}$  и  $\overline{x_{Tn1}} = \overline{x_{T1}}$  .

д) вычисляется текущее значение  $x_{T1} = \overline{x_{T1}} \cdot L_{cв}$  и сравнивается с текущим значением  $x$  ;

е) в случае превышения значением  $x$  значения  $x_{T1}$  выполнение алгоритма повторяется с пункта 8.2.1.5, а при  $x \leq x_{T1}$  выполнение алгоритма переходит к пункту 8.2.2.

8.2.2. Расчет параметров движения частицы с эквивалентным диаметром и истинной концентрации твердой фазы.

8.2.2.1. Сравнивается текущее значение координаты  $x$  с текущим значением  $x_{T2}$  . При  $x \leq x_{T2}$  выполнение алгоритма переходит к пункту 9.

8.2.2.2. Определение параметров движения частицы с эквивалентным диаметром:

а) увеличиваются текущие значения  $t_2$  на значение  $dt$ , а также  $\overline{t_2}$  на значение  $d\overline{t}$  ;

б) для текущего значения  $\overline{t_2}$  определяются значения параметров  $\overline{W_{ni2}}$  (3.19) – (3.22),  $\overline{V_{T2}}$  (3.24) – (3.27) и  $\overline{x_{T2}}$  (3.31) – (3.32) частицы с эквивалентным диаметром;

в) в случае завершения расчета параметров движения частицы с эквивалентным диаметром в первых двух последовательно движущихся связках и при переходе этой частицы в каждую последующую поднимающуюся связку:

– определяется значение безразмерной фазовой скорости частицы с эквивалентным диаметром  $\overline{V_{T\phi2}}$  (3.33) в пределах двух предыдущих последовательно движущихся связок;

– вычисляются текущие значения  $x_{T2} = \overline{x_{T2}} \cdot L_{св}$  и  $V_{T\phi2}$  в пределах двух предыдущих последовательно движущихся связок;

– принимается объем твердого материала в пределах двух предыдущих последовательно движущихся связок, как входящий в состав только жидкой фазы смеси, и при заданном расходе твердой фазы ( $M_T = \text{const}$ ) с учетом значения  $V_{T\phi2}$  определяются в пределах двух предыдущих последовательно движущихся связок текущее значение концентрации твердой фазы в пульпе  $\phi_T$ , а также объем твердого материала;

г) принимается  $\overline{t_{n2}} = \overline{t_2}$  и  $\overline{x_{Tn2}} = \overline{x_{T2}}$ ;

д) вычисляется текущее значение  $x_{T2} = \overline{x_{T2}} \cdot L_{св}$  и сравнивается с текущим значением  $x$ ;

е) в случае превышения значением  $x$  значения  $x_{T2}$  выполнение алгоритма повторяется с пункта 8.2.2.2, а при  $x \leq x_{T2}$  выполнение алгоритма переходит к пункту 9.

9. Увеличивается значение координаты  $x$  на  $dx$ .

10. Сравнивается текущее значение координаты  $x$  с максимальным ее значением  $L_9$ . В случае  $L_9 > x$  выполнение алгоритма повторяется с пункта 6, а при  $L_9 \leq x$  выполнение алгоритма переходит к пункту 11.

11. Текущие значения расчетных параметров трехфазного потока принимаются в качестве конечных значений соответствующих параметров.

Выполненные на основании разработанных алгоритмов ориентировочные расчеты показали, что использование известных методик, базирующихся на предположении увеличения скорости транспортирования твердых частиц с ростом скорости смеси при всех структурах течения, приводит к получению завышенного расчетного значения расхода твердой фазы. Это объясняется не учетом циклического движения крупных тяжелых частиц в газовых снарядах и жидкостных пробках [142].

### 4.3 Модель питающей пневматической системы

Глубоководные эрлифтные установки характеризуются наличием мощных компрессорных станций и пневмопроводов большой протяженности. Значительная потребляемая мощность ГЭГ требует при проектировании тщательного подхода к выбору их рациональных параметров.

В настоящее время при проектировании ГЭГ общепринятым является подход, согласно которому рациональные параметры установки определяются из условия минимума удельной изотермической мощности сжатого воздуха на входе в подъемную трубу [108–125]

$$N = p_a \cdot Q_{z,0} \cdot \ln \frac{p_{см}}{p_a} \frac{1}{M_T}, \quad (4.41)$$

где  $p_{см}$  – давление в смесителе эрлифта, Па.

Таким образом, при выборе рациональных параметров глубоководных эрлифтов игнорируется влияние характеристик пневмопровода, подводящего сжатый воздух к смесителю, и компрессорного агрегата на энергоемкость системы. Однако для глубоководных эрлифтов давление сжатого воздуха на выходе из компрессора может существенно отличаться от давления в смесителе. Результаты исследования нисходящего течения сжатого воздуха в пневмопроводе показывают, что гравитационная составляющая давления в широком диапазоне изменения параметров течения превосходит диссипативные потери при движении воздуха [138]. Поэтому при проектировании глубоководных эрлифтов более корректно использовать в качестве функции цели мощность, потребляемую приводом компрессоров, или мощность потока сжатого воздуха на выходе из компрессорной установки.

Для определения этих мощностей при заданном давлении воздуха у смесителя необходимо исследовать течение газа в вертикальном трубопроводе большой протяженности. При этом вследствие высокого давления (порядка 15...25 МПа), под которым находится воздух, необходимо учитывать отличие его свойств от свойств идеального газа.

Дифференциальное уравнение одномерного установившегося течения газа в этом случае может быть представлено в виде:

$$\frac{dp}{dz} \left( 1 - \frac{16M_z^2 k_g RT}{\pi^2 D_n^4 p^2} \right) = \lambda_n \frac{8M_z^2 k_g RT}{\pi^2 D_n^5 p} - \frac{gp}{k_g RT} - \frac{16M_z^2 R}{\pi^2 D_n^4 p} \frac{dT}{dz}, \quad (4.42)$$

где  $D_n$  – внутренний диаметр пневмопровода, м;

$\lambda_n$  – коэффициент Дарси пневмосети;

$M_z$  – массовый расход газа, кг/с;

$k_g$  – коэффициент сжимаемости воздуха.

Используя линейную аппроксимацию эмпирических данных [150] в диапазоне давлений 15...25 МПа, коэффициент сжимаемости воздуха можно выразить формулой:

$$k_g = 5 \cdot (p - 10^7) \cdot 10^9 + 0,97. \quad (4.43)$$

Изменение температуры воздуха в вертикальном трубопроводе может быть определено из уравнения первого закона термодинамики:

$$k_T(T - T_0)dz = C_p M_e dT + g M_e dz - \frac{16 M_2^3 (k_g RT)^2}{\pi^2 D_n^4} \frac{dp}{p^3}, \quad (4.44)$$

где  $k_T$  – линейный (отнесенный к единице длины трубы) коэффициент теплопередачи от воздуха к воде, Вт/(м · К);

$T_0$  – абсолютная температура воды, омывающей трубопровод, °К;

$C_p$  – массовая изобарная теплоемкость воздуха, Дж/(кг · К).

На основании данных [150] для указанного диапазона изменения давлений получена формула:

$$C_p = (p - 10^7) \cdot 0,111 \cdot 10^{-4} + 1156, \quad (4.45)$$

В свою очередь, температура воды в океане может быть определена по данным [151]:

$$\begin{aligned} T_0 &= 276,56 + 0,00742 H_{см} \geq z \geq H_{см} - 1000 \\ T &= 275 \quad 0 \leq z \leq H_{см} - 1000 \end{aligned} \quad (4.46)$$

где  $H_{см}$  – глубина погружения смесителя, м.

Ввиду специфических условий эксплуатации глубоководных установок воздухопровод выполняется толстостенным с относительно малым внутренним диаметром.

Коэффициент теплопередачи для цилиндрической стенки определялся согласно [152]:

$$k_T = \frac{1}{\frac{1}{D_n \cdot \alpha} + \frac{1}{2 \cdot \lambda_n} \ln \left( \frac{D_n + 2 \cdot \delta_{с.мп}}{D_n} \right) + \frac{1}{\alpha_1 (D_n + 2 \cdot \delta_{с.мп})}}, \quad (4.47)$$

где  $\alpha$  – коэффициент теплопередачи от воздуха к внутренней стенке трубы для турбулентного режима течения, Вт/(м<sup>2</sup> · К);

$\lambda_n$  – коэффициент теплопроводности стенки трубы, Вт/(м · К);

$\delta_{с.мп}$  – толщина стенки трубы, м,

$$\alpha = \frac{0,018 \cdot Re_g^{0,8} \cdot \lambda_1}{D_n}, \quad (4.48)$$

где  $Re_g$  – число Рейнольдса для потока воздуха;

$\lambda_1$  – коэффициент теплопроводности воздуха, Вт/(м · К),

$$\text{Re}_g = \frac{4 \cdot M_z}{\pi \cdot D_n \cdot c \cdot \mu_g},$$

$$\lambda_1 = 0,8 \cdot 10^{-4} \cdot T + 0,24 \cdot 10^{-2}, \quad (4.49)$$

где  $\mu_g$  – динамический коэффициент вязкости воздуха при атмосферном давлении, кг/(м · с);  
 $c$  – поправочный коэффициент, учитывающий зависимость коэффициента  $\mu_g$  от давления, согласно [152]  $c = 1,3$ ,

$$\mu_g = (T - 273) \cdot 4,5 \cdot 10^{-8} + 1,75 \cdot 10^{-2}. \quad (4.50)$$

В [152] приведена эмпирическая зависимость для расчета среднего по периметру коэффициента теплоотдачи при поперечном обтекании водой одиночной трубы:

$$\alpha_1 = \frac{0,28 \cdot \text{Re}_1^{0,6} \cdot \text{Pr}_g^{0,36} \left( \frac{\text{Pr}_g}{\text{Pr}_c} \right)^{0,25} \lambda_2}{D_n + 2 \cdot \delta_{c.mp}}, \quad (4.51)$$

где  $\text{Re}_1$  – число Рейнольдса для потока воды;  
 $\text{Pr}$  – число Прандтля в зависимости от температуры;  
 $v, c$  – индексы при параметре Прандтля, характеризующие определение его значения по температуре соответственно жидкости и стенки трубопровода;  
 $\lambda_2$  – коэффициент теплопроводности воды, Вт/(м · К),

$$\text{Re}_1 = \frac{V \cdot (D_n + 2 \cdot \delta_{c.mp})}{\nu_1},$$

$$\text{Pr} = 13,5 - (T - 273) \cdot 0,33, \quad (4.52)$$

$$\lambda_2 = 0,002 \cdot T + 0,01, \quad (4.53)$$

где  $V$  – результирующая скоростей течения в море и движения судна, м/с;  
 $\nu_1$  – кинематический коэффициент вязкости воды, м<sup>2</sup>/с,

$$\nu_1 = 8,6 \cdot 10^{-6} - T_0 \cdot 0,25 \cdot 10^{-7}. \quad (4.54)$$

Температура внешней стенки трубы определяется зависимостью [152]:

$$T_c = \frac{q}{\alpha_1 \cdot \pi \cdot (D_n + 2 \cdot \delta_{c.mp})} + T_0, \quad (4.55)$$

где  $q$  – удельный тепловой поток, Вт/м,

$$q = k_T \cdot (T - T_0) . \quad (4.56)$$

Из (4.55) следует, что

$$q = \alpha_1 \cdot \pi \cdot (D_n + 2 \cdot \delta_{c.m.p}) (T_c - T_0) . \quad (4.57)$$

Формулы (4.43), (4.45), (4.49), (4.50) и (4.52) – (4.54) получены авторами монографии путем линейной аппроксимации эмпирических данных [152], справедливых для следующего диапазона изменения температур:

$$T = 275 + 335 \text{ К.}$$

Относительная влажность воздуха при постоянном влагосодержании выражается зависимостью [153]:

$$\psi = \psi_0 \frac{p}{p_T} e^{5300 \left( \frac{1}{T} - \frac{1}{T_T} \right)} , \quad (4.58)$$

где  $\psi_0$ ,  $p_T$  и  $T_T$  – параметры сжатого газа на входе в воздухопровод.

Система дифференциальных уравнений (4.42), (4.44) с учетом замыкающих зависимостей (4.44) – (4.56) представляет собой математическую модель пневмосети глубоководного эрлифта.

С использованием предложенной модели разработана методика расчета параметров пневматической сети глубоководного эрлифта. В качестве начальных условий приняты параметры сжатого газа на входе в воздухопровод: при  $z = H_{cm}$ ,  $p = p_T$ ,  $T = T_T$  и  $\varphi = \varphi_0$ .

Величина  $p_T$  определяется по характеристике компрессора в зависимости от расхода воздуха.

На первом шаге итерационного процесса вычисляется значение  $\alpha_1$  по формуле (4.51) при  $T_c = T_0$ . Затем величина  $T_c$  корректируется согласно (4.55) с учетом (4.56) и (4.57). В качестве истинного значения  $\alpha_1$  выбирается его величина на шаге, при котором значение удельного теплового потока, вычисленное по формулам (4.56) и (4.57) совпадает с предварительно заданной точностью.

Для повышения эффективности численного решения задачи при выборе шага интегрирования используется правило Коллатца. Коэффициент Дарси воздухопровода в первом приближении может вычисляться согласно [153].

При установлении области возможных эксплуатационных режимов, а также решении других задач, не требующих высокой точности в расчетах, допустимо предположение об изотермичности потока сжатого газа. В данном случае уравнение (4.42) имеет аналитическое решение.

Введем следующие обозначения:

$$A_1 = \frac{16 \cdot M_z^2 \cdot k_g \cdot R \cdot T}{\pi^2 \cdot D_n^4},$$

$$A_2 = \frac{8 \cdot \lambda \cdot M_z^2 \cdot k_g \cdot R \cdot T}{\pi^2 \cdot D_n^5},$$

$$A_3 = \frac{g}{k_g \cdot R \cdot T}.$$

Разделяя переменные в (4.42) с учетом принятых обозначений, запишем

$$dp \left[ \frac{p^2 - A_1}{p(A_2 - A_3 p^3)} \right] = dz. \quad (4.59)$$

В результате интегрирования (4.59) путем разложения функции в левой части на простые дроби при условии  $z = 0, p = p_{см}$ , получим:

$$-A_4 \ln \left( \frac{p}{p_{см}} \right) - A_5 \ln \left| \frac{A_2 - A_3 p^2}{A_2 - A_3 p_{см}^2} \right| = z, \quad (4.60)$$

где

$$A_4 = \frac{A_1}{A_2},$$

$$A_5 = \frac{1}{2 \cdot A_3} \left( 1 - \frac{A_1}{A_2} A_3 \right).$$

Уравнение (4.60) выражает трансцендентную зависимость между давлениями в смесителе эрлифта и в любом сечении воздухопровода, а также расходом воздуха, входящим в (4.60) через коэффициент  $A_2$ .

Если величины давления в смесителе и требуемого расхода газа определены из гидравлического расчета эрлифтного трубопровода для заданных производительности установки и глубины разработки месторождения, то необходимое давление сжатого газа на входе в воздухопровод может быть определено из (4.60) при условии  $z = H_{см}$  и  $p = p_T$ .

Давление компрессора по отношению к  $p_T$  является давлением торможения и может быть вычислено через газодинамическую функцию с помощью соответствующих таблиц. Ввиду малых скоростей газа (3...5 м/с) компрессорное давление будет незначительно отличаться от  $p_T$ .

Характеристика компрессора любого типа с достаточной степенью точности описывается уравнением:

$$p = p_0 + A_1 \cdot Q_{z.0} + A_2 \cdot Q_{z.0}^2, \quad (4.61)$$

где  $p_0$ ,  $A_1$  и  $A_2$  – эмпирические коэффициенты;

$Q_{z.0}$  – расход воздуха при нормальных условиях, м<sup>3</sup>/мин.

Таким образом, уравнения (4.1) – (4.6), (4.18) – (4.23) и (4.42), (4.44), (4.61) совместно с соответствующими замыкающими эмпирическими зависимостями образуют комплексную математическую модель ГЭГ, описывающую подводный, подъемный и пневматический трубопроводы, а также источник сжатого воздуха как единую систему.

На рис. 4.5 для базового варианта ГЭГ построены характеристика компрессора, характеристика эрлифта как потребителя сжатого воздуха, приведенная к компрессору, характеристика эрлифта, приведенная к смесителю и характеристика пневмосети (соответствующие кривые 1, 2, 3 и 4). Характеристика пневмопровода глубоководного эрлифта имеет отрицательную геодезическую высоту и способствует при фиксированном местоположении смесителя снижению потребного давления компрессора.

С другой стороны, при фиксированном давлении компрессора можно увеличить глубину погружения смесителя за счет дополнительного давления, обусловленного весом столба сжатого воздуха в пневмопроводе. Очевидно, что в таком пневмопроводе реализуется течение с замедлением, поэтому с увеличением протяженности пневмосети ее к.п.д. возрастает, что положительно сказывается на к.п.д. всей установки и должно учитываться при выборе рациональных параметров.

Кроме того, из-за ограниченности номенклатуры компрессоров высокого давления требуемой производительности маловероятна возможность выбора агрегата, обеспечивающего без регулирования рациональные параметры воздуха у смесителя.

В результате параметры рационального режима работы эрлифта, как правило, не оказываются таковыми для установки в целом (эрлифт и пневмосистема). Поэтому при проектировании ГЭГ целесообразно применять системный подход, учитывающий взаимное влияние основных элементов установки, а в качестве критерия оптимизации по энергозатратам использовать мощность на валу компрессоров или удельную изотермическую мощность потока сжатого воздуха на входе в пневмопровод:

$$N_2 = p_a \cdot Q_{z.0} \cdot \ln \frac{p_k}{p_a} \frac{1}{M_T}, \quad (4.62)$$

где  $p_k$  – давление компрессора, Па.

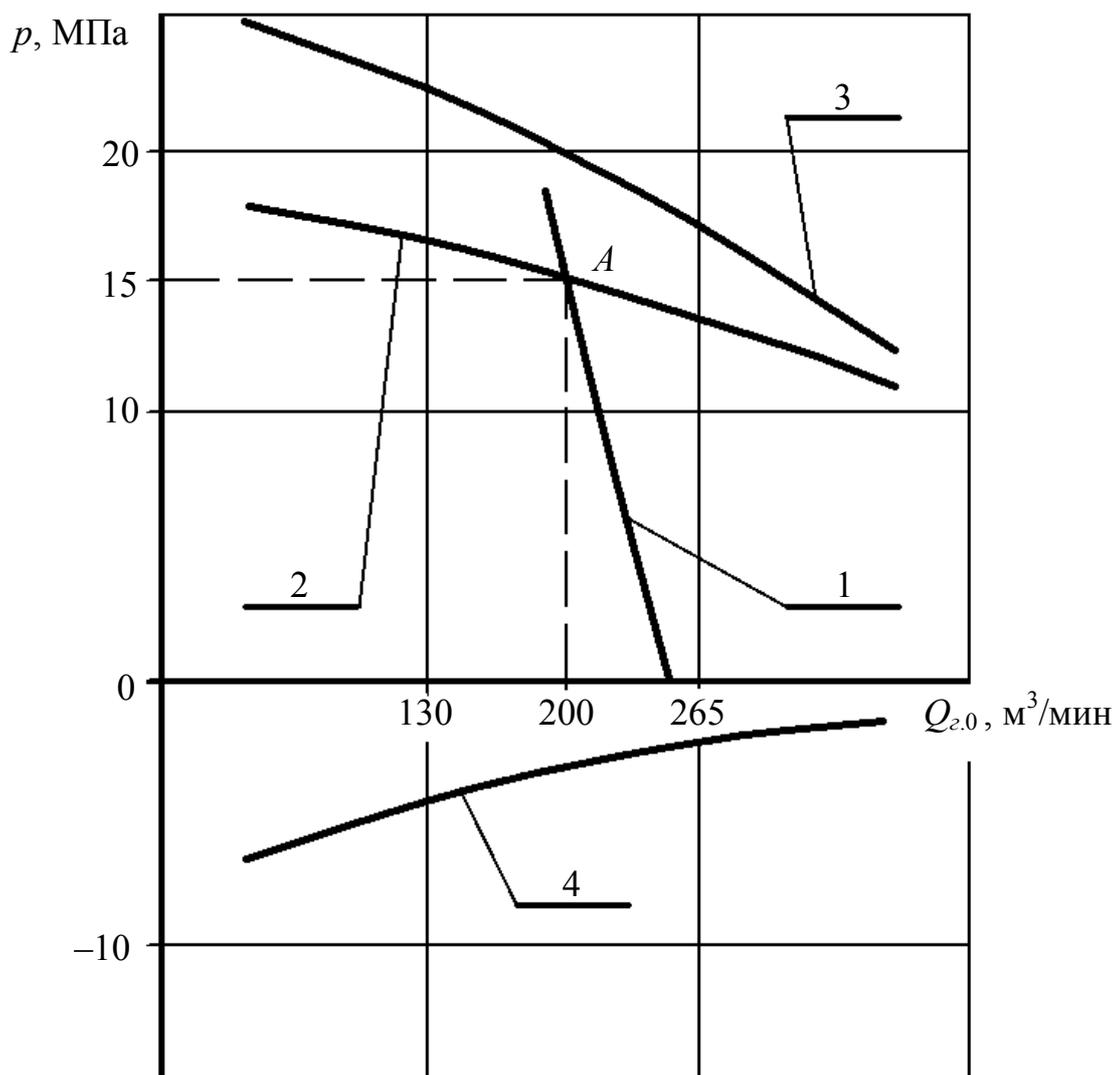


Рисунок 4.5 – Влияние характеристики пневмосети на параметры рабочего режима базового варианта ГЭГ

#### 4.4 Укрупненный алгоритм метода расчета глубоководного эрлифтного гидроподъема твердого материала

Разработанный проф. Кириченко Е.А. метод расчета параметров ГЭГ с учетом характеристик питающей пневмосистемы и деформации транспортного трубопровода в толще морской воды изложен в работах [138, 137, 2]. Достоинствами данного метода являются учет влияния растворимости воздуха, наличия одновременно существующих в подъемном трубопроводе основных структур течения трехфазного потока, возможности захлебывания потока и запираания подъемного трубопровода на расходные и энергетические параметры гидроподъема. Данный метод ориентирован на транспортирование мелких и средних частиц, т.е. по умолчанию предполагает эффективную работу дробилок в донном блоке. Однако в связи с низкой надежностью оборудования, работающего на больших глубинах, это едва ли является неоспоримым фактом. В этом случае гидроподъемы будут транспортировать гидросмеси полидисперсного

состава твердого материала, включающие крупные тяжелые частицы, что неизбежно отразится на эксплуатационных параметрах ГЭГ. В нижеприведенном материале, ввиду ограниченного объема монографии, акцентируется внимание на вносимые в указанный метод основные изменения при расчете параметров гетерогенного потока в транспортном трубопроводе морского эрлифта, обусловленные особенностями транспортирования крупных тяжелых частиц.

Во втором и третьем разделах монографии выявлено снижение фазовой скорости частиц вначале снарядной структуры течения, что указывает на возможность циклического движения твердых частиц и роста объемов аккумулированного в потоке твердого материала. Поэтому основным отличием метода является то, что параллельно с вычислениями параметров снарядного потока в подъемном трубопроводе ведется проверка соблюдения заданного расхода твердой фазы по длине ССТ. Расчет предусматривает определение фазовой скорости частиц вдоль снарядного потока, что при рассмотрении группы частиц позволяет отслеживать изменение текущего значения концентрации твердой фазы. Текущие величины расхода твердого материала определяются на основании получаемых значений его концентрации в потоке и результирующей скорости частиц.

Вопрос выбора материала для изготовления подъемного и подводящего трубопроводов глубоководного эрлифта еще окончательно не решен. Поэтому в настоящее время допустимо рассматривать различные конструкции этих трубопроводов, в том числе и принципиально отличающиеся от формы, выбранной специалистами ВНИПИ «Океанмаш» в конце прошлого столетия на основании прочностных расчетов. В пользу данного предположения также свидетельствуют современные разработки новых конструкционных материалов, а также возможность регулирования напряжений в материале транспортного трубопровода за счет размещения на трубном ставе дополнительных поплавков и др. разгрузочных устройств.

В нижеприведенном варианте разработанного авторами монографии метода расчета эрлифтного гидроподъема горной массы рассмотрен случай подъемного и подводящего трубопроводов с постоянным диаметром. Под спецификой транспортирования твердого материала в глубоководном эрлифте понимается ряд обстоятельств, обусловленных замедлением подъема частиц в воздушных снарядах, аккумуляцией твердой фазы на участке ССТ и др. Укрупненный алгоритм метода приведен на рис. 4.6 и состоит в следующем:

1. Задаются исходные данные (блок 1), включающие:

– глубину разработки месторождения твердых полезных ископаемых  $H_p$ , глубину погружения смесителя  $H_{см}$ , высоту подъема трехфазной смеси над поверхностью водного бассейна  $H_0$ ;

– физические характеристики воды, воздуха и подлежащего подъему твердого материала;

– массовый расход твердого материала  $M_T$  в эрлифтном гидроподъеме и объемную расходную концентрацию твердой фазы  $\varphi_T$  в потоке пульпы подводящего трубопровода.

2. Определяется объемный расход пульпы  $Q_3$  и для различных диаметров подводящего трубопровода  $D_{подв}$  на основании разработанного математического обеспечения (4.12) – (4.17) определяются значения транспортирующей скорости пульпы  $V_n$  (блок 2).

3. На основании полученных результатов выбирается диаметр подводящего трубопровода, обеспечивающий минимальную транспортирующую скорость пульпы (блок 3).

4. Для подводящего трубопровода с выбранным в пункте 3 диаметром определяются на основании выражения (4.17) давление в смесителе  $p_{см}$  (блок 4).

5. Принимается диаметр подъемного трубопровода равным диаметру подводящего трубопровода  $D_3 = D_{подв}$  (блок 5).

6. Задается значение массового расхода воздуха  $M_2$  (блок 5).

7. Выполняется расчет параметров восходящего трехфазного потока в подъемном трубопроводе с учетом специфики транспортирования твердого материала (блок 6).

7.1. В случае вычислений параметров снарядной структуры течения на каждом расчетном шаге с использованием получаемых значений концентрации твердого материала и фазовой скорости частиц вычисляется текущее значение массового расхода твердой фазы  $M_{Tp}$ .

7.2. В процессе расчета параметров трехфазного потока в подъемном трубопроводе проверяется соблюдение обеспечения заданного расхода твердого материала  $M_T$  по всей длине подъемного трубопровода  $M_{Tp} = M_T$ . В случае невыполнения данного условия увеличивается значение массового расхода воздуха  $M_2$  с последующим переходом выполнения алгоритма к пункту 7.

7.3. Определяются давление в выходном сечении подъемного трубопровода  $p_{вых}$ , а также периоды движения частиц твердой фазы потока в пузырьковой, снарядной, кольцевой и дисперсной структурах течения (блок 6).

8. Сравнивается полученное расчетное значение давления в выходном сечении подъемного трубопровода  $p_{вых}$  с атмосферным  $p_a$  и в случае их несоответствия изменяется значение массового расхода воздуха  $M_2$  с последующим переходом выполнения алгоритма к пункту 7 (блоки 7, 8).

9. На основании уравнений (4.41) – (4.62) с использованием значений давления в смесителе и массового расхода воздуха определяется распределение давления по длине пневмопровода (блок 9).

10. С учетом значения давления во входном сечении пневмопровода выбирается компрессор (блок 9).

11. Определяются удельная энергоемкость и к.п.д. эрлифтного гидropодъема (блок 10) [137].

В расчетах параметров потока при пузырьковой, кольцевой и дисперсной структурах течения изменение скорости твердого материала определяется характером изменения скорости транспортирующей его фазы, что дает возможность определения периодов движения твердых частиц в данных структурах.

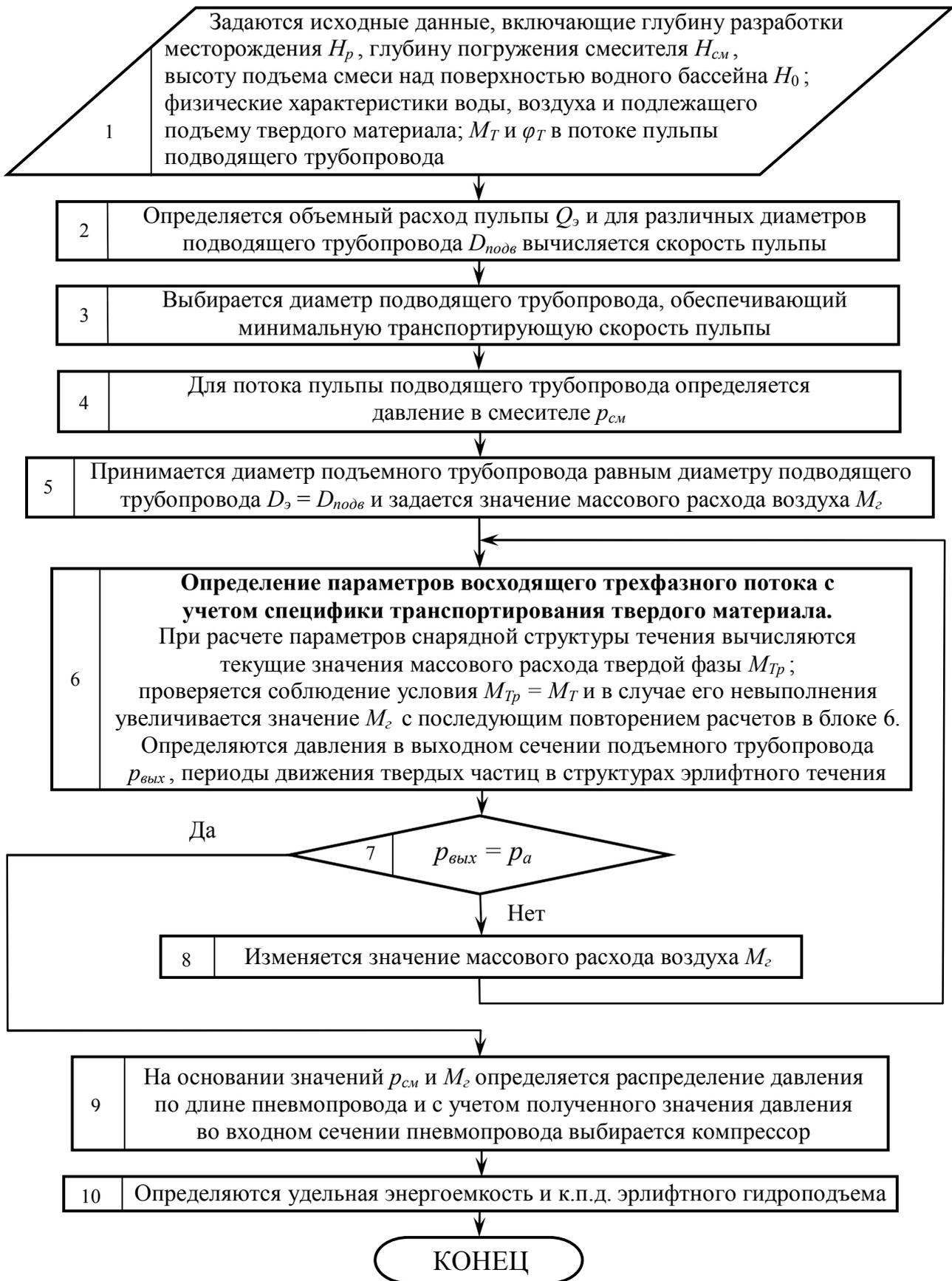


Рисунок 4.6 – Блок-схема укрупненного метода расчета эрлифтного гидроподъема горной массы

Разработанный метод расчета эрлифтного гидроподъема горной массы с учетом специфики транспортирования твердого материала позволяет определить рациональные параметры ГЭГ путем выполнения вычислений по приведенному на рис. 4.6 алгоритму для различных значений объемной расходной концентрации твердой фазы в потоке пульпы подводящего трубопровода  $\varphi_T$  и постоянстве  $M_T$  с последующим выбором значений массового расхода воздуха  $M_z$ ,  $\varphi_T$ , а также диаметров подъемного  $D_s$  и подводящего  $D_{подв}$  трубопроводов, соответствующих максимальному к.п.д. гидроподъема.

Для установления возможности дальнейшего использования разработанного метода необходима проверка достоверности получаемых в соответствии с ним результатов.

Известны данные экспериментальных исследований эрлифтного гидроподъема гравия с частицами диаметром  $d_T = 0,005$  м и плотностью  $\rho_T = 2575$  кг/м<sup>3</sup>, а также бурого угля с фракциями  $d_T = 0,05$  м и  $\rho_T = 1143$  кг/м<sup>3</sup>, полученные на карьере «Рейнского буроугольного акционерного общества». Конструкция экспериментальной эрлифтной установки предусматривала постоянство и равенство диаметров подъемного и подводящего трубопроводов, а также возможность варьирования глубиной погружения смесителя в диапазоне 42...248 м. Диаметр подъемного подводящего трубопроводов составлял 0,3 м, а суммарная длина этих трубопроводов достигала до 451,3 м [124]. Приведенные в описании экспериментов значения расходов воздуха и твердого материала при разных конструктивных параметрах гидроподъемов позволяют проверить адекватность разработанного математического обеспечения и в случае необходимости скорректировать его.

В табл. 4.1 приведены данные относительно глубины погружения смесителя эрлифта  $H_{см}$ , длины подводящего трубопровода  $L_n$ , высоты подъема пульпы над поверхностью воды  $H_0$ , а также результаты полученных экспериментальных значений объемного расхода воздуха при атмосферном давлении  $Q_{z.0}$ , объемной расходной концентрации твердой фазы в пульпе  $\varphi_{T.э}$ , объемных расходов твердой фазы  $Q_T$  и воды  $Q_{ж}$  в подъемном трубопроводе. Кроме экспериментальных данных отображены и полученные расчетным путем с учетом динамики твердых частиц при снарядной структуре течения значения объемного расхода воды  $Q_{ж.р}$  и объемной расходной концентрации твердого в пульпе  $\varphi_{T.р}$ .

Максимальное расхождение результатов расчета объемной расходной концентрации твердой фазы в потоке подъемного трубопровода эрлифта с соответствующими экспериментальными данными не превышает 21 %. Следовательно, результаты вычислений на основании разработанного метода расчета эрлифтного гидроподъема горной массы с учетом специфики транспортирования твердого материала удовлетворяют требованиям к инженерной точности расчетов параметров процессов подобного рода.

Принятие при определении параметров эрлифтного гидроподъема ПМК хорошо обтекаемой шарообразной формы твердых частиц обеспечивает устойчивость гидроподъема с запасом.

Таблица 4.1

Экспериментальные данные и результаты расчетов эрлифтного гидроподъема дисперсного твердого материала

Поднимаемая среда	Конструктивные размеры				Расходные параметры					
	$H_{см}$	$L_n$	$H_0$	$\alpha = \frac{h}{h+H}$	$Q_{3,0}^{\varepsilon}, \frac{M^3}{C}$	$\varphi_{T,3}, \%$	$Q_T, \frac{M^3}{C}$	$Q_{ж}, \frac{M^3}{C}$	$Q_{ж,p}, \frac{M^3}{C}$	$\varphi_{T,p}, \%$
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Гравий $\rho_T = 2575$ кг/м <sup>3</sup> , $d_T = 5$ мм	171	101	7,0	0,961	0,187	1,12	0,002	0,177	0,211	0,928
	174	101	7,0	0,961	0,256	2,30	0,0045	0,191	0,225	1,820
	177	101	7,0	0,962	0,384	3,40	0,0057	0,162	0,196	2,762
	180	101	7,0	0,963	0,405	3,93	0,0095	0,232	0,278	3,221
	186	101	7,0	0,964	0,260	1,91	0,0038	0,195	0,234	1,561
	216	101	7,0	0,969	0,249	2,18	0,0039	0,175	0,207	1,806
	218	101	6,9	0,969	0,397	4,04	0,0083	0,197	0,235	3,329
	222	101	6,9	0,970	0,329	3,69	0,0077	0,201	0,239	3,046
	225	101	6,9	0,970	0,240	2,50	0,0041	0,160	0,193	2,030
	69	290	6,6	0,913	0,570	2,05	0,004	0,191	0,227	1,689
111	290	6,6	0,944	0,374	4,32	0,0056	0,124	0,149	3,533	

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
	152	290	7,7	0,952	0,262	1,52	0,0026	0,169	0,199	1,259
	104	341	6,3	0,943	0,544	3,25	0,0053	0,158	0,190	2,645
	246	197	6,8	0,973	0,510	4,47	0,00935	0,200	0,239	3,670
	246	197	7,3	0,971	0,367	2,57	0,0054	0,205	0,247	2,088
	42	6,2	7,2	0,854	0,575	4,74	0,0127	0,255	0,304	3,915
	42	6,2	7,2	0,854	0,390	2,67	0,0068	0,248	0,297	2,186
	42	6,2	7,2	0,854	0,233	2,70	0,00535	0,193	0,231	2,206
	103	341	7,0	0,936	0,584	6,04	0,0169	0,263	0,319	4,909
	103	341	7,0	0,936	0,713	7,47	0,0201	0,249	0,301	6,110
	103	341	7,0	0,936	0,412	4,76	0,0116	0,232	0,277	3,924
	153	290	6,8	0,957	0,691	8,60	0,0254	0,270	0,329	6,998
	146	296	7,3	0,952	0,527	7,75	0,0211	0,251	0,305	6,315
	245	197	7,4	0,971	0,505	5,42	0,0157	0,274	0,332	4,411
	245	197	7,3	0,971	0,497	4,67	0,0147	0,300	0,365	3,776
	245	197	7,3	0,971	0,388	4,67	0,0127	0,259	0,314	3,771

Бурый уголь  
 $\rho_T = 1143$   
 кг/м<sup>3</sup>,  
 $d_T = 50$  мм

Таким образом, разработанный авторами монографии метод расчета эрлифтного гидроподъема горной массы позволяет определить эффективность гидроподъема не по расходу подаваемого в подводящий трубопровод твердого материала, а по выходу твердой фазы смеси из подъемного трубопровода, т.е. по фактической производительности установки по минеральному сырью.

## 5 ИССЛЕДОВАНИЯ КВАЗИСТАЦИОНАРНЫХ РЕЖИМОВ РАБОТЫ ГЛУБОКОВОДНЫХ ЭРЛИФТОВ

### 5.1 Исследование рабочих режимов морских эрлифтов с постоянным диаметром транспортного трубопровода

#### 5.1.1 Характерные случаи движения частиц в снаряжном потоке подъемного трубопровода

На основании разработанного в предыдущем разделе метода расчета эрлифтного гидроподъема (рис. 4.6) и соответствующего программного обеспечения выполнены исследования транспортирования твердых частиц при снаряженной структуре течения в условиях глубоководного эрлифтного гидроподъема с постоянным диаметром подъемного трубопровода [142]. В расчетах рассматривались варианты гидроподъема различных моодисперсных составов твердых частиц. Для приближения полученных результатов к промышленным установкам производительность по сухому минеральному сырью принята 77,8 кг/с (1000000 т/год), а изменение плотности твердых частиц выбрано в наиболее характерном для полезных ископаемых подводных месторождений диапазоне 1400...2500 кг/м<sup>3</sup> [2]. Размеры частиц варьировались в диапазоне 0,001...0,15 м. Плотность частиц в каждом рассматриваемом моодисперсном составе твердого материала считалась постоянной. Диаметры подводящего и подъемного трубопроводов в данных расчетах составляли  $D_{подв} = D_э = 0,46$  м. Результаты расчетов выборочно приводятся ниже.

На рис. 5.1 приведены зависимости изменения абсолютных скоростей твердой, жидкой и газовой фаз (соответствующие кривые 1, 2 и 3) по протяженности подъемного трубопровода ГЭГ при транспортировании ПМК диаметром 0,07 м и плотностью 2450 кг/м<sup>3</sup>, а также глубине погружения смесителя 1900 м. Глубина разработки месторождения соответствует 6000 м. Зонами I, II, III, IV обозначены соответственно участки пузырьковой, снаряженной, кольцевой и дисперсной структур течения. По протяженности пузырьковой и снаряженной структур течения скорость жидкости превышает скорость твердых частиц. Для кольцевой структуры течения существенное расширение воздуха влечет транспортирование основной части твердого материала в объеме газовой фазы, движущейся непрерывным потоком в центральной части трубопровода. В результате скорость твердых частиц в газовой фазе превышает скорость сосредоточенной у стенок подъемного трубопровода жидкости, что объясняется возрастанием скорости газа относительно жидкой фазы. В дисперсной структуре течения скорость жидкостных капель снова превышает скорость частиц.

Результаты расчетов для случаев гидроподъема полиметаллических конкреций диаметром 0,047 м и плотностью 2100 кг/м<sup>3</sup> с глубины 4000 м, а также ПМК диаметром 0,009 м и плотностью 1940 кг/м<sup>3</sup> с глубины 3500 м приведены на рис. 5.2 (а) и рис. 5.2 (б), соответственно. Глубина погружения смесителя для этих вариантов гидроподъема составляет 1900 м. На рис. 5.2 кривыми 1, 2 и 3 отображены соответственно зависимости скоростей твердых частиц,

жидкости и воздуха по длине подъемного трубопровода. Для данных условий дисперсная структура течения в верхней части подъемного трубопровода не реализуется. Из графиков следует, что в случае транспортирования мелких частиц на участке снарядной структуры течения скорость твердой фазы возрастает с характером изменения скорости жидкости.

На рис. 5.1 и рис. 5.2 (а) в области начала снарядной структуры течения наблюдается снижение скорости твердых частиц. При этом с увеличением крупности и плотности частиц, отличие характеров изменений скоростей твердой и жидкой фаз на участке понижения транспортирующей способности снарядного потока усиливается.

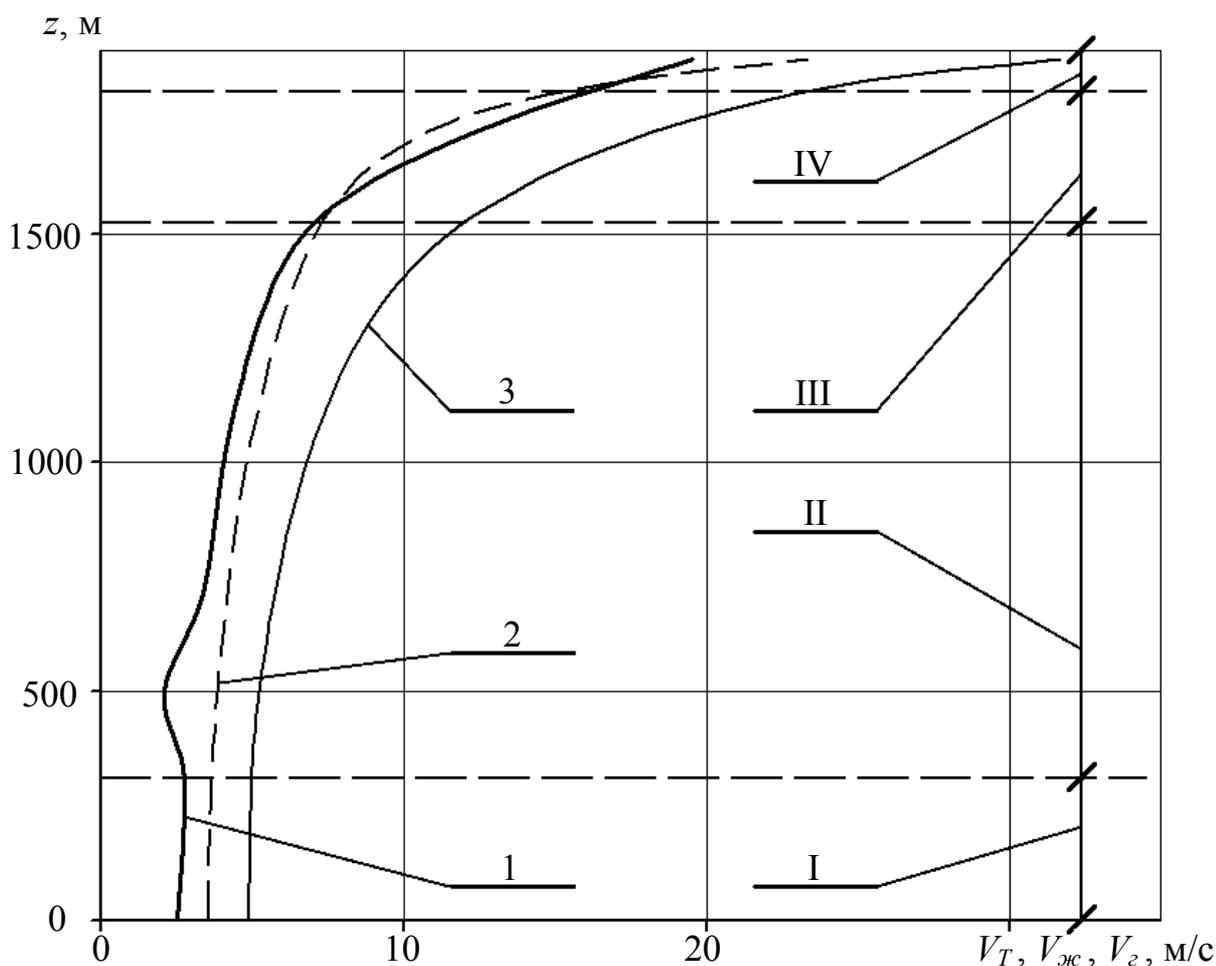


Рисунок 5.1 – Зависимости изменения скоростей твердой, жидкой и газовой фаз по длине подъемного трубопровода ГЭГ

В расчетах максимальные значения скоростей и амплитуд восходящего движения твердых частиц в пределах всех связок достигались на выходах из жидкостных пробок и сильно зависели от плотности частиц и в меньшей степени от их размера. Наименьшие значения скоростей и максимальные значения амплитуд нисходящего (противоточного) движения частиц в пределах всех связок отмечались на выходах из газовых снарядов и сильно зависели как от плотности, так и от размера частиц.

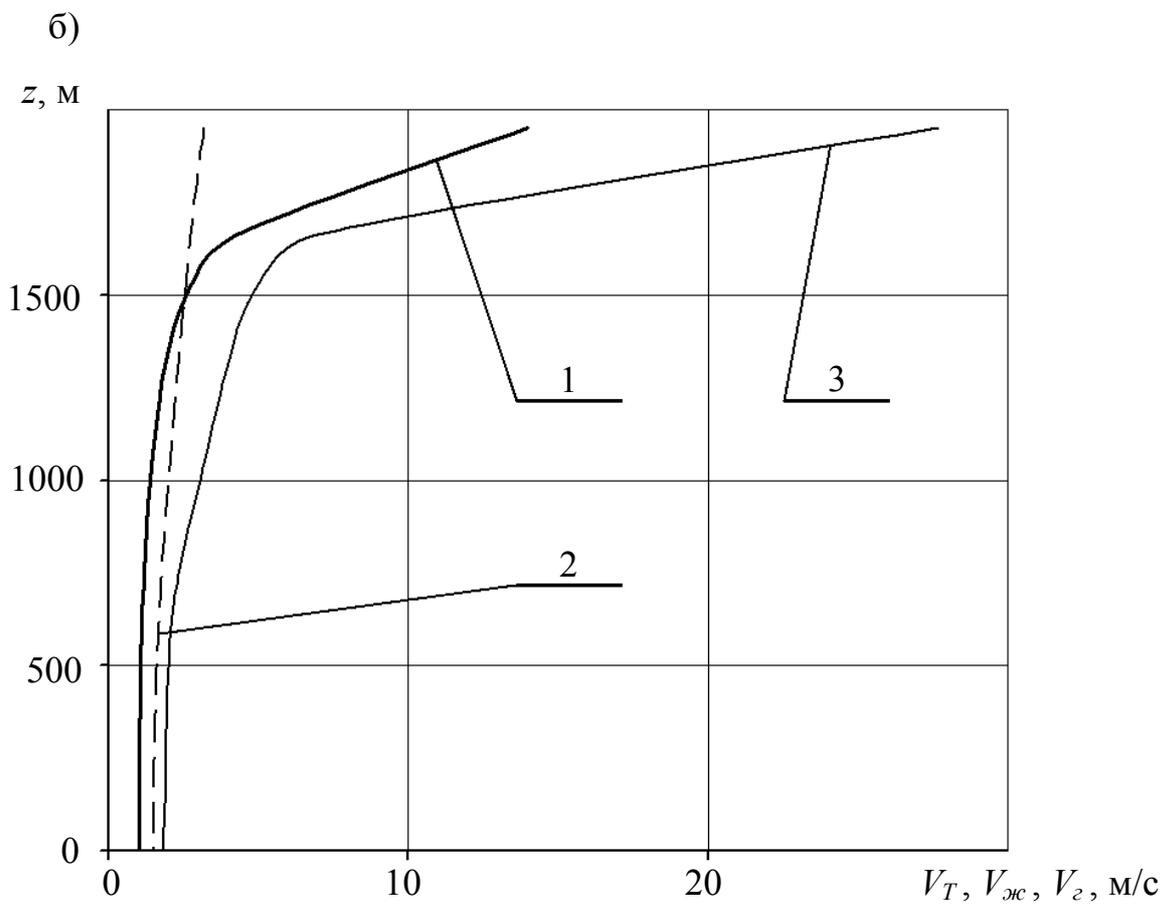
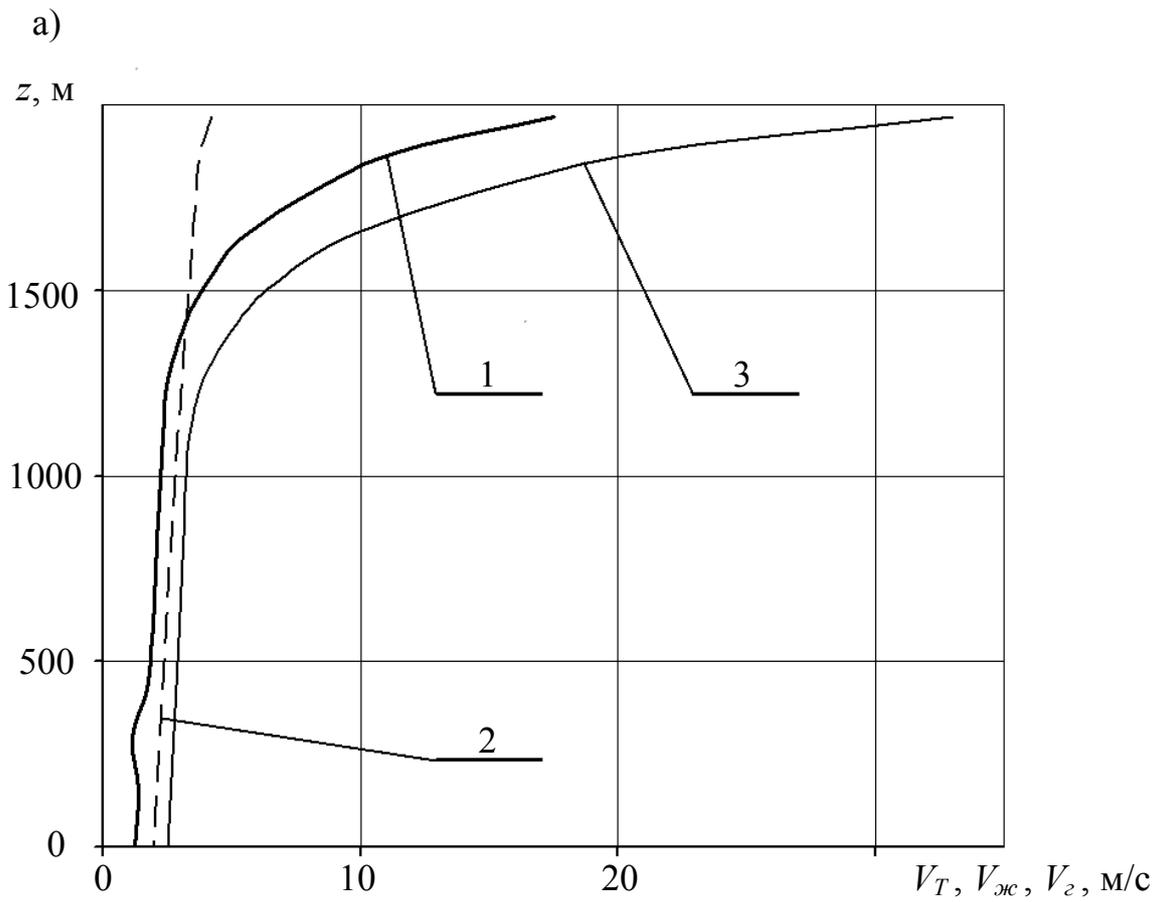


Рисунок 5.2 – Зависимости изменения скоростей фаз по длине подъемного трубопровода для различных глубин разработки и характеристик частиц

Ниже описаны наиболее типичные результаты моделирования, полученные при исследовании транспортирования монодисперсных составов частиц шарообразной формы с постоянной плотностью  $\rho_T = 2200 \text{ кг/м}^3$  [142].

Вследствие возрастания объемов газовых снарядов длины связок в направлении движения многофазного потока увеличивались от 0,65...0,8 м до 5...6,5 м.

Частицы диаметром  $d_T = 0,001$  м имели положительную фазовую скорость по всей протяженности ССТ и поднимались непрерывно практически со скоростью транспортирующей (несущей) среды.

Частицы размером  $d_T = 0,004$  м имели положительную фазовую скорость по длине снарядного потока и транспортировались вверх скачкообразно, ускоряясь в жидкостных пробках и замедляясь в газовых снарядах.

Частицы крупностью  $d_T = 0,03$  м имели положительную фазовую скорость и транспортировались вверх скачкообразно, ускоряясь в жидкостных пробках и практически останавливаясь в газовых снарядах вблизи области с наименьшей транспортирующей способностью снарядного потока.

Частицы диаметром  $d_T = 0,05$  м имели положительную фазовую скорость и двигались циклически (число циклов 85) с ускорением подъема в жидкостных пробках и равномерным нисходящим движением малых амплитуд в газовых снарядах вблизи области с минимальной транспортирующей способностью снарядного потока, расположенной на расстоянии 760 м от смесителя.

Частицы размером  $d_T = 0,1$  м имели положительную фазовую скорость и двигались циклически (число циклов 128) с равномерным подъемом в жидкостных пробках и ускоренным нисходящим движением малых амплитуд в газовых снарядах во время прохождения области с минимальной транспортирующей способностью снарядного потока, удаленной от смесителя на 540 м.

Условное поперечное сечение трубопровода, в котором фазовая скорость твердых частиц с одинаковыми физико-механическими характеристиками имеет нулевое значение, можно охарактеризовать как критическое сечение для данных частиц. Наряду с отсчитываемой от смесителя эрлифта координатой критического сечения в расчетах более удобно рассматривать расстояние от первого газового снаряда до критического сечения без учета длины пузырьковой структуры. При этом расстояние от первого газового снаряда до критического сечения можно охарактеризовать как критический путь частицы.

Частицы крупностью  $d_T = 0,12$  м имели нулевую фазовую скорость, двигаясь с замедлением подъема в жидкостных пробках и ускоренным нисходящим движением средней амплитуды в газовых снарядах, и не поднимались выше 490 м от смесителя (уровень критического сечения для данных частиц).

Частицы диаметром  $d_T = 0,15$  м совершали циклическое движение, характеризующееся замедленным подъемом в жидкостных пробках и ускоренным нисходящим движением в газовых снарядах, а также не поднимались выше критического сечения, находящегося на расстоянии 445 м от смесителя (фазовая скорость частиц отрицательна). Следовательно, перед подачей в подводный трубопровод глубоководного эрлифта такой твердый материал должен быть подвергнут предварительному дроблению.

Приведенные результаты расчетов показывают, что изменение скорости подъема твердых частиц в снарядном потоке в зависимости от их крупности и плотности может носить непрерывный, скачкообразный или циклический характер. Частицы с непрерывным и скачкообразным характером изменения скорости подъема осуществляют восходящее движение в жидкостных пробках, а также соответственно замедление и останов подъема в газовых снарядах. Частицы с циклическим характером изменения скорости подъема совершают восходящее движение в жидкостных пробках и нисходящее движение в газовых снарядах. Поэтому с практической точки зрения, исследованные классы частиц по типу движения при снарядной структуре течения целесообразно объединить в три группы [142]:

- 1) мелкие частицы диаметром до 0,004...0,005 м, осуществляющие непрерывный подъем в жидкостных пробках и газовых снарядах;
- 2) средние частицы диаметром до 0,02...0,03 м, движущиеся скачкообразно с замедлением подъема или почти остановкой в газовых снарядах;
- 3) крупные частицы диаметром до 0,5...0,12 м, совершающие циклическое движение с нисходящей фазой в газовых снарядах.

В выполненных расчетах использовались полученные для потоков газожидкостных смесей без наличия в них твердой фазы критерии устойчивости структур течения [137], а также аппроксимации зависимостей коэффициента лобового сопротивления частиц от числа Рейнольдса. Кроме того, не учитывались химические свойства, полидисперсность состава частиц, взаимодействие частиц между собой и со стенками подъемного трубопровода и т.д. Поэтому полученные результаты носят приближенный характер.

В эрлифтном гидроподъеме при увеличении крупности фракций транспортируемого твердого материала свыше размеров частиц, имеющих критическое сечение в области минимальной транспортирующей способности снарядного потока, расстояние от смесителя до зоны срыва подъема частиц уменьшается.

Местонахождение критического сечения зависит от кинематических и динамических характеристик снарядного течения (размеров и скоростей жидкостных пробок; размеров, скоростей и плотностей газовых снарядов; тяговой силы эрлифта; конструктивных параметров и т.д.), а также физических характеристик твердых частиц (плотности, крупности и формы) [142]. Твердые частицы совершают различное число циклов по высоте подъемного трубопровода, зависящее от параметров частиц (подъемное движение в жидкостной пробке и замедление, а, возможно, останов или нисходящее движение в газовом снаряде). Следовательно, твердые частицы могут находиться в одном и том же сечении трубопровода в различные моменты времени (нестационарные и полифуркационные режимы транспортирования [2]). Указанные особенности присущи только снарядной структуре течения. Именно в области критического сечения амплитуды подъема твердых частиц жидкостными пробками нивелируются амплитудами нисходящих фаз их движения в газовых снарядах. Определяющее влияние на характер движения частиц оказывают их крупность и плотность. Поэтому

наиболее крупные тяжелые частицы могут вообще не подниматься выше данной области, несмотря на повышение расхода подаваемого в смеситель эрлифта воздуха и должны быть подвергнуты предварительному дроблению.

Из вышеизложенного следует, что замедление подъема твердой фазы в газовых снарядах представляет опасность срыва транспортирования твердых частиц, обуславливающим расходом питающей эрлифт пневматической энергии только на подъем воды. Из анализа процессов транспортирования частиц разных групп можно сделать следующие заключения.

Расчет параметров снарядной структуры течения при транспортировании мелких частиц может быть выполнен в соответствии с известными методами Полярского, Хазитеодороу, Е.А. Кириченко [125, 126, 137], предполагающими непрерывное увеличение скоростей твердых частиц с ростом скорости транспортирующей их среды по всей длине подъемного трубопровода ГЭГ («непрерывные» модели).

Сложный скачкообразный характер движения выделенных во вторую группу твердых частиц средних размеров может быть также описан более простой непрерывной моделью с использованием осредненной скорости частиц в пределах связки – газовом снаряде и следующей за ним жидкостной пробке. При этом процедуру осреднения скорости частиц целесообразно сводить к детерминированному уменьшению их скорости в жидкостных пробках с учетом замедления подъема (вплоть до останова) в газовых снарядах.

Определение параметров транспортирования снарядным потоком совершающих противоточное движение в газовых снарядах крупных тяжелых частиц представляет наибольшую сложность и должно выполняться с использованием разработанной численно-аналитической модели (блок-схема расчета приведена на рис. 4.2-4.4). Результаты моделирования рабочего процесса глубоководного эрлифтного гидроподъема при различных физико-механических характеристиках транспортируемых твердых частиц свидетельствуют о том, что на параметры гидроподъема динамика частиц наиболее существенное влияние оказывает на участке от начала снарядного потока до области его наименьшей транспортирующей способности. Поэтому для упрощения расчетов разработан «метод критического сечения» [142], позволяющий существенно сократить время вычислительного процесса без снижения точности полученных результатов. С целью сокращения объема расчетов можно ограничиться вычислением фазовой скорости частиц на расстоянии от зоны возникновения снарядной структуры течения до верхней границы участка снижения транспортирующей способности снарядного потока, а не по всей протяженности ССТ в подъемном трубопроводе ГЭГ.

Таким образом, традиционное представление об аналогии изменений скоростей твердого материала и транспортирующей его среды вдоль восходящего снарядного потока, в ряде случаев (для крупных тяжелых частиц с хорошо обтекаемой аэродинамической формой) противоречит физике исследуемого процесса и является принципиальной ошибкой. На практике это может привести к непредвиденному срыву устойчивого транспортирования твердой фазы.

## 5.1.2 Исследование влияния специфики транспортирования крупных тяжелых частиц на энергетические параметры гидроподъема

Широкое распространение эрлифты получили на шахтах. Авторы монографии считают, что традиционный расчет к.п.д. эрлифта не может использоваться при исследовании режимов работы морских эрлифтов, основное предназначение которых заключается в подъеме горной массы. В рамках расчета к.п.д. шахтных эрлифтных установок к полезной мощности принято относить гидравлическую мощность, затрачиваемую на подъем воды вместе с твердым материалом от поверхности водного бассейна до выходного сечения подъемного трубопровода. Наряду с этим снижение расхода твердой фазы по протяженности снарядной структуры в значительной степени влияет на производительность гидроподъема по твердому материалу, но несущественно изменяет расход пульпы. Следовательно, отображающий эффективность шахтных эрлифтов параметр к.п.д., который можно охарактеризовать как «к.п.д. по пульпе», является неинформативной характеристикой ГЭГ. В связи с этим расчет к.п.д. морских эрлифтов целесообразно основывать на определении полезной мощности, затрачиваемой на подъем твердого материала от нижнего сечения подводящего трубопровода до верхнего сечения этого трубопровода, исходя из расхода твердой фазы в верхнем сечении подъемного трубопровода, а также без учета поднимаемой воды. Данный параметр к.п.д. морских эрлифтов можно охарактеризовать как «к.п.д. по твердому материалу» [137], а для вычисления его величины предлагается следующая формула:

$$\eta_{э.Г} = \frac{N_{н.Г}}{N_г},$$

где  $N_{н.Г}$  – гидравлическая мощность потока твердого материала;

$N_г$  – изотермическая мощность подводимого к смесителю потока сжатого воздуха,

$$N_{н.Г} = Q_T \cdot g \cdot [(\rho_T - \rho_{жс}) \cdot H_p + \rho_T \cdot H_0],$$

$$N_г = Q_{г.0} \cdot p_a \cdot \ln \frac{p_{см} + p_a}{p_a},$$

где  $Q_T$  – объемный расход твердой фазы смеси на выходе из подъемного трубопровода, м<sup>3</sup>/с;

$\rho_T$  – плотность твердой фазы смеси, кг/м<sup>3</sup>;

$\rho_{жс}$  – плотность воды, кг/м<sup>3</sup>.

Значение «к.п.д. по пульпе» эрлифтного гидроподъема твердого материала будет неточно отображать эффективность его работы и превышать соответствующее значение «к.п.д. по твердому материалу». Кроме того, значение «к.п.д. по твердому материалу» также будет завышенным относительно фактического его значения, ввиду не учета потери полной энергии из-за

циклического (восходяще-нисходящего) характера движения твердых частиц, а также потерь кинетической энергии, связанной с взаимодействием частиц между собой и со стенками трубопровода.

Исследуем влияние силового взаимодействия твердых частиц с газовыми снарядами на основные расходные, энергетические и конструктивные параметры глубоководного эрлифтного гидроподъема с постоянным диаметром подъемного трубопровода. Расчеты выполнены с учетом и без учета специфики транспортирования твердого материала для условий базового варианта ГЭГ, соответствующих массовому расходу твердого материала  $M_T = 7,78$  кг/с и глубине разработки месторождения  $H_p = 6000$  м [154]. Вычисления параметров ГЭГ с учетом специфики транспортирования твердого материала проводились на основании приведенного на рис. 4.6 алгоритма. При этом в блоке 5 данного алгоритма диаметр подъемного трубопровода задавался, а не принимался равным диаметру подводящего трубопровода. Определение параметров потока подъемного трубопровода ГЭГ без учета особенностей транспортирования крупных тяжелых частиц осуществлялось только на основании разработанной проф. Кириченко Е.А. решаемой численным методом полуэмпирической модели двухфазного пульповоздушного потока (4.18) – (4.40). Физико-механические параметры частиц приняты идентичными соответствующим характеристикам ПМК Аравийского месторождения Индийского океана [2]. Возможность агломерации твердого материала в подъемном трубопроводе ГЭГ, а также взаимодействие частиц между собой и со стенками трубопроводов в рамках данных исследований не рассматривались. Плотность морской воды и высота подъема твердого материала над поверхностью водного бассейна приняты соответственно  $\rho_{жс} = 1028$  кг/м<sup>3</sup> и  $H_0 = 20$  м. Расчеты выполнены для базового варианта ГЭГ с постоянным диаметром подъемного трубопровода  $D_s = 0,22$  м для случая транспортирования ПМК диаметром  $d_T = 0,05$  м.

Вычисления производились при помощи разработанной авторами монографии компьютерной программы. Программа написана на языке C++ с использованием нескольких кросс-платформенных математических библиотек. Графический интерфейс построен на основе свободно распространяемой версии фреймворка Qt 4.x. Для работы с многомерными массивами хорошо подошла библиотека Armadillo, распространяемая по лицензии GNU LGPL. За счет интеграции Armadillo с пакетом MKL была достигнута высокая производительность расчетов.

Для специфических научных расчетов применялась Blitz++. Библиотека является Open Source проектом и основана на темплейтах, которые несут метаданные для компилятора. Используя её, компилятор генерирует оптимальный код, специфичный для указанного типа процессора, что позволяет добиться максимальной производительности.

Большинство сложных задач в алгоритме удалось решить методом символьных вычислений благодаря мощной C++ библиотеке GiNaC. Библиотека является свободной (лицензия GNU GPL) и отличается удобным API (Application Layer Interface). Для решения дифференциальных уравнений использует технологию CLN (Common Lisp Numbers). Библиотека предназначена в

основном для создания интегрированных систем, в которых символьные манипуляции сочетаются с численными методами. В противоположность другим системам CAS, GiNaC не претендует на исчерпывающие алгебраические возможности и простой язык программирования, но вместо этого расширяет возможности данного конкретного языка программирования (C++) набором математических возможностей.

Некоторые возможности, связанные с решением дифференциальных уравнений были позаимствованы у GNU Scientific Library (GSL). В частности полезными оказались численные методы дифференцирования, интерполяции и аппроксимации. Библиотека GSL является частью проекта GNU и распространяется на условиях GNU GPL.

Полученные результаты расчетов выборочно проиллюстрированы на рис. 5.3-5.7. Полученные с учетом и без учета специфики транспортирования твердого материала зависимости в представленных ниже графических построениях отображены соответственно сплошными и пунктирными линиями.

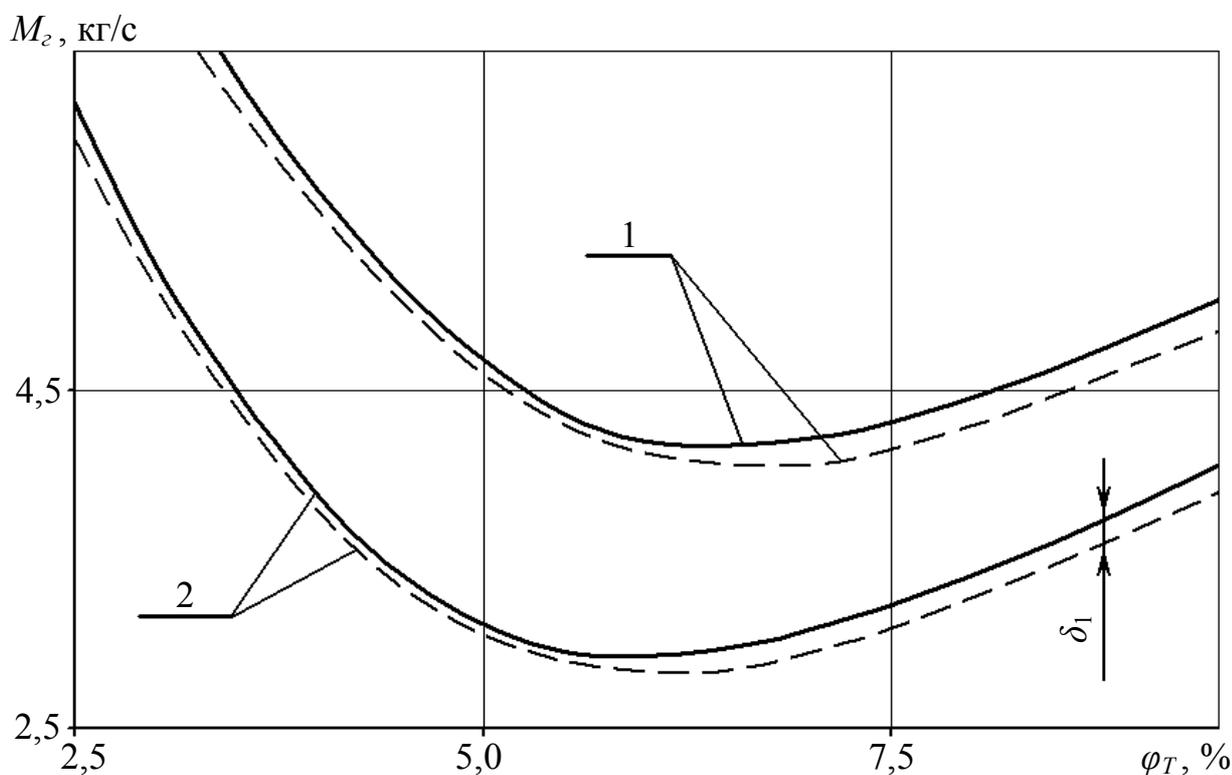


Рисунок 5.3 – Зависимости массового расхода воздуха от концентрации твердой фазы в потоке пульпы подводящего трубопровода

На рис. 5.3 представлены зависимости изменения массового расхода воздуха  $M_2$  от объемной расходной концентрации твердой фазы  $\varphi_T$  в потоке пульпы подводящего трубопровода при глубине погружения смесителя  $H_{см} = 1900$  м и массовых расходах твердого материала  $M_T = 7,78$  и  $5$  кг/с (соответствующие кривые 1 и 2). Каждой производительности установки соответствует минимальное значение расхода воздуха, характеризующееся рациональной объемной расходной концентрацией твердой фазы. Учет особенностей транспортирования твердых и тяжелых частиц указывает на необходимость повышения

величин минимальных расходов воздуха на 4...6 % для обеспечения соответствующих им рациональных объемных расходных концентраций. Разность между результатами расчетов с учетом и без учета динамики транспортирования частиц в снарядном потоке  $\delta_1$  возрастает с увеличением объемной расходной концентрации твердой фазы в потоке пульпы подводящего трубопровода. Это объясняется возрастанием количества аккумулялированной в снарядной структуре течения твердой фазы.

Увеличение расхода подаваемого в смеситель воздуха при регулировании производительности ГЭГ по твердому материалу приводит к перемещению снарядной структуры течения в зону более высоких давлений, что обуславливает замедление роста скорости смеси в критическом сечении снарядного потока и уменьшение протяженности обладающей высокой транспортирующей способностью пузырьковой структуры течения.

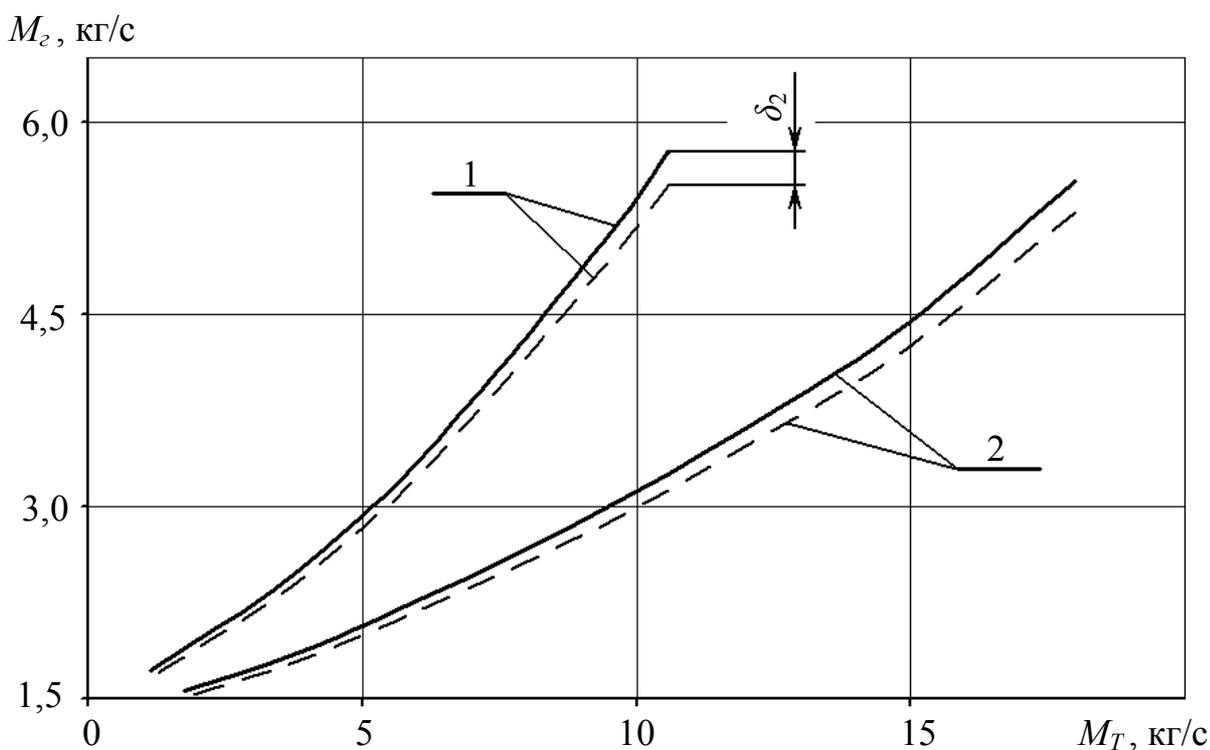


Рисунок 5.4 – Зависимости массового расхода воздуха от массового расхода твердой фазы для различных глубин разработки месторождения

На рис. 5.4 изображены расходные характеристики ГЭГ при глубинах разработки месторождения  $H_p = 6000$  и  $4000$  м (соответствующие кривые 1 и 2). Глубина расположения смесителей гидроподъемов для глубин разработки  $6000$  и  $4000$  м принята  $H_{см} = 1900$  и  $1280$  м, соответственно. Возрастание расхода твердой фазы приводит к увеличению требуемого на его подъем расхода воздуха. Учет особенностей транспортирования частиц показывает на необходимость увеличения массового расхода воздуха на 3...5 % для достижения требуемых производительностей гидроподъема по твердому материалу. Увеличение расхода воздуха в данном диапазоне позволяет путем повышения скорости потока обеспечить заданный расход твердого материала на участке

понижения транспортирующей способности снарядного потока. Разность между результатами расчетов с учетом и без учета специфики транспортирования частиц  $\delta_2$  возрастает с увеличением производительности гидроподъема по твердому материалу вследствие возрастания объемов твердой фазы в снарядном потоке подъемного трубопровода.

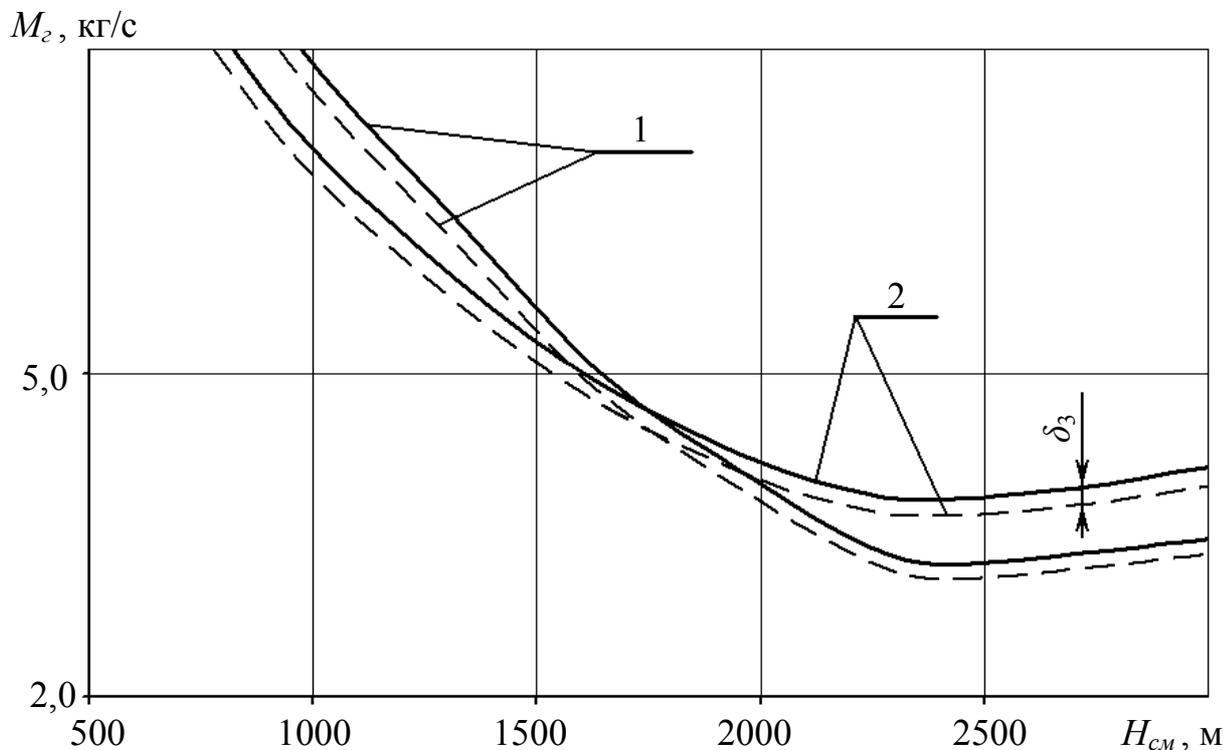


Рисунок 5.5 – Зависимости массового расхода воздуха от глубины погружения смесителя

Использование известных моделей гетерогенных потоков, не улавливающих особенности движения частиц в гетерогенном потоке, для расчета глубоководных эрлифтных гидроподъемов минерального сырья приведет к получению завышенных значений производительности установок по твердому материалу [142].

Рис. 5.5 демонстрирует влияние глубины погружения смесителя  $H_{см}$  на массовый расход воздуха  $M_2$  при расходе твердого материала  $M_T = 7,78$  кг/с и фиксированных значениях объемной расходной концентрации твердой фазы в потоке пульпы подводящего трубопровода 6 и 5 % (соответствующие кривые 1 и 2). Из графиков следует, что каждой величине глубины погружения смесителя соответствует рациональный расход подводимого к смесителю воздуха. Значения массового расхода воздуха, определенные с учетом специфики транспортирования твердого материала для каждой фиксированной глубины погружения смесителя, превышают результаты аналогичных расчетов без учета данного фактора на 3...5 %. При этом разность  $\delta_3$  увеличивается прямо пропорционально глубине погружения смесителя вследствие увеличения протяженности ССТ в подъемном трубопроводе ГЭГ.

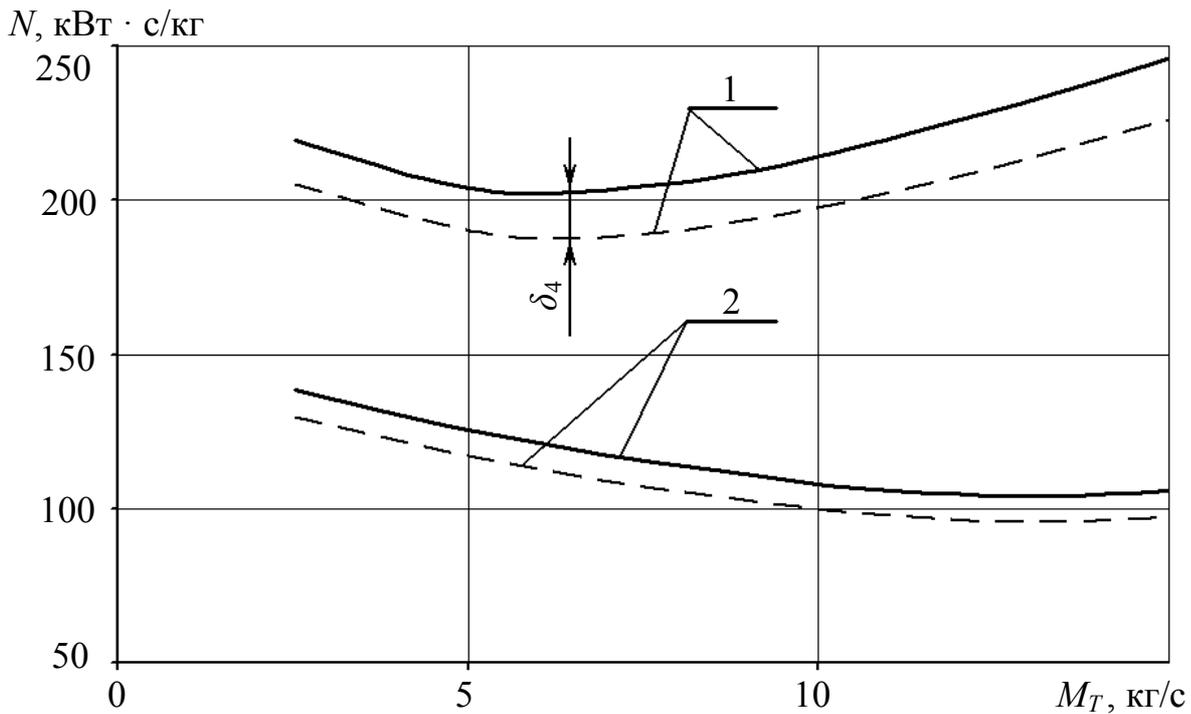


Рисунок 5.6 – Зависимости удельной энергоёмкости от массового расхода твердого для различных глубин разработки месторождения

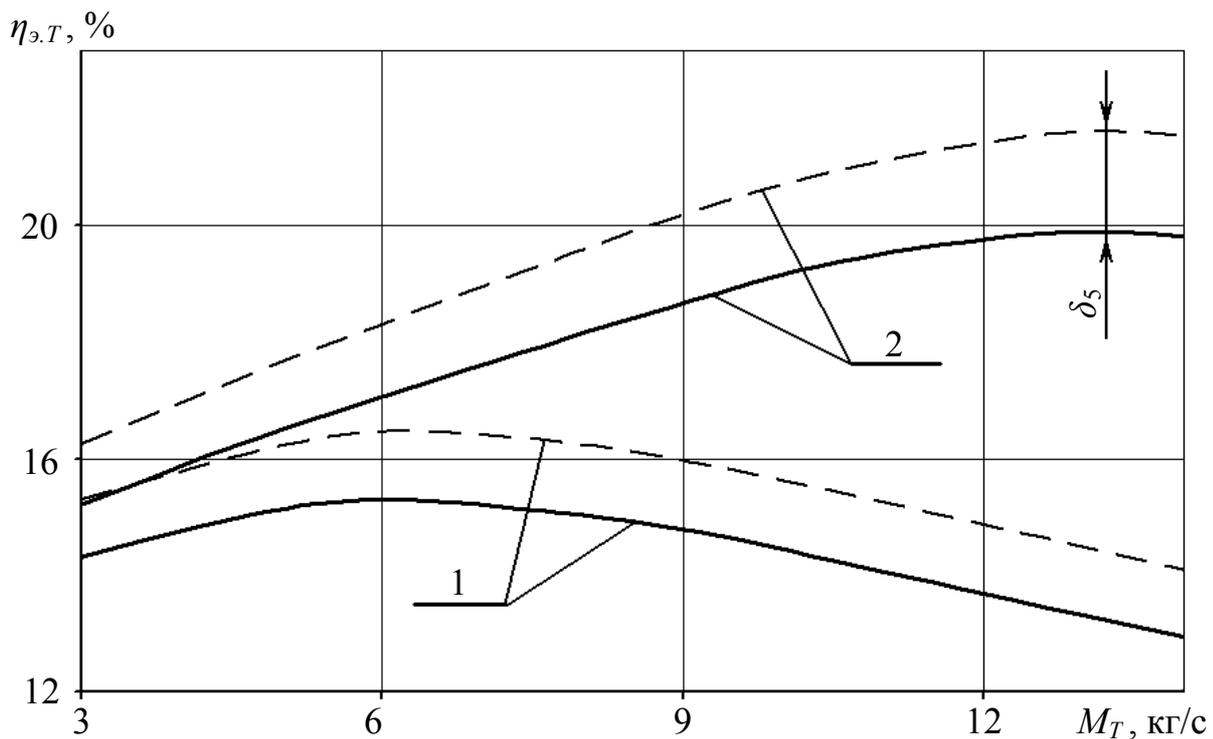


Рисунок 5.7 – Зависимости к.п.д. гидроподъема от массового расхода твердого материала для различных глубин разработки месторождения

На рис. 5.6 отображены зависимости изменения удельной энергоёмкости  $N$  от массового расхода твердой фазы смеси в потоке подъемного трубопровода  $M_T$  при глубинах разработки месторождения  $H_p = 6000$  и  $4000$  м (соответствующие кривые 1 и 2). Глубины

погружения смесителя приняты идентичными величинам аналогичных параметров в рассмотренном на рис. 5.4 случае. Увеличение глубины разработки месторождения повышает затрачиваемую на подъем твердого материала удельную энергоёмкость. Расчёты с учетом особенностей транспортирования крупных тяжелых частиц показывают на увеличение удельной энергоёмкости вследствие получения результатов с повышенным расходом воздуха. Разность результатов расчёта  $\delta_4$  с учетом и без учета специфики транспортирования ПМК возрастает с увеличением расхода твердой фазы в подъемном трубопроводе, что объясняется возрастанием количества аккумулярованного в снарядной структуре течения твердого материала.

На рис. 5.7 приведены зависимости изменения к.п.д. глубоководного эрлифтного гидроподъема по твердому материалу  $\eta_{э,Т}$  от массового расхода твердой фазы в потоке подъемного трубопровода  $M_T$  для глубин разработки месторождения  $H_p = 6000$  и  $4000$  м (соответствующие кривые 1 и 2). Глубины погружения смесителя приняты идентичными величинам аналогичных параметров в рассмотренном на рис. 5.4 случае. Зависимости показывают, что для гидроподъема ПМК монодисперсного состава с диаметром частиц  $0,05$  м расчёты без учета специфики транспортирования твердой фазы ошибочно завышают к.п.д. установки по твердому материалу на  $2...4$  %.

Из рассмотренных выше зависимостей следует, что величина расхода воздуха, полученная для гидроподъема ПМК диаметром  $0,05$  м на основании расчёта без учета специфики транспортирования частиц, не обеспечивает заданную производительность ГЭГ по твердому материалу. Очевидно, что аналогичный расчёт параметров ГЭГ для случаев транспортирования ПМК с диаметром фракций более  $0,05$  м также приведет к получению аналогичных результатов.

На основании результатов проведенных исследований впервые установлено неизвестное ранее явление нарушения подъема твердого дисперсного материала эрлифтным снарядным потоком. Данное явление заключается в том, что увеличение массового расхода газовой фазы в эрлифтном потоке свыше критического значения приводит к снижению расхода твердой фазы в начале снарядного потока, несмотря на возрастание массового расхода жидкости (вплоть до остановки подъема и противоточного движения твердой фазы смеси в зависимости от физико-механических характеристик твердых частиц). Возникновение явления объясняется снижением темпа возрастания скорости смеси в снарядной структуре течения за счет понижения участка ее распространения в трубопроводе при увеличении массового расхода газовой фазы в эрлифтном потоке, а также увеличенной интенсивностью роста длин газовых снарядов при соответствующем сокращении длин жидкостных промежутков между ними в начале участка снарядного потока.

Изложенное выше неизвестное ранее явление по результатам экспертизы Международной академии авторов научных открытий и изобретений (РФ, г. Москва) признано Научным открытием, что подтверждено Дипломом № 413 от 21 мая 2011 г. на открытие «Явление нарушения подъема частиц твердой фазы восходящим газожидкостным эрлифтным потоком в виде газовых снарядов и жидкостных промежутков между ними».

## **5.2 Исследование режимов работы морских эрлифтов со ступенчатой конструкцией подъемного трубопровода**

### **5.2.1 Разработка метода и алгоритма расчета эрлифтного гидроподъема со ступенчатой формой подъемного трубопровода**

Подъемный трубопровод ГЭГ в связи с многократным расширением в нем воздуха должен состоять из участков разных диаметров – ступеней. Диаметр каждой ступени постоянен, а площади поперечных сечений ступеней увеличиваются по направлению от смесителя к воздухоотделителю.

Известна разработанная в ДонНТУ эмпирическая методика расчета диаметров и длин ступеней подъемной трубы шахтного эрлифта (рассмотрена в первом разделе), основанная на равенстве работ расширения воздуха в каждой ступени [91, 92]. Однако составленная для шахтных эрлифтов эмпирическая методика может давать корректные результаты только в узком диапазоне изменения конструктивных параметров установок, используемых в основном в качестве средств водоотлива. Поэтому подобные методы не могут быть самостоятельно использованы для определения даже в первом приближении параметров морских эрлифтов, предназначенных для подъема горной массы.

Напомним уважаемому читателю, что в первом разделе рассматривались задачи определения расходных параметров эрлифтного течения для уже выбранной сотрудниками ВНИПИ «Океанмаш» ступенчатой формы подъемного трубопровода. Причем эта конструкция была выбрана в основном из соображений прочности и функциональности трубного става, а созданию благоприятного гидродинамического режима транспортирования твердого материала уделялось второстепенное внимание. В данной постановке задачи не рассматривалось изменение способности многофазного потока поднимать твердый материал (транспортирующей способности потока) в связи со сменой структур течения в подъемном трубопроводе, отличающихся различными механизмами взаимодействия фаз смеси. Очевидно, что конструктивные и расходные параметры ГЭГ должны обеспечивать заданный расход твердого материала по всей протяженности подъемного трубопровода, что напрямую связано с выбором его рациональной формы.

Таким образом, для глубоководных эрлифтных гидроподъемов дисперсного твердого материала вопрос определения размеров ступеней подъемного трубопровода, обеспечивающих эффективную эксплуатацию установок, продолжает оставаться неисследованным.

Размеры ступеней подъемного трубопровода ГЭГ, определяющие скорость течения многофазной смеси, воздействуют на транспортирующую способность потока. Это указывает на неразрывную взаимосвязь задач выбора размеров ступеней ГЭГ и обеспечения заданного расхода твердого материала по всей протяженности подъемного трубопровода при различных структурах течения многофазного потока.

Задача определения количества и размеров ступеней подъемного трубопровода ГЭГ корректно может быть решена только в результате многомерной оптимизации конструктивных, расходных и энергетических параметров гидроподъема. Однако отсутствие в настоящее время апробированного методологического обеспечения для решения данной задачи стимулирует разработку соответствующего упрощенного метода. Авторами монографии разработан подход к определению в первом приближении параметров глубоководного эрлифтного гидроподъема со ступенчатой конструкцией подъемного трубопровода. В качестве основного критерия выбрано обеспечение заданного расхода твердого материала по всей длине подъемного трубопровода при рациональной транспортирующей скорости смеси в его ступенях, минимизирующей полные удельные потери давления. Предложенный подход в общем виде состоит в следующем:

1. Выполняется расчет эрлифтного гидроподъема горной массы с учетом специфики транспортирования твердого материала для случая постоянного диаметра подъемного трубопровода.

2. На основании разработанной в ДонНТУ эмпирической методики расчета параметров ступеней подъемной трубы эрлифта (1.41) – (1.49) определяются соответствующие конструктивные параметры ГЭГ.

3. Путем уточнения полученных в пунктах 1 и 2 значений соответственно массового расхода воздуха и размеров ступеней определяются величины этих параметров, обеспечивающие заданный расход твердого материала по всей длине подъемного трубопровода при рациональных скоростях многофазной смеси в его ступенях.

С учетом вышеизложенного разработан метод определения параметров эрлифтного гидроподъема со ступенчатой конструкцией подъемного трубопровода в рамках феноменологического подхода, в который авторы монографии вложили многолетний опыт решения инженерных прикладных задач трубопроводного транспорта. Укрупненный алгоритм данного метода заключается в следующем:

1. Задаются исходные данные, включающие глубину разработки месторождения твердых полезных ископаемых  $H_p$ , массовый расход твердого материала  $M_T$ , физико-механические характеристики подлежащего подъему твердого материала и глубину погружения смесителя гидроподъема  $H_{см}$ .

2. На основании разработанного метода расчета эрлифтного гидроподъема горной массы с подъемным трубопроводом постоянного диаметра (рис. 4.6) определяются параметры ГЭГ для различных значений объемной расходной концентрации твердой фазы  $\varphi_T$  в потоке пульпы подводящего трубопровода.

3. Из полученных в пункте 2 результатов вычислений выбираются значения параметров потока пульпы подводящего трубопровода ( $\varphi_T$  и объемного расхода пульпы  $Q_3$ ), обеспечивающие максимальный к.п.д. ГЭГ при постоянстве и равенстве диаметров подводящего и подъемного трубопроводов.

4. Для выбранных в пункте 3 значений  $\varphi_T$  и  $Q_3$  на основании разработанного математического обеспечения (4.12) – (4.17) выбирается диаметр подводящего трубопровода  $D_{подв}$ , обеспечивающий рациональную транспортирующую скорость пульпы, и давление в смесителе  $p_{см}$  в соответствии с блоками 2-4 приведенного на рис. 4.6 алгоритма.

5. На основании разработанного алгоритма расчета параметров восходящего трехфазного потока определяются величина подаваемого в смеситель ГЭГ массового расхода воздуха  $M_2$  и к.п.д. гидроподъема для различных диаметров подъемного трубопровода  $D_3$  при постоянстве значений определенных в пунктах 3 и 4 параметров  $\varphi_T$ ,  $Q_3$  и  $p_{см}$  в соответствии с блоками 6-11 приведенного на рис. 4.6 алгоритма.

6. Из полученных в пункте 5 результатов вычислений выбираются значения  $D_3$  и  $M_2$ , обеспечивающие максимальный к.п.д. ГЭГ при постоянстве диаметра подъемного трубопровода.

7. На основании разработанной в ДонНТУ эмпирической методики расчета параметров ступеней подъемной трубы эрлифта (1.41) – (1.49) для полученной величины  $M_2$  и определенного в пункте 4 значения  $p_{см}$  вычисляются соответствующие конструктивные параметры подъемного трубопровода ГЭГ.

8. Уточняются полученные в пункте 7 конструктивные размеры ступеней подъемного трубопровода ГЭГ.

8.1. Выполняется расчет параметров трехфазного потока в ступенчатом подъемном трубопроводе по направлению от нижнего поперечного сечения подъемного трубопровода к верхнему.

8.2. В процессе расчета параметров трехфазного потока проверяется соблюдение обеспечения заданного расхода твердого материала по всей длине подъемного трубопровода.

8.3. Проверяется условие обеспечения размерами каждой ступени рациональной скорости смеси, обеспечивающий устойчивый подъем частиц заданных характеристик по всей протяженности ступени.

8.4. В случае несоблюдения изложенных в пунктах 8.2 и 8.3 условий, изменяются конструктивные параметры ступени, и расчет параметров трехфазного потока в ней повторяется. При невозможности достижения соблюдения данных условий путем изменения конструктивных параметров ступени, увеличивается значение  $M_2$  и выполнение алгоритма переходит к пункту 7.

9. Сравняется полученное расчетное значение давления в выходном сечении подъемного трубопровода  $p_{вых}$  с атмосферным  $p_a$  и в случае их несоответствия изменяется диаметр верхней ступени подъемного трубопровода, исключается из алгоритма пункт 8.3 и расчет параметров трехфазного потока в верхней ступени подъемного трубопровода повторяется, начиная с пункта 8.1.

10. Определяются удельная энергоемкость и к.п.д. эрлифтного гидроподъема [137].

В укрупненном алгоритме метода определения параметров эрлифтного гидроподъема со ступенчатой конструкцией подъемного трубопровода расчетные пункты 2-4 предназначены для нахождения параметров подводящего трубопровода, а пункты 5-9 предусмотрены для вычисления параметров подъемного трубопровода.

Результатами расчетов по пунктам 2, 3 и 4 являются значения параметров потока пульпы в подводящем трубопроводе (объемной расходной концентрации твердой фазы в потоке пульпы, а также расхода пульпы) и диаметра подводящего трубопровода, обеспечивающих максимальную эффективность ГЭГ. Пункты 5, 6 предусмотрены для определения величины расхода воздуха, которая затем используется в расчете количества ступеней подъемного трубопровода и предварительных их размеров без учета специфики транспортирования твердого материала по пункту 7. В следующих пунктах 8-9 вычисляются расход воздуха и размеры ступеней подъемного трубопровода, обеспечивающие заданный расход твердого материала по всей длине подъемного трубопровода ГЭГ при рациональных скоростях смеси в его ступенях, путем уточнения с учетом особенностей транспортирования твердой фазы полученных в пунктах 5, 6 и 7 величин соответствующих параметров.

Для разработчиков программного обеспечения авторы монографии приводят алгоритм метода определения параметров ГЭГ со ступенчатой конструкцией подъемного трубопровода в приближенном к составлению программ детализированном виде. Алгоритм проиллюстрирован на рис. 5.8-5.10 соответствующей блок-схемой и заключается в следующем:

1. Задаются исходные данные (блок 1), включающие:

– глубину разработки месторождения твердых полезных ископаемых  $H_p$ , глубину погружения смесителя  $H_{см}$ , высоту подъема трехфазной смеси над поверхностью водного бассейна  $H_0$ ;

– физические характеристики воды, воздуха и подлежащего подъему твердого материала;

– массовый расход твердого материала  $M_T$  в эрлифтном гидроподъеме, диапазон изменений значений объемной расходной концентрации твердой фазы в потоке пульпы подводящего трубопровода  $[\varphi_T^{\min} \dots \varphi_T^{\max}]$ , а также значения приращений: объемной расходной концентрации твердой фазы в потоке пульпы подводящего трубопровода  $\Delta\varphi_T$ , диаметров ступеней подъемного трубопровода  $\Delta D_{см}$  и длин этих ступеней  $\Delta L_{см}$ .

2. Объемной расходной концентрации твердой фазы в подводящем трубопроводе присваивается минимальное значение из заданного диапазона  $\varphi_T = \varphi_T^{\min}$  (блок 2).

3. В соответствии с приведенным на рис. 4.6 алгоритмом выполняется расчет параметров ГЭГ для случая равенства и постоянства диаметров подводящего  $D_{подв}$  и подъемного  $D_с$  трубопроводов. Определяются диаметр подводящего и подъемного трубопроводов, массовый расход воздуха  $M_с$  и к.п.д. ГЭГ (блок 3).

4. Сравняется текущее значение объемной расходной концентрации  $\varphi_T$  с максимальным значением  $\varphi_T^{\max}$  из заданного диапазона. В случае  $\varphi_T < \varphi_T^{\max}$  текущее значение объемной расходной концентрации твердой фазы увеличивается на значение  $\Delta\varphi_T$  и вычисления повторяются, начиная с пункта 3 (блок 2).

5. Из полученных в пункте 3 результатов вычислений для дальнейших расчетов выбираются значения параметров потока пульпы подводящего трубопровода ( $\varphi_T$  и объемного расхода пульпы  $Q_3$ ), обеспечивающие максимальный к.п.д. ГЭГ при постоянстве и равенстве диаметров подводящего и подъемного трубопроводов (блок 4).

6. Для выбранных в пункте 5 значений  $\varphi_T$  и  $Q_3$  на основании разработанного математического обеспечения (4.12) – (4.17) определяются диаметр подводящего трубопровода  $D_{подв}$ , обеспечивающий рациональную транспортирующую скорость пульпы, и давление в смесителе  $p_{см}$  в соответствии с блоками 2-4 приведенного на рис. 4.6 алгоритма (блок 4).

7. Принимается диаметр подъемного трубопровода  $D_3 = D_{подв} + \Delta D_{см}$  (блок 5).

8. Выполняется расчет параметров восходящего трехфазного потока (рис. 4.2-4.4) и определяются значения массового расхода воздуха в подъемном трубопроводе  $M_2$  и к.п.д. гидроподъема для различных диаметров подъемного трубопровода  $D_3$  при постоянстве значений определенных в пунктах 5 и 6 параметров  $\varphi_T$ ,  $Q_3$  и  $p_{см}$  в соответствии с блоками 6-11 приведенного на рис. 4.6 алгоритма (блок 6).

9. Сравнивается текущее значение диаметра подъемного трубопровода с двукратным диаметром подводящего трубопровода (блок 7). В случае  $D_3 < 2 \cdot D_{под}$  значение диаметра подъемного трубопровода  $D_3$  увеличивается на величину  $\Delta D_{см}$  (блок 8) и выполнение алгоритма переходит к пункту 8.

10. В случае  $D_3 \geq 2 \cdot D_{под}$  из полученных в пункте 8 результатов вычислений выбираются соответствующие максимальному к.п.д. гидроподъема значения диаметра подъемного трубопровода  $D_3$  и массового расхода воздуха  $M_2$  (блок 9).

11. На основании разработанной в ДонНТУ эмпирической методики расчета параметров ступеней подъемной трубы эрлифта (1.41) – (1.49) для полученной величины  $M_2$  и определенного в пункте 6 значения  $p_{см}$  вычисляются количество ступеней  $z$  подъемного трубопровода, а также диаметры ступеней  $D_i$  и их длины  $L_i$  (блок 10).

12. Уточняются полученные в пункте 11 конструктивные размеры ступеней подъемного трубопровода ГЭГ с учетом специфики транспортирования твердого материала (блоки 11-15).

12.1. Выполняется расчет параметров трехфазного потока в ступенчатом подъемном трубопроводе в направлении от нижнего поперечного сечения к верхнему. Вычисляются текущие расчетные значения массового расхода твердой фазы смеси  $M_{Tp}$  и последовательно определяются давления в верхних сечениях ступеней (блоки 11/1, 11/2).

12.2. В процессе расчета параметров трехфазного потока в каждой ступени проверяется условие обеспечения заданного расхода твердого материала  $M_T$  по всей длине ступени  $M_{Tp} = M_T$  (блок 11/3).

12.3. Уточняются значения диаметра и длины ступени в случае не соблюдения изложенного в пункте 12.2 условия проверки.

12.3.1. В случае не обеспечения заданного расхода твердой фазы потока в любом расчетном участке соединенной со смесителем ступени, значение ее диаметра уменьшается на  $\Delta D_{cm}$  и расчет параметров потока в данной ступени повторяется, начиная с нижнего сечения (блок 11/4).

12.3.2. В случае не обеспечения заданного расхода твердой фазы потока в любом расчетном участке несоединенной со смесителем ступени, за исключением нижнего ее расчетного участка, значение ее диаметра уменьшается на  $\Delta D_{cm}$  и расчет параметров потока в данной ступени повторяется, начиная с нижнего сечения (блок 11/4).

12.3.3. В случае не обеспечения заданного расхода твердой фазы потока в нижнем расчетном участке несоединенной со смесителем ступени значение ее длины уменьшается на  $\Delta L_{cm}$  и увеличивается длина нижерасположенной ступени на аналогичную величину с последующим выполнением расчета параметров трехфазного потока на этом участке  $\Delta L_{cm}$  нижерасположенной ступени (блок 11/4).

12.3.4. В случае невозможности обеспечения заданного расхода твердой фазы по всей длине рассчитываемой ступени путем уменьшения значений ее диаметра по пунктам 12.3.1, 12.3.2 или длины по пункту 12.3.3, увеличивается текущее значение массового расхода воздуха  $M_2$  с последующим переходом выполнения алгоритма к пункту 11 (блок 11/5).

12.4. В случае обеспечения заданного расхода твердой фазы потока по всей длине ступени осуществляются следующие операции.

12.4.1. Выполняется промежуточное сохранение полученных значений параметров трехфазного потока в верхнем поперечном сечении ступени, а также длин и диаметров ступеней подъемного трубопровода.

12.4.2. Увеличивается значение диаметра ступени на  $\Delta D_{cm}$  и выполняется повторный расчет параметров пульвоздушного потока в этой ступени, начиная с нижнего ее поперечного сечения (блок 11/6).

12.5. В случае достижения по пункту 12.4.2 предельного значения диаметра рассчитываемой несоединенной со смесителем ступени, обеспечивающего заданный расход твердой фазы по всей ее длине, длина данной ступени увеличивается на  $\Delta L_{cm}$ , а длина нижерасположенной ступени уменьшается на аналогичную величину. Далее выполняется повторный расчет параметров трехфазного потока в ступени, длина которой была увеличена (блок 11/6).

12.6. В случае достижения предельных значений диаметра по пункту 12.4.2 и длины по пункту 12.5 рассчитываемой ступени, обеспечивающих заданный расход твердой фазы по всей длине ступени, на основании результатов последнего промежуточного сохранения данных переходят к расчету параметров трехфазного потока в следующей вышерасположенной ступени (блок 11/7).

12.7. Определяется давление в выходном сечении подъемного трубопровода  $p_{вых}$  в случае невыполнения условия  $L < (H_{cm} + H_0)$  (блок 11/8).

13. Сравняется полученное расчетное значение давления в выходном сечении подъемного трубопровода  $p_{вых}$  с атмосферным  $p_a$  (блок 12). При несоответствии значений данных величин выполнение алгоритма переходит к пункту 14, а в случае их соответствия – к пункту 15.

14. Изменяется диаметр верхней ступени подъемного трубопровода, исключаются из алгоритма пункты 12.4-12.6 и на основании результатов промежуточных сохранений данных повторяется расчет параметров трехфазного потока в верхней ступени подъемного трубопровода, начиная с пункта 12.1 (блок 13).

15. Определяются удельная энергоемкость и к.п.д. эрлифтного гидроподъема (блок 14) [137].

Как видно из алгоритма, каждая вторая операция порождает большое количество промежуточных результатов, необходимых для последующих вычислений. Это обстоятельство ставило перед разработчиками ПО дополнительную задачу эффективного хранения достаточно больших массивов данных. Существует два основных подхода к решению этой задачи. Первый сводится к использованию реляционной СУБД. Однако очевидные преимущества данного подхода: удобство работы с API большинства СУБД, возможность сохранения всей истории вычислений в ПЗУ (в том числе в распределённой сети) нивелируются интенсивными обращениями СУБД к ПЗУ для чтения/записи информации, что приводит к серьезному снижению производительности. Второй способ заключается в применении hash-таблиц и ассоциативных списков, что обеспечивает высокое быстродействие за счет развертывания этих структур исключительно в оперативной памяти. Но, в этом случае, задача реализации долговременного хранения промежуточных результатов целиком и полностью возлагается на разработчиков ПО.

Вполне удовлетворительным решением стало использование СУБД, поддерживающее хранение достаточно больших кэшей в оперативной памяти либо репликацию активных таблиц в ОП. Однако, проанализировав существующие технологии, авторам так и не удалось подобрать СУБД, удовлетворяющее и другим необходимым критериям: низкая стоимость, легковесность, простота развертывания, кроссплатформенность.

Поэтому авторы приняли компромиссное решение, благодаря которому удалось добиться наивысшей производительности за счет применения технологии многопоточности несмотря на возросшую трудоемкость разработки. В ходе расчетов промежуточные результаты записываются в hash-таблицы (класс QHash библиотеки Qt 4.x), откуда они доступны для всех последующих вычислений. В отдельном потоке работает «синхронизатор», переписывающий данные из hash-таблиц в БД SQLite.

Следует отметить, что, для обеспечения «дружественного» пользовательского интерфейса, разработчикам ПО необходимо заблаговременно позаботиться о «запоминании» программой введенных пользователями исходных данных. При этом желательно предоставить пользователям возможность профилирования исходных данных и других параметров. Как известно, хорошим тоном считается хранение настроек ПО и пользовательских профилей в удобочитаемом виде, таким образом, чтобы была возможность отредактировать настройки вне программы, желательно с помощью стандартных текстовых редакторов.

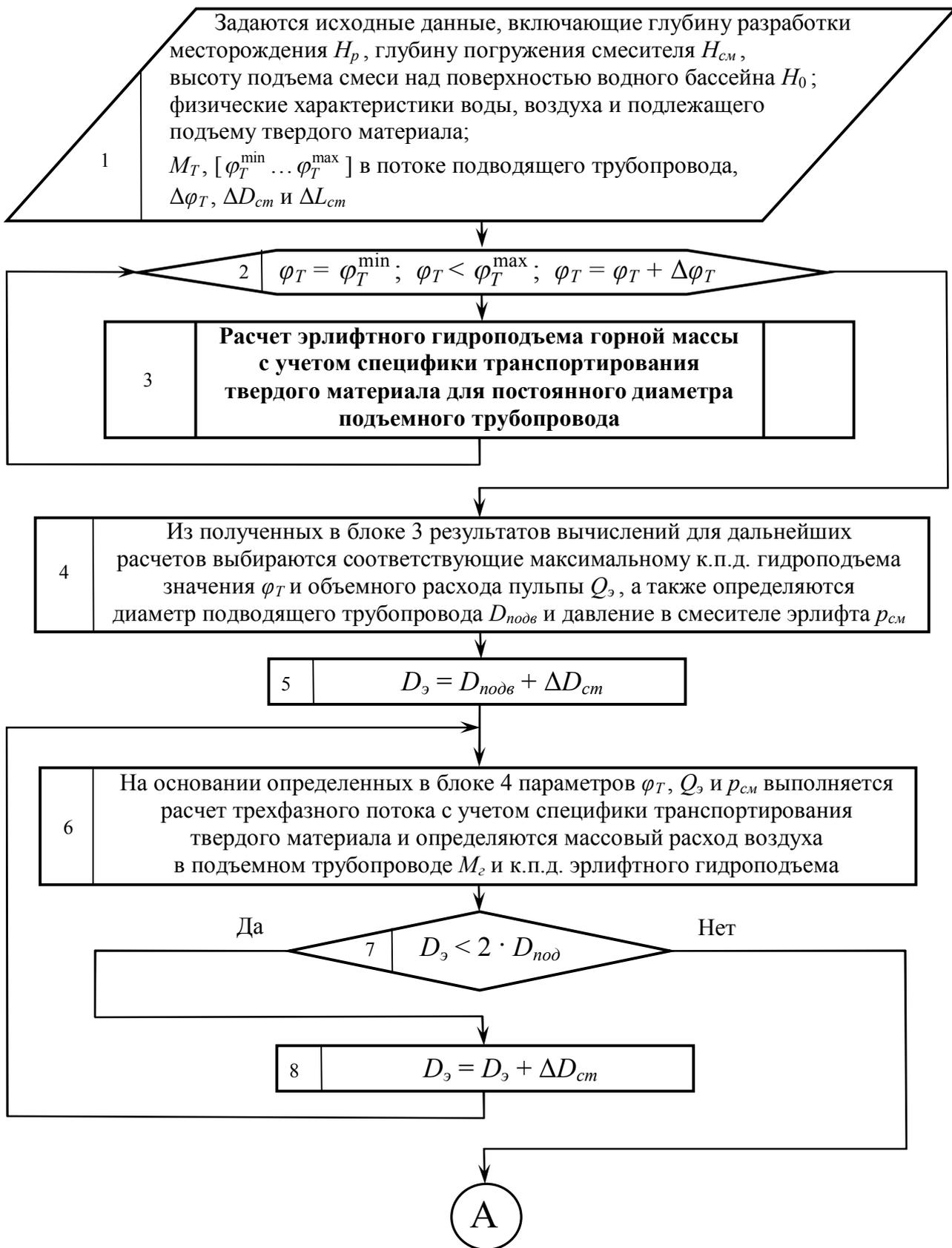


Рисунок 5.8 – Блок-схема алгоритма метода определения параметров эрлифтного гидроподъема со ступенчатой конструкцией подъемного трубопровода

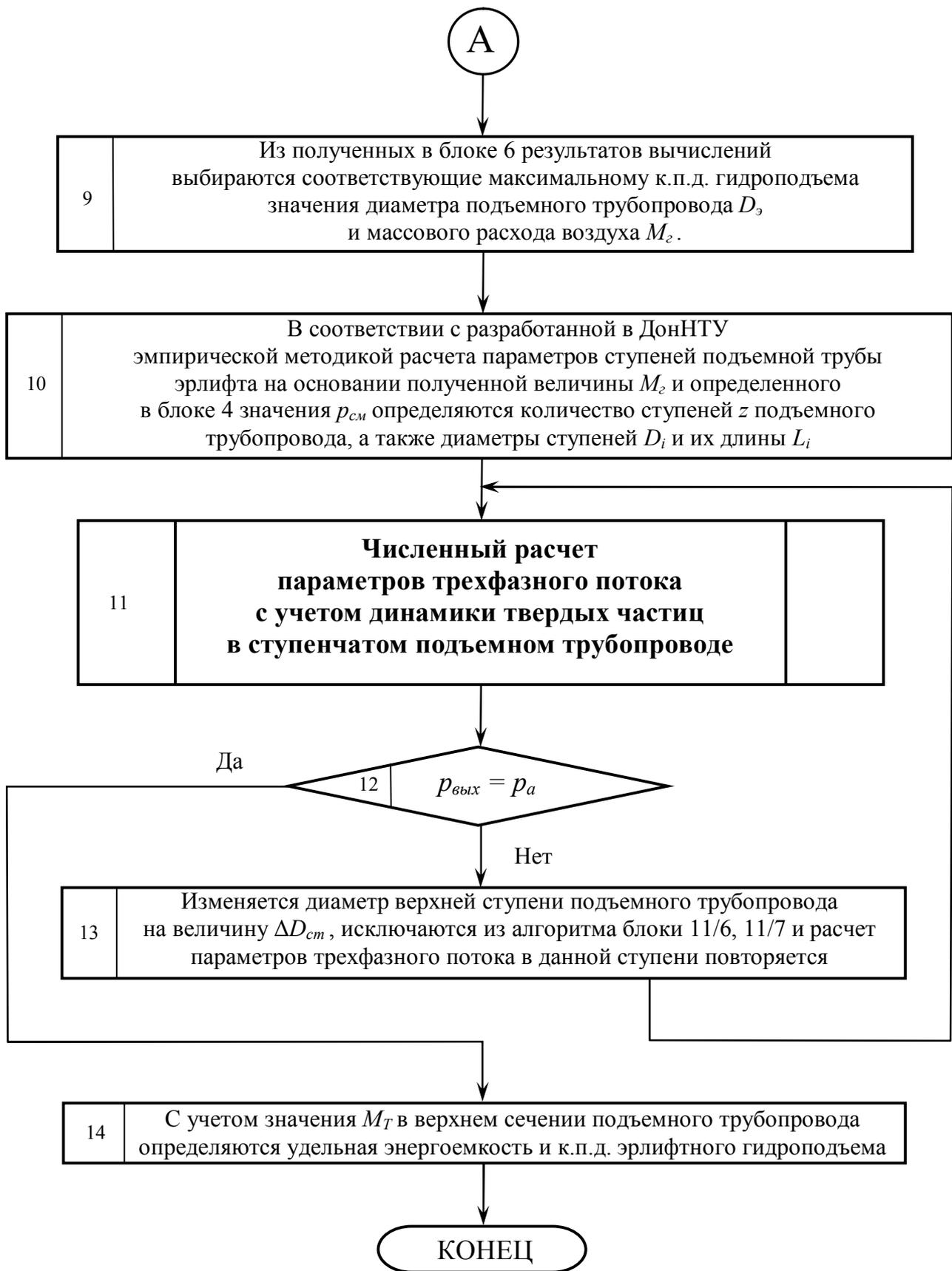


Рисунок 5.9 – Блок-схема алгоритма метода определения параметров эрлифтного гидроподъема со ступенчатой конструкцией подъемного трубопровода

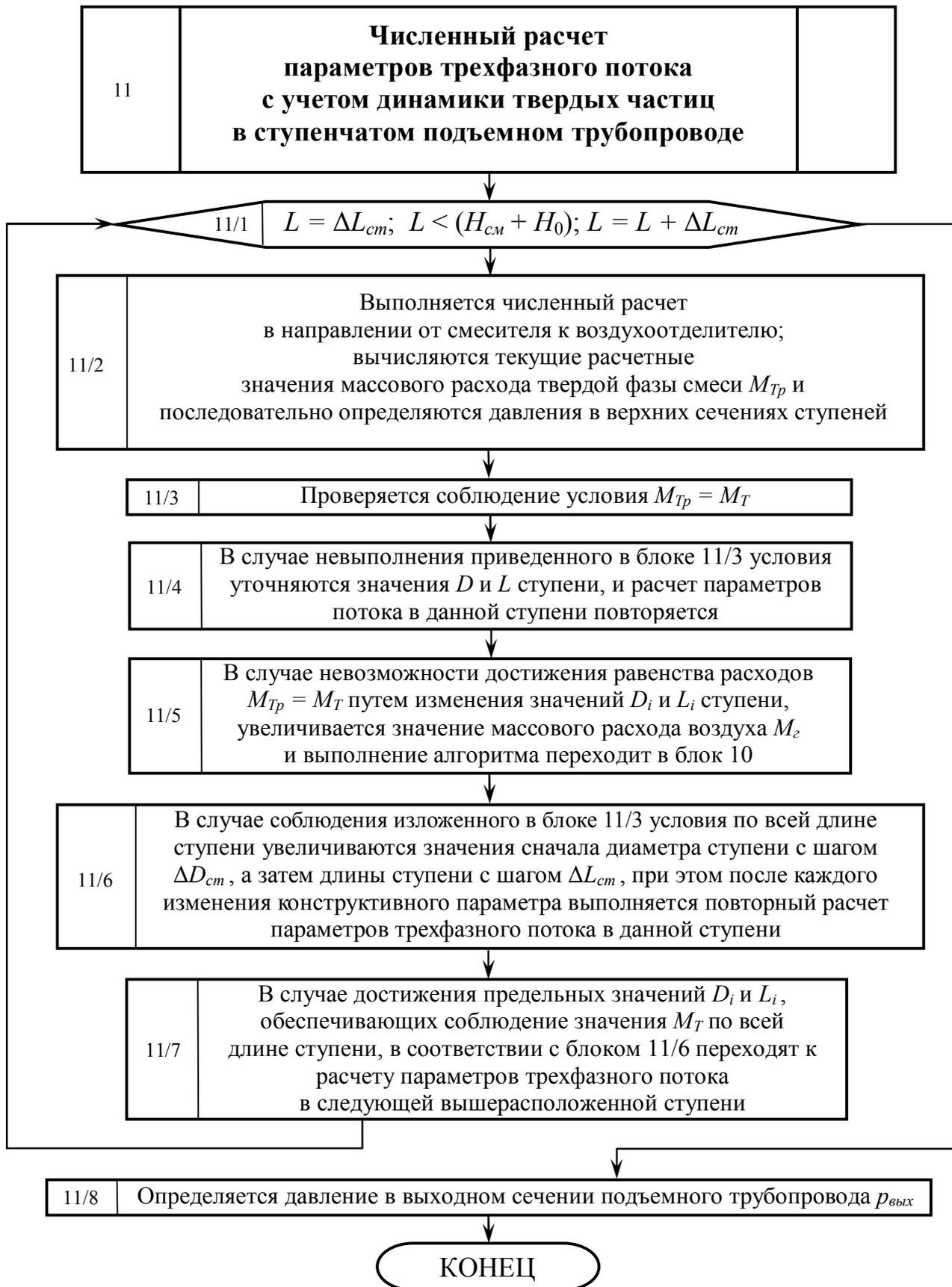


Рисунок 5.10 – Блок 11 алгоритма метода определения параметров эрлифтного гидроподъема со ступенчатой конструкцией подъемного трубопровода

Каждая из рассмотренных авторами популярных технологий имели свои недостатки. В частности, удобный формат INI, предназначенный для хранения пар ключ=значение, оказался непригоден для хранения древовидных структур. С другой стороны гибкие и универсальные технологии XML и JSON не предоставляют достаточную удобочитаемость. Авторы, при разработке собственной программы остановились на распространенном формате JSON (внешняя библиотека QJson для Qt-фреймворка), однако и она отнюдь не лишена недостатков. Помимо того, что при каждом пересохранении файла настроек все записи меняют свое местоположение, пришлось «собственноручно» писать код для «нормализации» (форматирования) json-файлов. В качестве рекомендации другим разработчикам, дабы они не повторили наших ошибок, мы бы посоветовали остановиться на технологии INI, при этом каждый профиль входных данных следует хранить в отдельном файле.

### 5.2.2 Определение конструктивных, расходных и энергетических параметров глубоководного эрлифта

Размеры ступеней подъемного трубопровода влияют на скорость смеси, а следовательно, и транспортирующую способность потока. Поэтому совместное воздействие конструктивных и расходных параметров ГЭГ должно обеспечивать устойчивый подъем твердого материала по всей длине транспортного трубопровода.

С целью отработки авторских методик и алгоритмов выберем рациональную форму подъемного трубопровода ступенчатой конструкции и определим соответствующие ей расходные и энергетические параметры. Для этого решим следующие задачи:

1. Для исходных данных базового варианта ГЭГ определить с учетом специфики транспортирования крупных тяжелых частиц длины и диаметры ступеней транспортного трубопровода, а также расходные параметры установки.
2. Оценить эффективность процесса гидроподъема твердого материала для полученных параметров установки.

Преступим к решению первой задачи исследований.

Определение параметров ГЭГ осуществлялось в соответствии с приведенным на рис. 5.8-5.10 алгоритмом. В расчете рассмотрен гидроподъем монодисперсного состава частиц диаметром  $d_T = 0,05$  м при глубине погружения смесителя  $H_{см} = 1900$  м. Плотность морской воды и высота подъема твердого материала над поверхностью водного бассейна приняты соответственно  $\rho_{жс} = 1028$  кг/м<sup>3</sup> и  $H_0 = 20$  м. Физико-механические параметры частиц приняты идентичными соответствующим характеристикам ПМК Аравийского месторождения Индийского океана.

В табл. 5.1 и 5.2 приведены результаты расчетов параметров подводящего трубопровода (объемная расходная концентрация твердого компонента  $\varphi_T$  в потоке пульпы подводящего трубопровода, скорость пульпы  $V_n$ , диаметр подводящего трубопровода  $D_{подв}$  и давление в смесителе  $p_{см}$ ), а также размеров ступеней подъемного трубопровода (длины и диаметры ступеней). Принятый порядок нумерации ступеней предусматривает повышение номера ступени по направлению от смесителя к воздухоотделителю эрлифта.

Таблица 5.1

## Результаты расчета параметров подводящего трубопровода

Параметр	$\varphi_T$	$V_n$ , м/с	$D_{подв}$ , м	$p_{см}$ , Па
Значение	0,05	2,304	0,2	13981910

Таблица 5.2

## Размеры ступеней подъемного трубопровода базового варианта ГЭГ

Параметр	Номер ступени подъемного трубопровода				
	1	2	3	4	5
Длина, м	1286	293	185	97	59
Диаметр, м	0,204	0,221	0,256	0,312	0,343

Значение массового расхода воздуха для глубоководного эрлифта с подъемным трубопроводом ступенчатой конструкции составляет 3,856 кг/с.

Для полученной конструкции глубоководного эрлифта на рис. 5.11 отображены изменения скоростей подъема твердой  $V_T$  и жидкой  $V_{жс}$  фаз по длине первой ступени  $L_1$  подъемного трубопровода (соответствующие кривые 1 и 2). Область наименьшей транспортирующей способности снарядного потока с минимальной скоростью подъема частиц на участке ССТ (точка  $A$ ) находится на уровне 792 м выше смесителя (вертикальная координата точки  $A$ ), однако частицы продолжают подниматься.

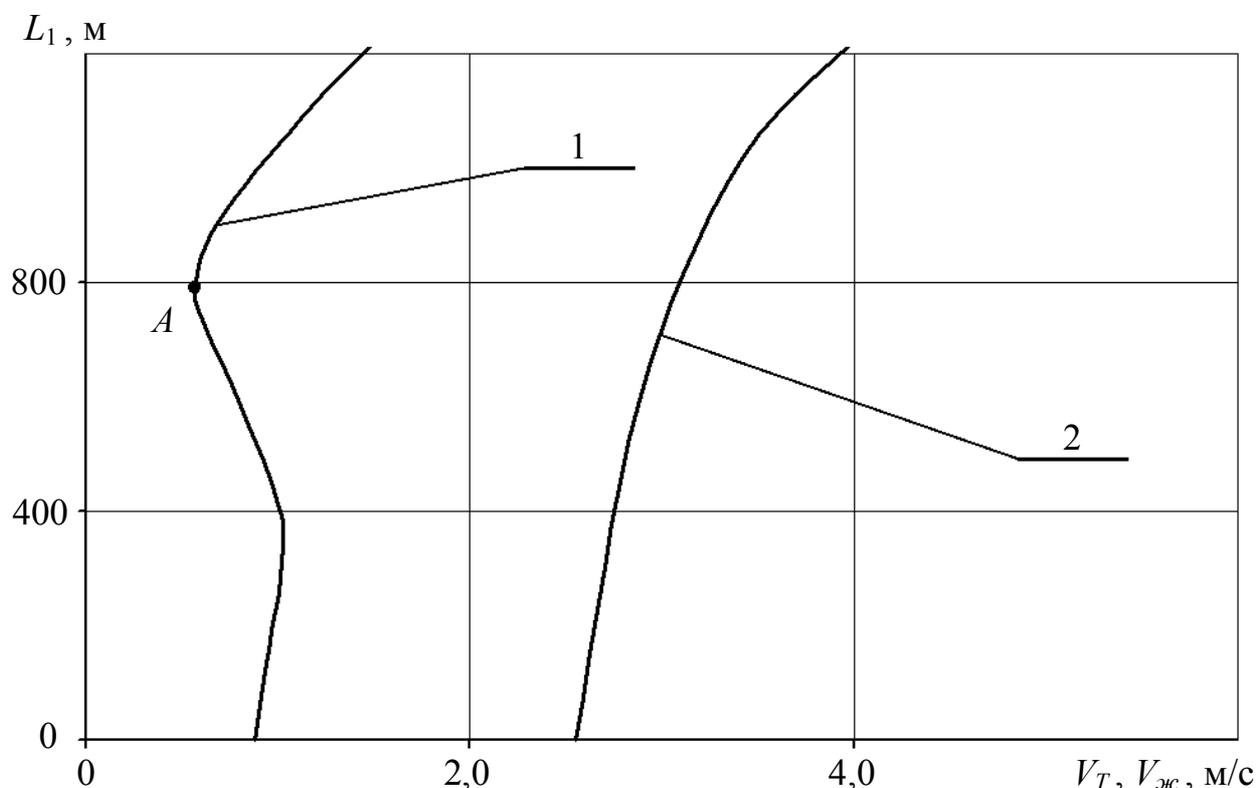


Рисунок 5.11 – Зависимости скоростей подъема твердых частиц и жидкости по длине первой ступени подъемного трубопровода

Перейдем к решению второй задачи исследований.

Для ГЭГ с полученными в результате решения первой задачи параметрами вычислим к.п.д. гидроподъема по твердому материалу:

$$\eta_{э.Г} = \frac{\frac{7,78}{2150} \cdot 9,81 \cdot [(2150 - 1028) \cdot 6000 + 2150 \cdot 20]}{\frac{3,856}{1,23} \cdot 101325 \cdot \ln \frac{13981910 + 101325}{101325}} = 0,153 .$$

Исследуем полученные расходные и конструктивные параметры ГЭГ на предмет обеспечения высоких показателей к.п.д. установок.

В расчетах рассматривается гидроподъем монодисперсного состава полиметаллических конкреций диаметром  $d_T = 0,05$  м. Ниже на рис. 5.12 и 5.13 выборочно приведены наиболее характерные зависимости взаимовлияния конструктивных, расходных и энергетических параметров ГЭГ.

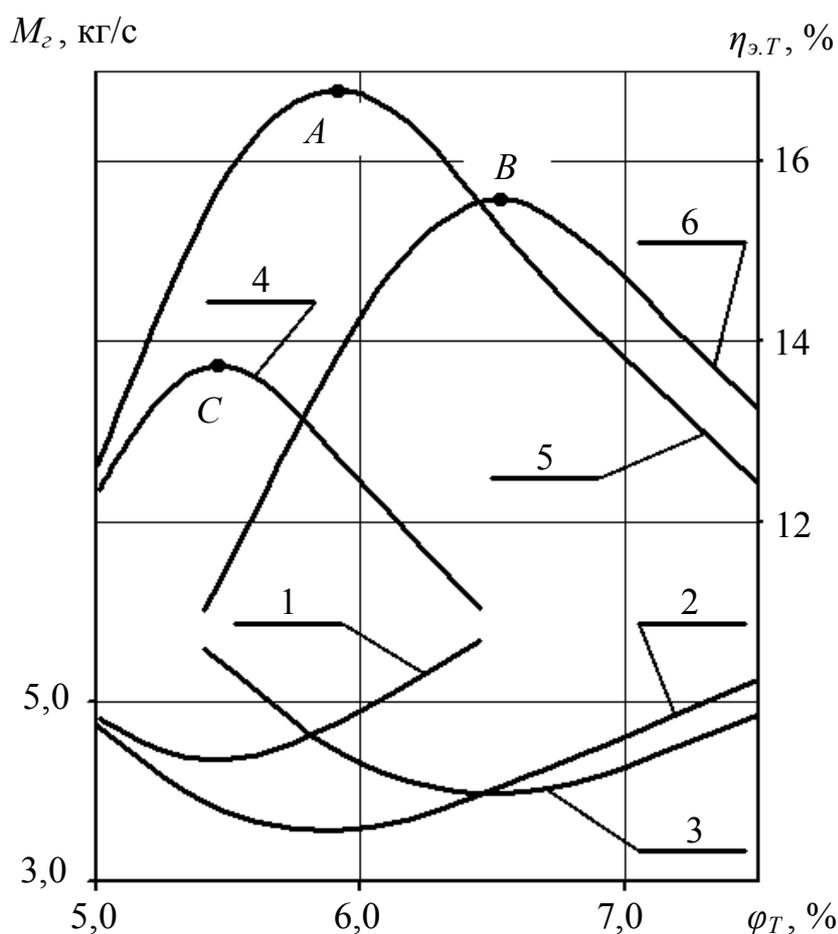


Рисунок 5.12 – Графики изменений массового расхода воздуха и к.п.д. ГЭГ от объемной расходной концентрации пульпы для различных диаметров нижней ступени

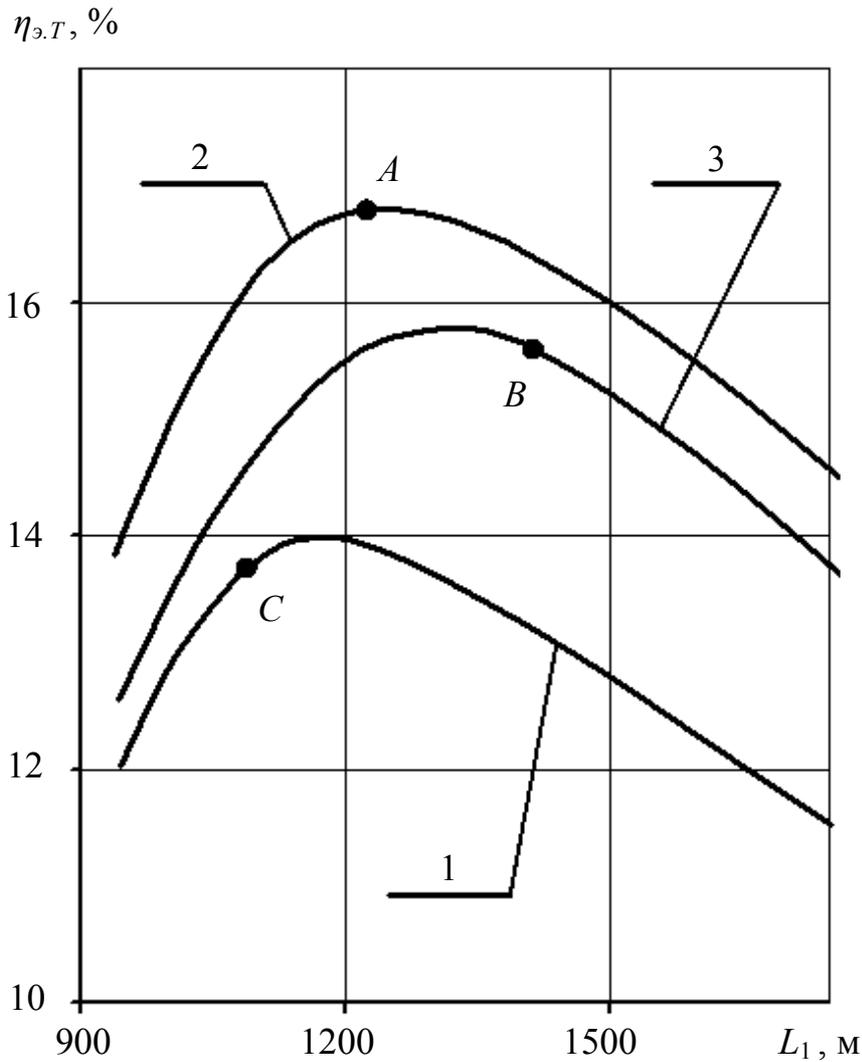


Рисунок 5.13 – Графики изменений к.п.д. глубоководного эрлифта для различных конструктивных параметров подъемного трубопровода

На рис. 5.12 проиллюстрированы изменения массового расхода воздуха  $M_2$  и к.п.д. по твердому материалу глубоководного эрлифтного гидроподъема  $\eta_{э.Т}$  от объемной расходной концентрации твердой фазы  $\varphi_T$  в потоке пульпы подводящего трубопровода при постоянной длине нижней ступени, равной 1286 м, и различных ее диаметрах  $D_1 = 0,2; 0,204; 0,216$  м (соответствующие кривые 1 и 4; 2 и 5; 3 и 6). Длины и диаметры второй, третьей, четвертой и пятой ступеней подъемного трубопровода составляют  $L_2 = 293$  м и  $D_2 = 0,221$  м,  $L_3 = 185$  м и  $D_3 = 0,256$  м,  $L_4 = 97$  м и  $D_4 = 0,312$  м,  $L_5 = 59$  м и  $D_5 = 0,369$  м. Максимальный к.п.д. гидроподъема и минимальный массовый расход воздуха для каждого фиксированного значения диаметра нижней ступени характеризуются единственным рациональным значением объемной расходной концентрации твердой фазы в потоке пульпы подводящего трубопровода. Зависимости изменения максимального к.п.д. гидроподъема от длины первой ступени подъемного трубопровода  $L_1$  при фиксированных значениях ее диаметра  $D_1 = 0,2; 0,204; 0,216$  м отображены на рис. 5.13 соответствующими кривыми 1, 2 и 3. Диаметр второй ступени и конструктивные параметры третьей,

четвертой и пятой ступеней подъемного трубопровода соответствуют условиям рисунка 5.12. При этом для данного случая принято, что изменение длины первой ступени отражается только на длину смежной с ней второй ступени, т.е.  $L_2 = 1286 + 293 - L_1$ . Приведенные на рис. 5.12 точки *A*, *B* и *C* отображены на рис. 5.13 точками с идентичными обозначениями.

Из графиков следует, что выбранные в соответствии с приведенным на рис. 5.8-5.10 алгоритмом параметры ГЭГ обеспечивают работу установки в зоне высоких к.п.д. для эрлифтного способа.

Для рекомендуемой авторами монографии конструкции ГЭГ, размеры которой приведены в табл. 5.1 и 5.2, исследовано изменение параметров гидроподъема монодисперсного состава ПМК диаметром 0,05 м в случае варьирования расходом твердого материала. Результаты исследований приведены на рис. 5.14 в виде зависимостей  $M_2$  и  $\eta_{э.Т}$  от массового расхода твердого материала  $M_T$  в потоке пульпы подводящего трубопровода (соответствующие кривые 1 и 2). Из графиков следует, что конструктивные параметры подводящего трубопровода и ступеней подъемного трубопровода обеспечивают эксплуатацию установок с высокими к.п.д. в диапазоне изменения производительностей по твердому материалу 8...12 кг/с при массовых расходах воздуха 3,593...4,87 кг/с.

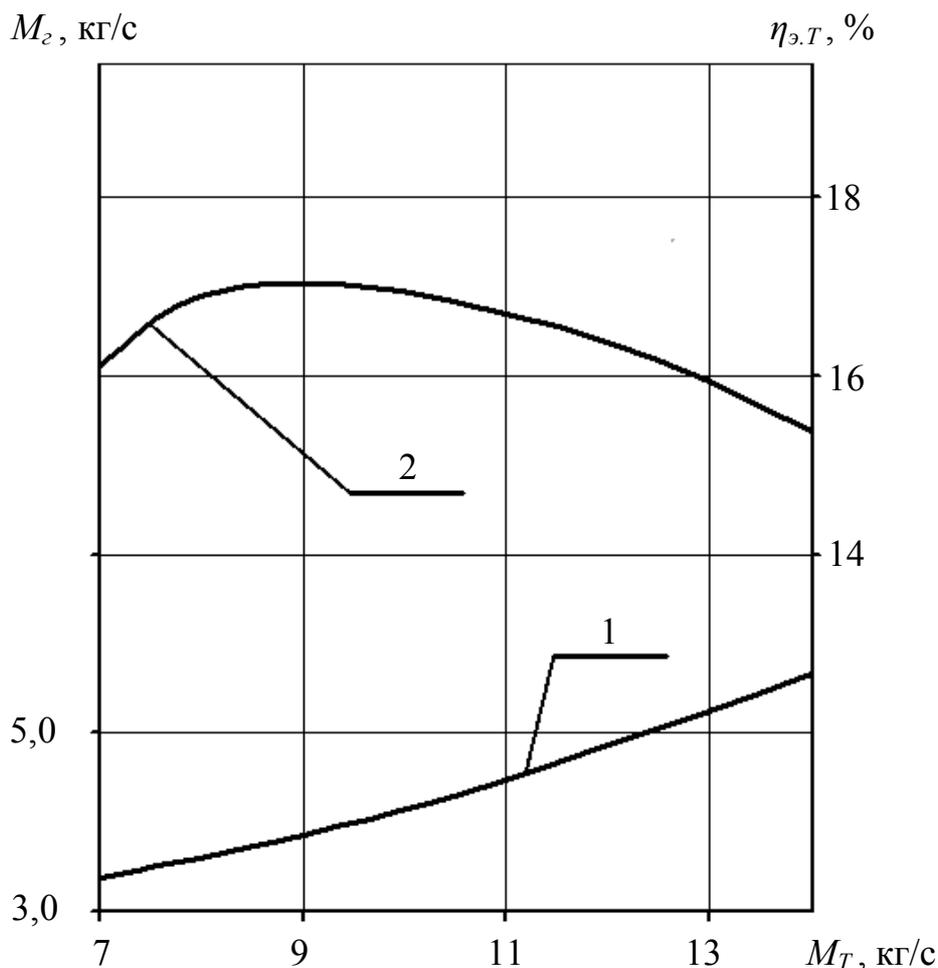


Рисунок 5.14 – Зависимости массового расхода воздуха и к.п.д. гидроподъема от массового расхода твердого материала

Полученные параметры базового варианта ГЭГ со ступенчатой конструкцией подъемного трубопровода определены исключительно из соображений гидродинамики. Авторы отдают себе отчет, что такая идеализированная постановка задачи имеет мало общего с проектированием промышленных установок, требующем выполнения расчетов на стыке наук теории упругости, аэрогидроупругости и гидродинамики. Для решения данной триединой задачи в первой монографии [138] разработана многоуровневая блочно-иерархическая структура проектирования ГЭГ, о чем упоминается в предисловии и в первом разделе. Поэтому замена в ней соответствующего описания гидродинамического блока на разработанный в настоящей монографии метод повысит научную и практическую ценность методических материалов, связанных с проектированием и эксплуатацией глубоководных эрлифтных гидроподъемов. Тем не менее, даже идеализированная постановка задачи может быть полезна из соображений возможного применения в скором будущем легких и прочных конструкционных материалов для изготовления транспортного трубопровода.

Результаты освещенных в предыдущих разделах исследований указывают на необходимость учета специфики транспортирования крупных тяжелых частиц (выражающегося, кроме всего прочего, в возможном срыве устойчивого транспортирования твердого материала, приводящего к аварийным ситуациям) при проектировании и эксплуатации глубоководных эрлифтных гидроподъемов минерального сырья в составе морских горнодобывающих комплексов. Поэтому в следующем разделе авторами монографии разработаны новые технологические и технические решения, обеспечивающие эффективный гидроподъем минерального сырья в подъемном трубопроводе морского эрлифта.

## **6 ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ И ТЕХНИЧЕСКИЕ РЕШЕНИЯ ДЛЯ ОБЕСПЕЧЕНИЯ УСТОЙЧИВОГО ПОДЪЕМА ТВЕРДОГО МАТЕРИАЛА В ЭРЛИФТАХ**

Полученные в предыдущем разделе монографии результаты свидетельствуют о низкой эффективности традиционного способа повышения производительности глубоководного эрлифтного гидроподъема (по твердому материалу) путем увеличения расхода подаваемого в смеситель воздуха. При повышении массового расхода воздуха происходит понижение участка распространения снарядной структуры в подъемном трубопроводе, что замедляет рост скорости смеси в области минимальной транспортирующей способности снарядного потока. Следовательно, использование общепринятого способа регулирования производительностью ГЭГ не исключает срыв подъема крупных тяжелых частиц без управления определяющими параметрами транспортирующей способности снарядного потока – плотностью и скоростью смеси, т.е. без принятия специальных мер [155–162].

Накопление твердого материала за счет циклического движения твердых частиц в поднимающихся газовых снарядах и жидкостных пробках, вплоть до срыва подъема частиц определило необходимость разработки описанных ниже специальных технологических решений и технических средств, направленных на повышение эффективности ГЭГ.

Защищенный пат. Украины № 89861 [155] способ заключается в соблюдении при работе гидроподъема равенства расходов твердой фазы в потоке подъемного трубопровода до и после снарядной структуры течения. В результате исключается возможность накопления на участке снарядного потока опасных для стабильной работы гидроподъема объемов минерального сырья. Схема комплекса разработки подводных месторождений полезных ископаемых для реализации данного способа приведена на рис. 6.1, а его узлы I, II, III, IV, V раскрыты на рис. 6.2-6.7.

Комплекс разработки подводных месторождений полезных ископаемых состоит из самоходного аппарата сбора 1, бункера-накопителя 9, подводящего 14 и подъемного 15 трубопроводов глубоководного эрлифтного гидроподъема, а также расположенного на поверхности водного бассейна базового плавающего средства 4. Посредством гибкого трубопровода 42 обеспечивается транспортирование в составе потока морской воды твердых полезных ископаемых от самоходного аппарата сбора 1 в бункер-накопитель 9. Для измельчения минерального сырья предусмотрены дробилки 13 и 17. Установленный в бункере-накопителе 9 конвейер 33 служит для транспортировки минерального сырья в дробилку 17. Шнековый питатель 23 предназначен для подачи твердого материала из бункера-накопителя 9 в подводящий трубопровод 14. Обеспечивающий работу гидроподъема сжатый воздух подается по воздухопроводу 12 и через смеситель 25 вводится в подъемный трубопровод 15.

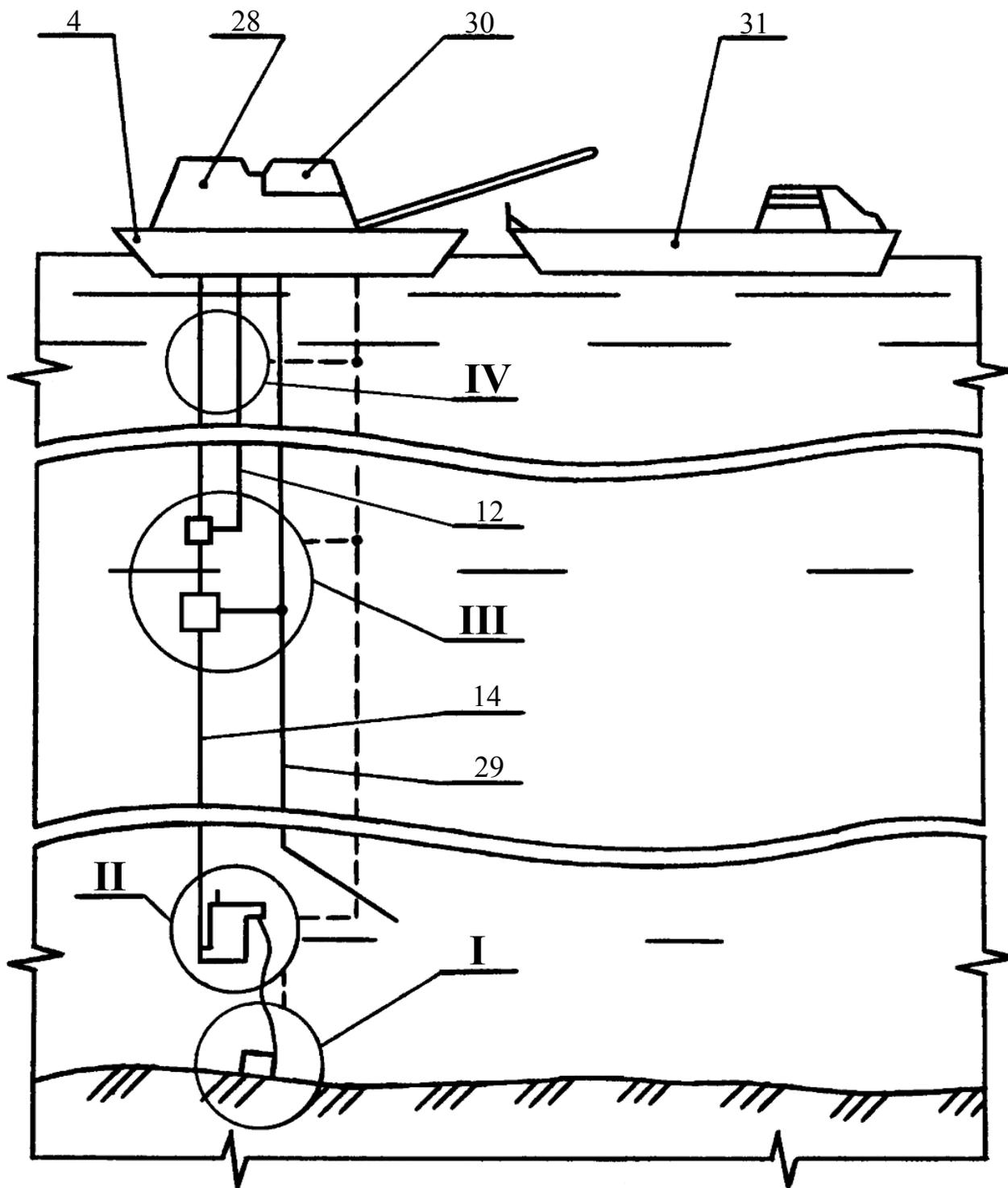


Рисунок 6.1 – Комплекс разработки подводных месторождений  
полезных ископаемых

Самоходный аппарат сбора 1 предназначен для извлечения со дна водного бассейна горной массы, ее промывки от илистых донных отложений, а также дробления промытой горной массы и обеспечения транспортировки минерального сырья в бункер-накопитель 9. Сбор горной массы осуществляется непосредственно секционным колосниковым вибрационным

уравновешенным подборщиком 35. Установленный в бункере 5 самоходного аппарата сбора 1 конвейер 41 предназначен для транспортировки промытой горной массы в дробилку 13, а направляющий аппарат 24 обеспечивает поступление промытой горной массы в загрузочное окно 34 дробилки 13. Создаваемый насосом 6 поток морской воды используется для транспортировки промытой горной массы через дробилку 13 и далее в гибком трубопроводе 42. Часть создаваемого данным насосом потока воды выходит через приемный люк 32, расположенный в донной части бункера 5, в водный бассейн, обеспечивая при этом промывку поступающей в бункер 5 горной массы от илистых отложений.

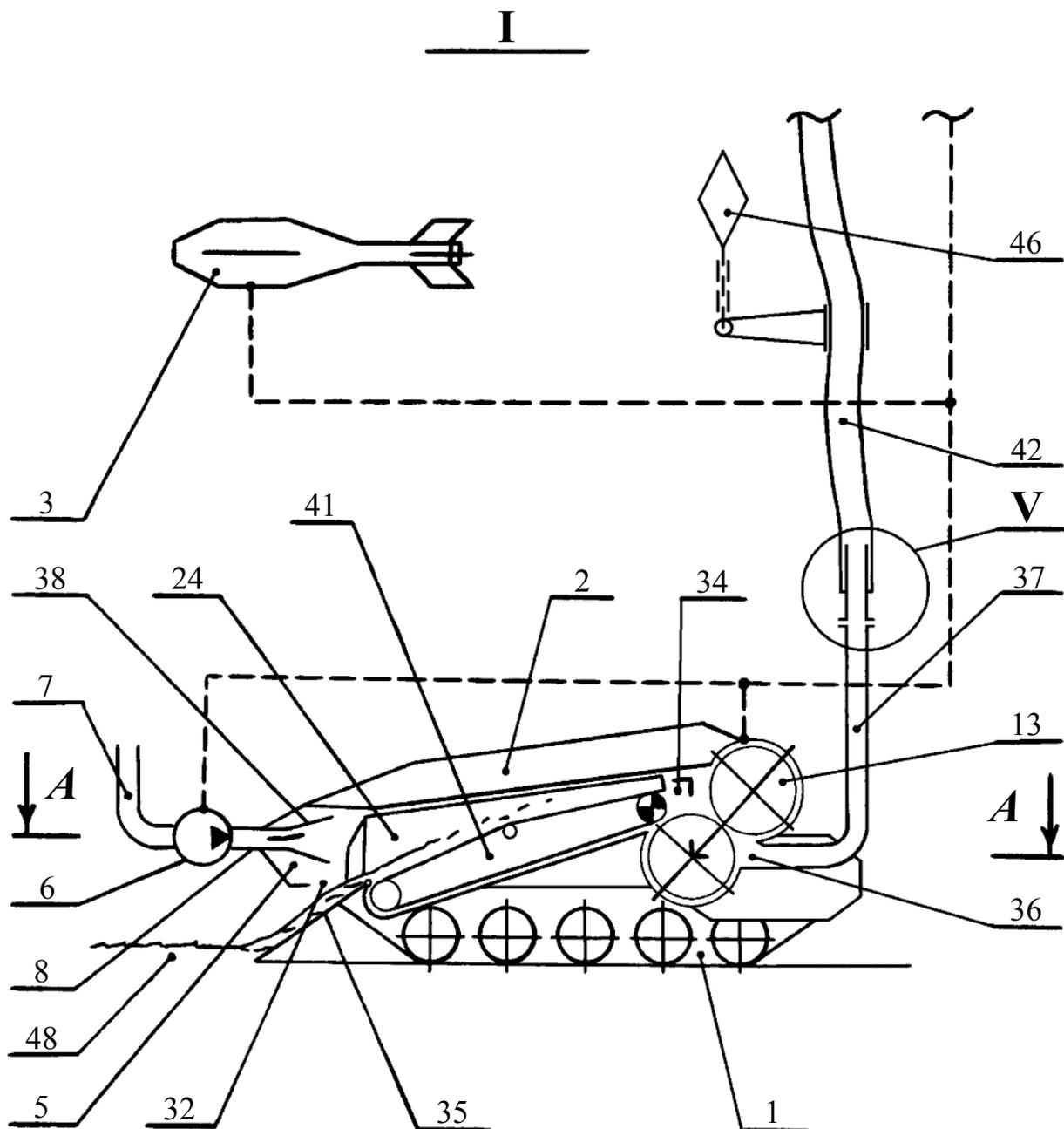


Рисунок 6.2 – Узел I комплекса разработки подводных месторождений полезных ископаемых

Управление движением самоходного аппарата сбора 1 осуществляется при помощи интегрированной навигационно-координационной системы 3. В процессе маневрирования аппарата сбора 1 поворотная муфта 45 снижает нагрузки на гибкий трубопровод 42. Баки плавучести 2 предотвращают критическое проседание самоходного аппарата сбора 1 в илистые отложения дна водного бассейна.

A – A

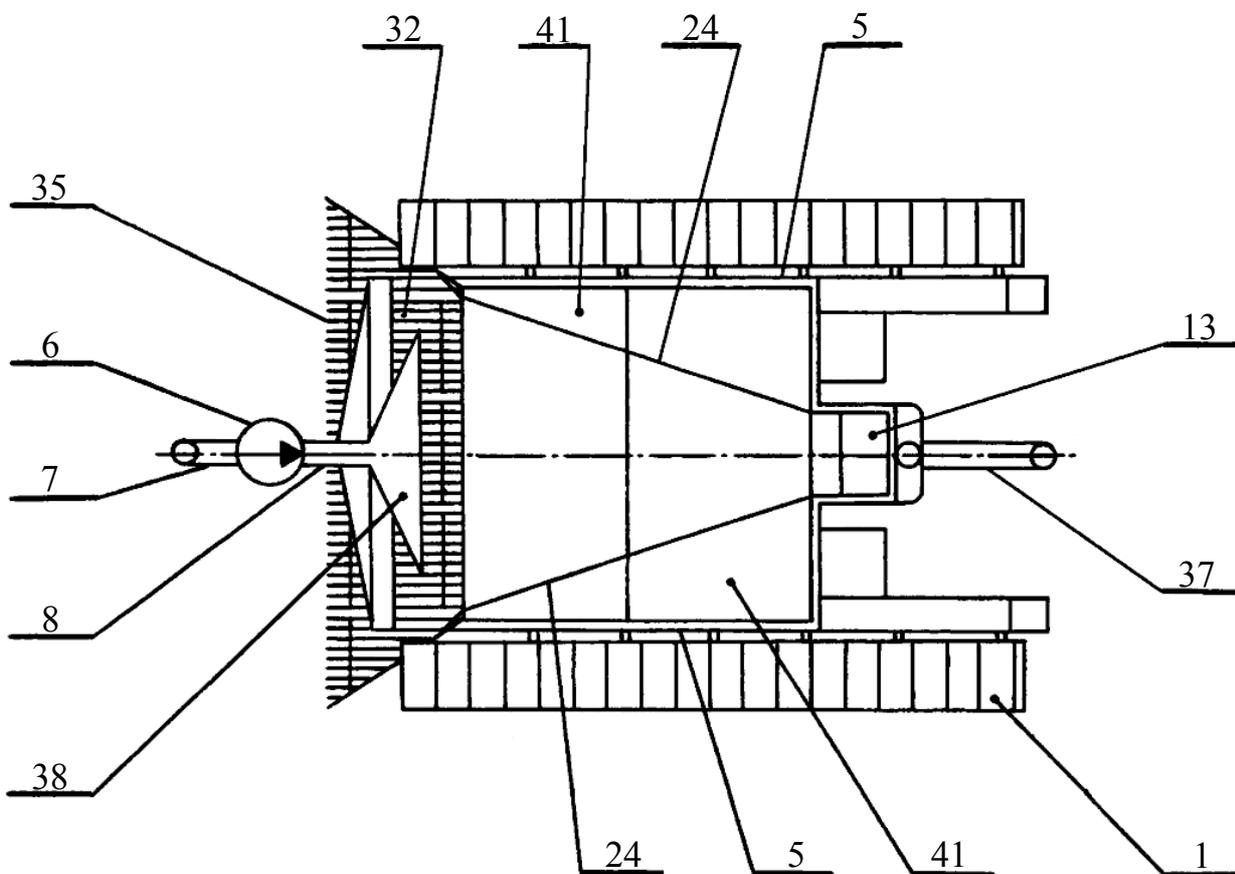


Рисунок 6.3 – Узел I комплекса разработки подводных месторождений  
полезных ископаемых

Устройство 26 (рис. 6.5) предназначено для первичного обогащения минерального сырья в процессе его гидроподъема. Принцип действия и оригинальная конструкция устройства 26 детально изложены в соответствующих патентах РФ № 2324055 [42] и Украины № 82228 [44]. Предложенное

новое технологическое решение позволяет совместить процессы транспортирования и обогащения твердых полезных ископаемых при разработке глубоководных месторождений.

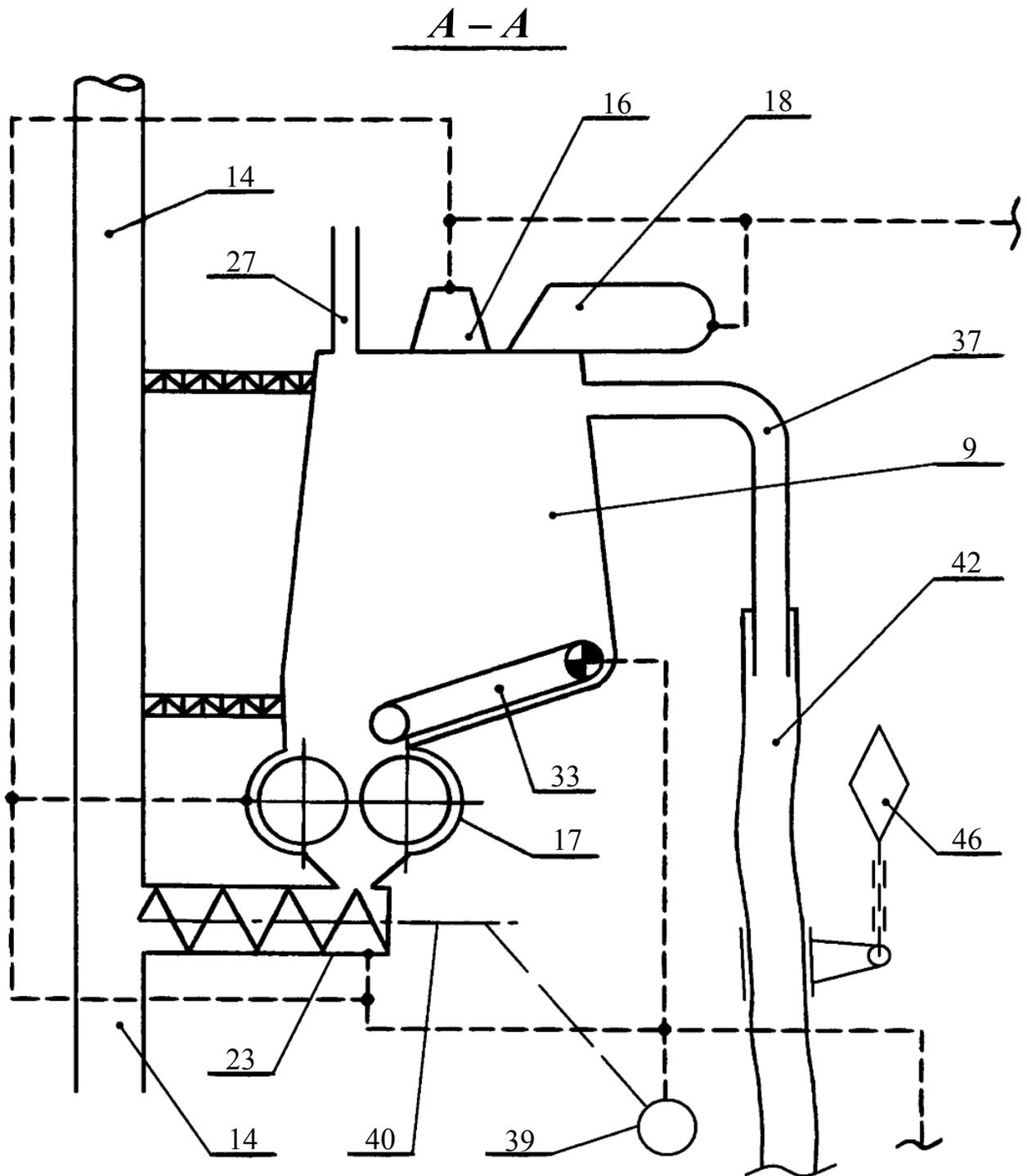


Рисунок 6.4 – Узел II комплекса разработки подводных месторождений полезных ископаемых



**IV**

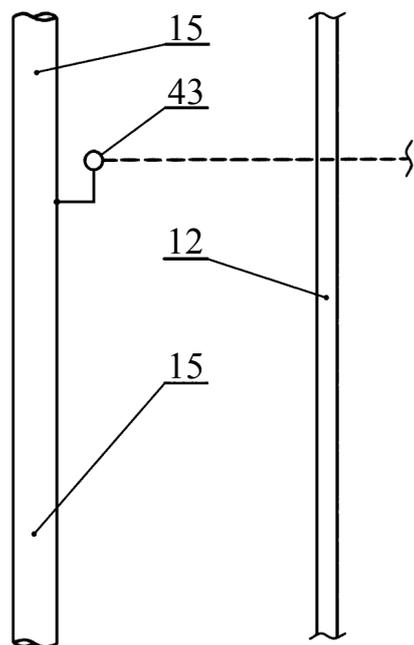


Рисунок 6.6 – Узел IV комплекса разработки подводных месторождений полезных ископаемых

**V**

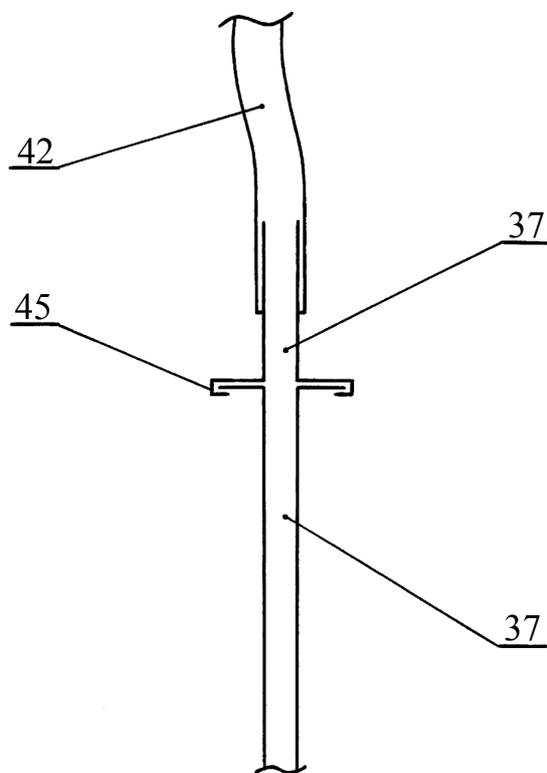


Рисунок 6.7 – Узел V комплекса разработки подводных месторождений полезных ископаемых

Замедление подъема горной массы в газовых снарядах приводит к аккумуляции твердого материала в снаряжном потоке. Поэтому работа комплекса разработки подводных месторождений полезных ископаемых предусматривает достижение требуемых расходов минерального сырья из бункера 9 в подводный трубопровод 14 при соблюдении равенства расходов твердого материала в многофазном потоке глубоководного эрлифтного гидроподъема до и после снаряжной структуры течения. Достижение критического объема твердого материала в снаряжном потоке, приводящего к срыву подъема горной массы, исключается путем совместного регулирования подачи сжатого воздуха в смеситель эрлифта 25 и скорости вращения шнекового питателя 23. На основании показаний консистомеров 43 и 44 определяются фактические текущие значения величин концентрации твердого материала соответственно в потоках верхней части подъемного трубопровода 15 и подводящего трубопровода 14. Посредством тахометра 39 определяется скорость вращения вала 40 шнекового питателя 23, а расходомером 47 измеряется величина подачи сжатого воздуха в смеситель 25.

Предлагаемый способ особенно актуален для случая гидроподъема крупных тяжелых частиц. Его достоинствами являются:

- гарантированное исключение заштыбовки элементов системы гидроподъема морского горнодобывающего комплекса горной массой;
- повышение надежности работы оборудования морского горнодобывающего комплекса в сложных условиях больших глубин.

В зависимости от геологической характеристики участка дна водного бассейна, в пределах которого ведется подводная разработка, передвижение самоходных аппаратов сбора может быть предусмотрено на базе шнековых движителей. Соответствующие конструктивные решения совместно с иными вариантами организации гидротранспорта горной массы в условиях самоходного аппарата сбора отображены в патентах Украины №№ 89287; 90549 [163, 164], Российской Федерации № 2460883 [165] и выборочно приведены на рис. 6.8, рис. 6.9.

Далее детально рассмотрим иной подход к предотвращению срыва устойчивого подъема твердого материала при снаряжной структуре течения, защищенный пакетом патентов. Изложенный в патенте Украины № 85116 [156] способ предусматривает подачу формируемого за пределами подъемного трубопровода ГЭГ отдельного потока жидкости в область наименьшей транспортирующей способности снаряжного потока. В данном способе устойчивость гидроподъема минерального сырья с различными физико-механическими характеристиками твердых фракций при снаряжной структуре течения достигается путем повышения плотности и скорости транспортирующего потока. Схема предложенного глубоководного эрлифтного гидроподъема приведена на рис. 6.10, а его узлы I, II, III и IV раскрыты на рис. 6.11, 6.12, 6.13 и 6.14, соответственно.

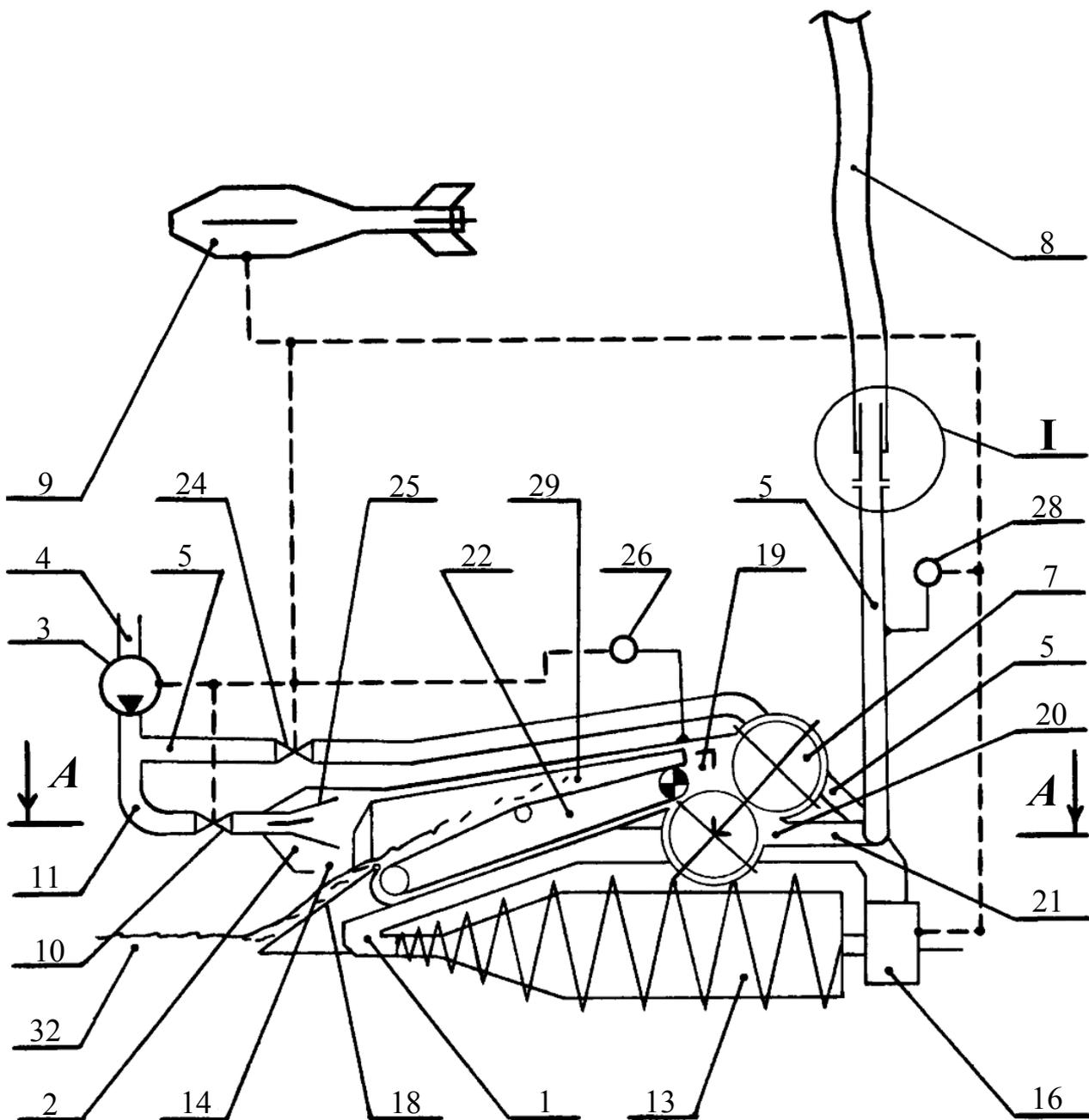


Рисунок 6.8 – Самоходный аппарат сбора

Эрлифтный гидроподъем для реализации данного способа (рис. 6.10) содержит подъемный 1 и подводящий 2 трубопроводы, компрессорную установку 3 с пневмопроводом 4, воздухоотделитель 5, смеситель 6, а также насос 7 с всасывающим 8 и нагнетательным 9 трубопроводами. Подводящий трубопровод 1 содержит аккумулятор 14, а на подъемном трубопроводе установлены дополнительные смесители 11 и 12. Всасывающий трубопровод 8 соединен с аккумулятором 14, а нагнетательный трубопровод 9 сообщен с дополнительными смесителями 11, 12. Отдельный аккумулятор 18 сообщен с всасывающим 8 и нагнетательным 9 трубопроводами насоса 7. Для автоматизации работы гидроподъема предусмотрено использование блока управления 28.



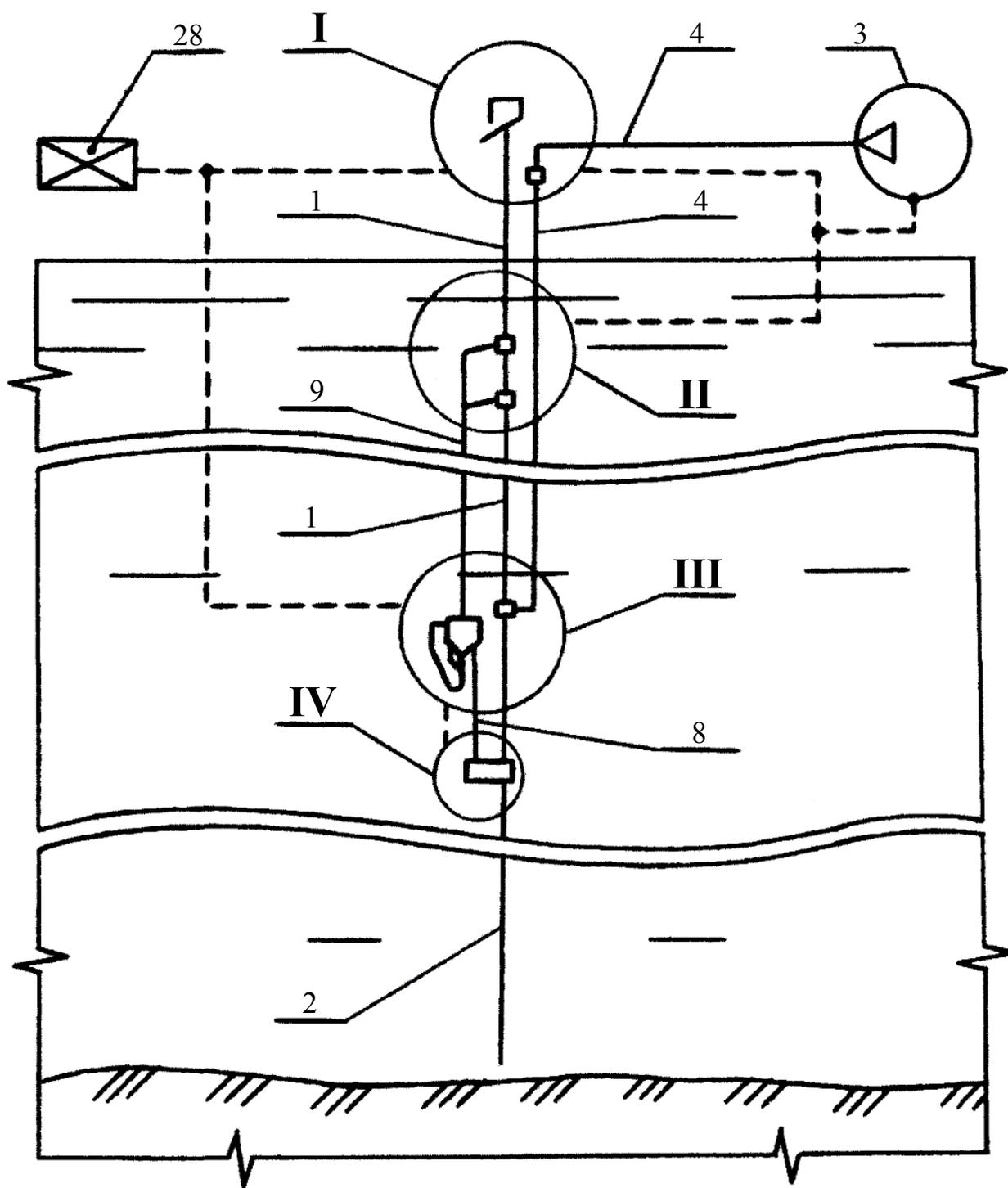


Рисунок 6.10 – Глубоководный эрлифтный гидроподъем для транспортирования минерального сырья с различными физико-механическими характеристиками твердых частиц

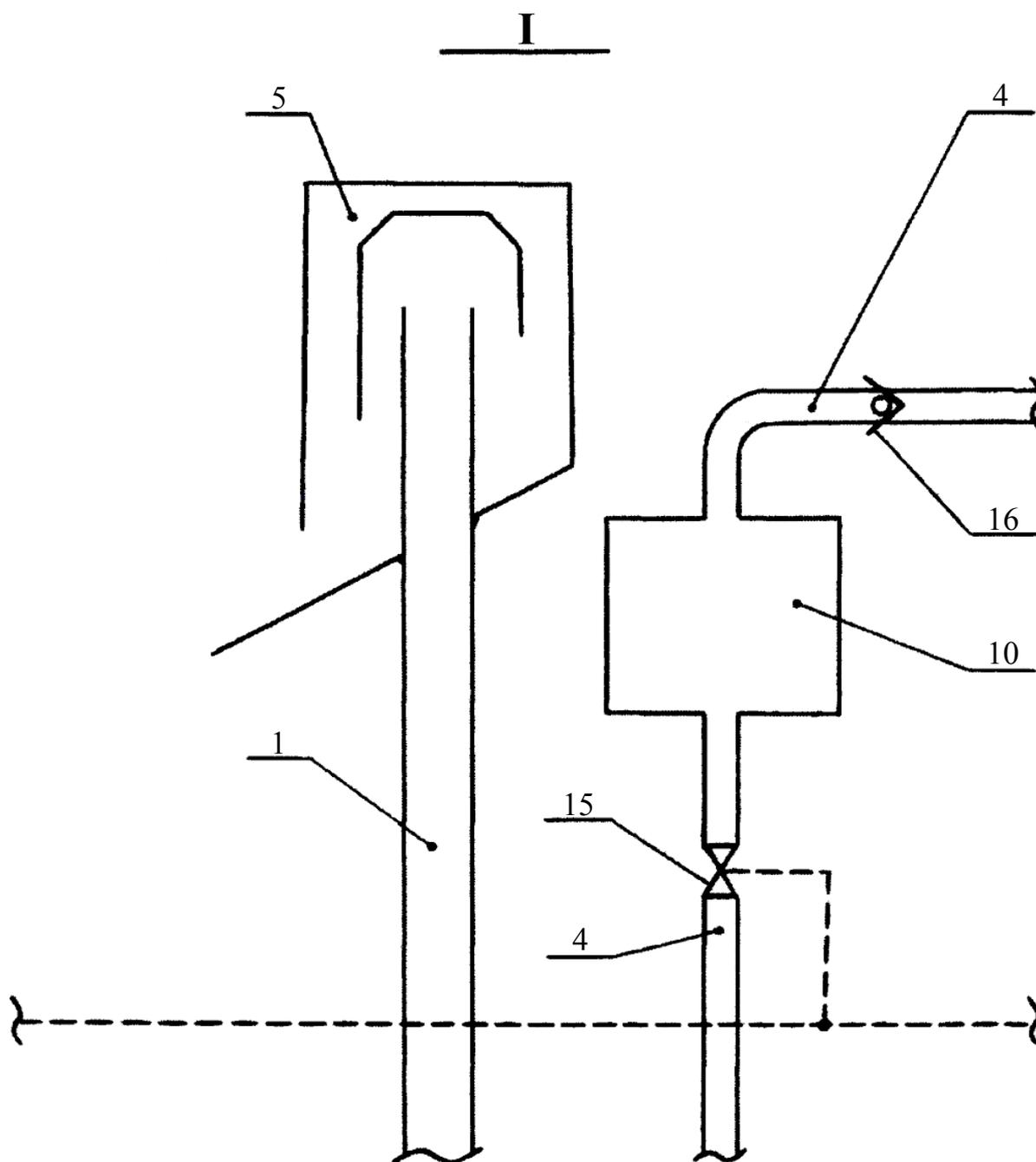


Рисунок 6.11 – Узел I глубоководного эрлифтного гидроподъема для транспортирования минерального сырья с различными физико-механическими характеристиками твердых частиц

В аккумуляторе 18 происходит выведение частиц минерального сырья из потока всасывающего трубопровода 8 с последующим их поступлением в поток нагнетательного трубопровода 9. Абразивные частицы при такой организации технологического процесса не транспортируются через насос 7, что повышает надежность его эксплуатации. Установленное в аккумуляторе 18 оборудованное основными 23 и дополнительными 24 лопастями рабочее колесо 25 способствует процессу осаждения твердых частиц, а его вращение препятствует агломерации горной массы. На основании данных тахометра 26 контролируется скорость

вращения рабочего колеса 25, что позволяет определить возникновение засты-  
 бовки аккумулятора 18 горной массой. Замедление вращения рабочего коле-  
 са 25 свидетельствует о накоплении горной массы в аккумуляторе 18. В этом  
 случае путем изменения положения поворотного крана 21 создаваемый насо-  
 сом 7 высоконапорный поток по нагнетательному трубопроводу 9 и патрубку  
 22 направляется на основные лопасти 23 рабочего колеса 25. После стабили-  
 зации скорости вращения рабочего колеса 25 восстанавливают сообщение насо-  
 са 7 с аккумулятором 18 через нагнетательный трубопровод 9.

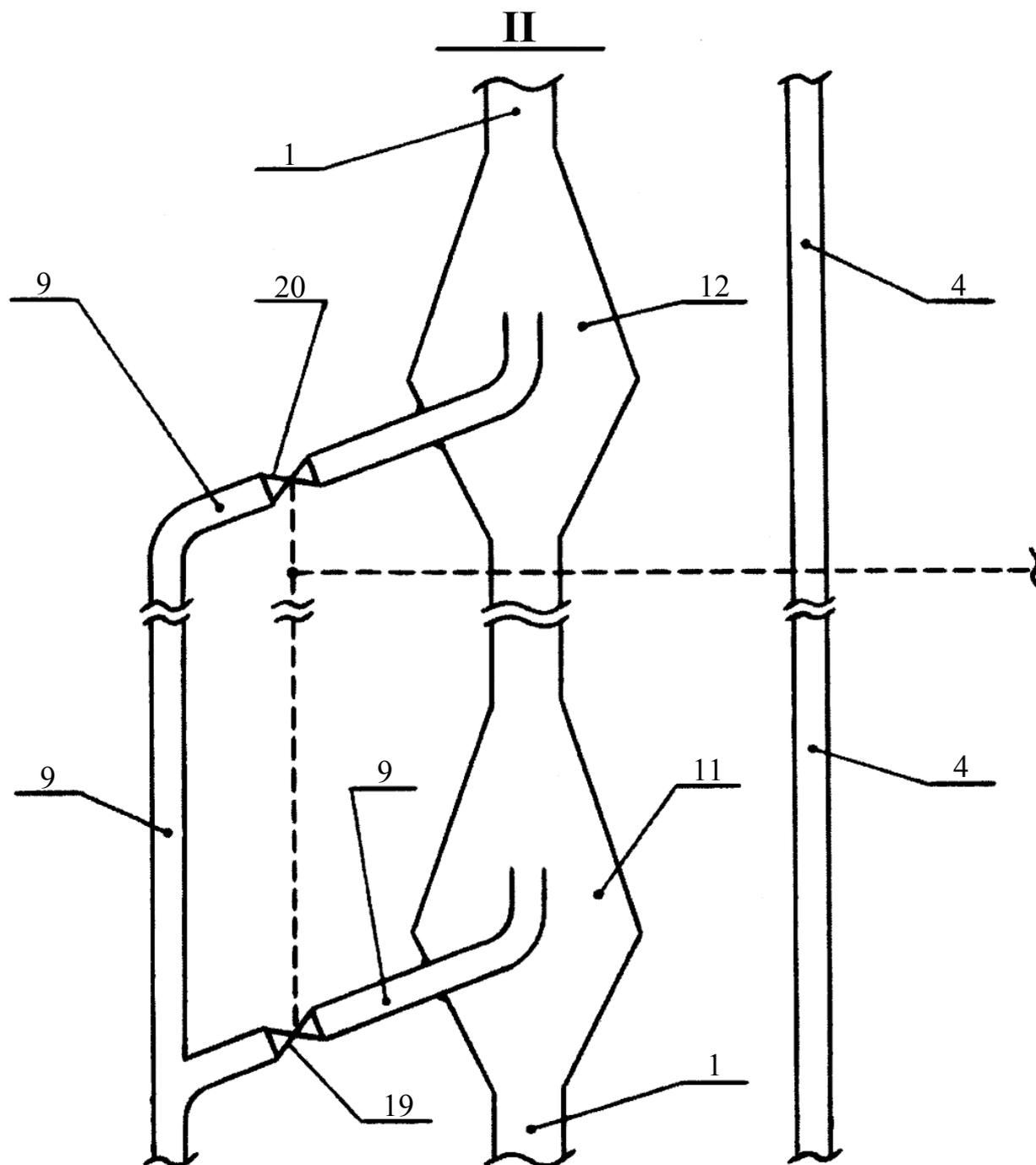


Рисунок 6.12 – Узел II глубоководного эрлифтного гидроподъема для  
 транспортирования минерального сырья с различными  
 физико-механическими характеристиками твердых частиц

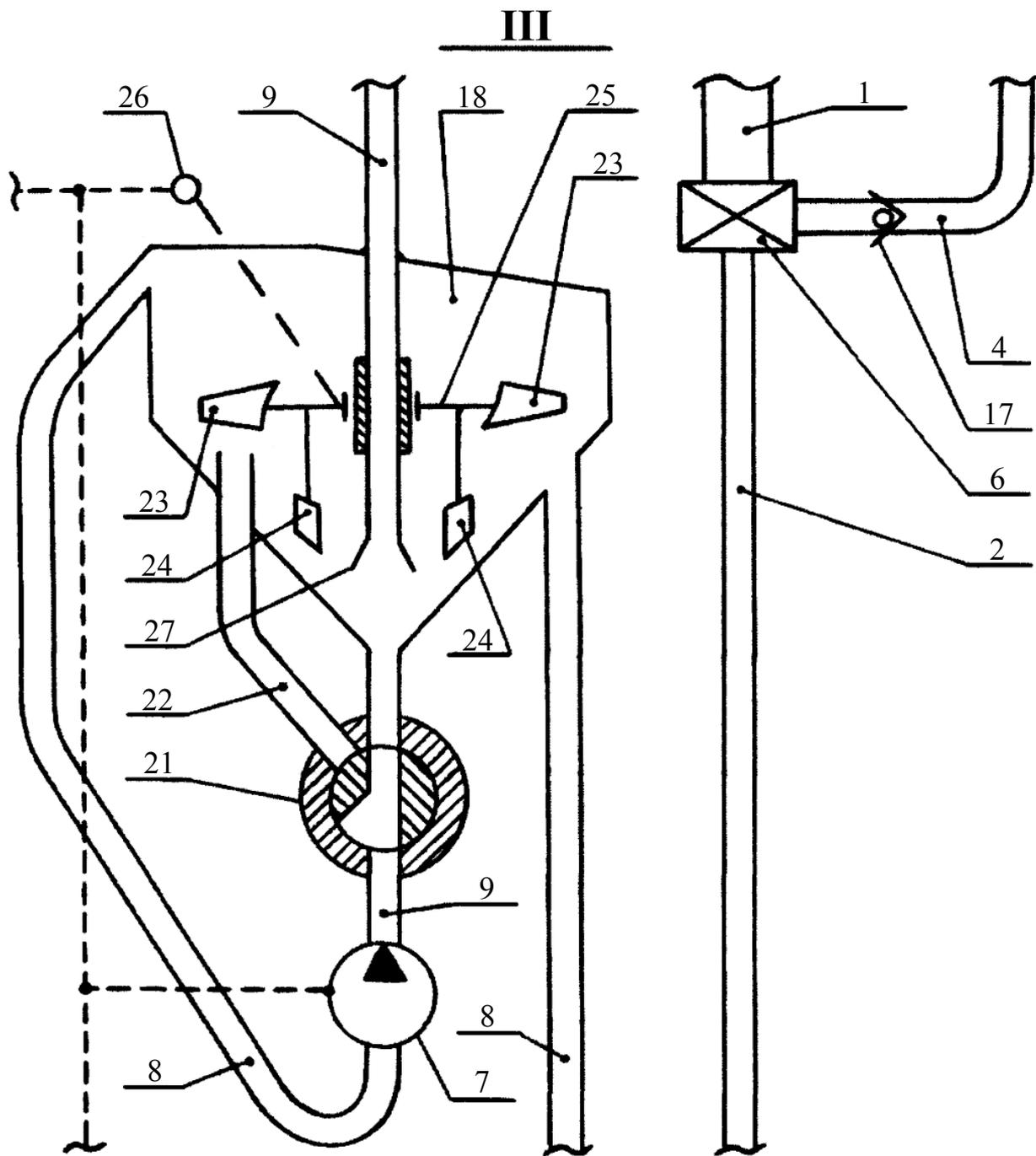


Рисунок 6.13 – Узел III глубоководного эрлифтного гидроподъема для транспортирования минерального сырья с различными физико-механическими характеристиками твердых частиц

Более эффективный вариант организации принудительной подачи минерального сырья из потока всасывающего трубопровода насоса в нагнетательный трубопровод посредством шнекового питателя заявлен в патенте Украины № 88733 [166], а схема соответствующего устройства приведена на рис. 6.15. Различные способы реализации данного технологического решения раскрыты в патентах РФ №№ 2310097; 2310098; 2310099 [26–28] и в патентах Украины №№ 82200; 81259; 82202; 81272 [29–32].

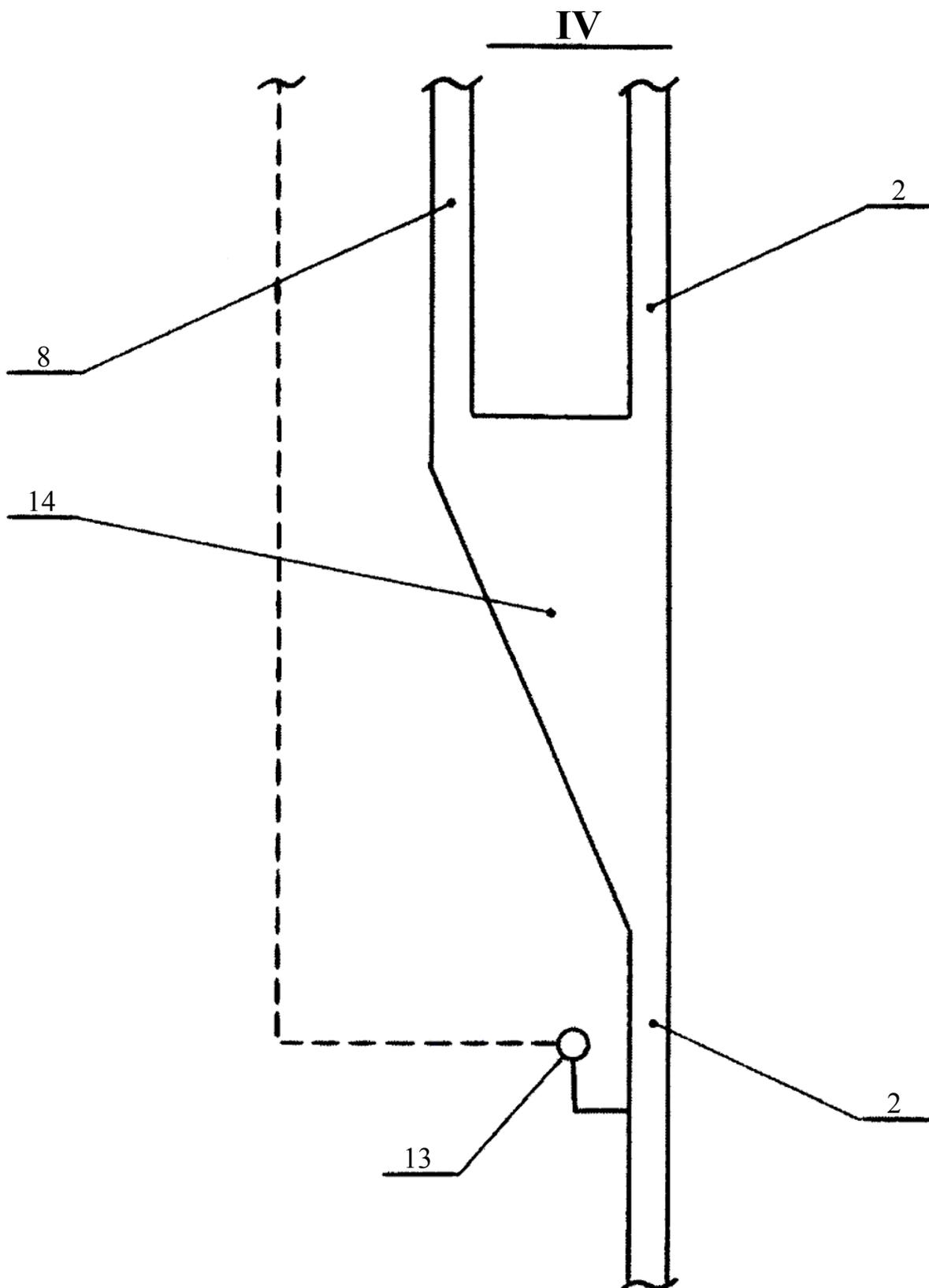


Рисунок 6.14 – Узел IV глубоководного эрлифтного гидроподъема для транспортирования минерального сырья с различными физико-механическими характеристиками твердых частиц

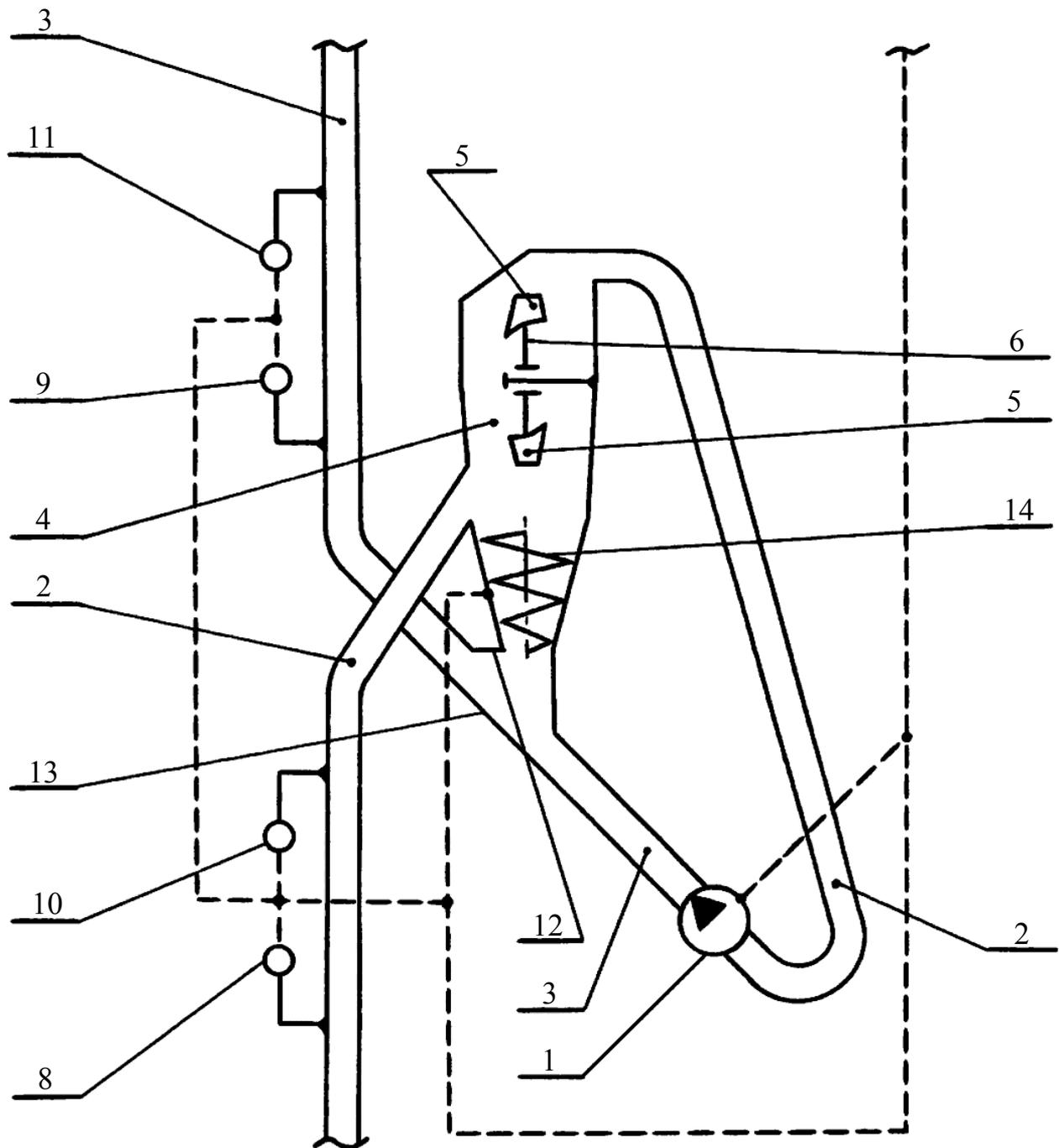


Рисунок 6.15 – Устройство гидротранспортной системы

В приведенном на рис. 6.15 устройстве гидротранспортной системы шнековый питатель обозначен позицией 14, а донная часть аккумулятора 4 выполнена в форме наклонного желоба 13, что позволяет обеспечить обмывание всей донной поверхности аккумулятора 4 создаваемым насосом 1 высоконапорным

потоком. Данное конструктивное решение по сравнению с приведенным на рис. 6.13 аналогичным устройством обеспечит эффективный гидротранспорт в более широком диапазоне изменения скоростей создаваемого насосом потока.

Основными преимуществами нового подхода, разработанного для гарантированного преодоления твердыми частицами с различными физико-механическими параметрами области пониженной транспортирующей способности снарядного потока, являются:

– возможность управления определяющими параметрами транспортирующей способности многофазного потока – скоростью и плотностью смеси в широких диапазонах;

– исключение транспортирования твердых частиц через рабочие ступени используемого в гидроподъеме насоса.

Ряд конструктивных особенностей установки, необходимых для эффективной ее работы при технической реализации, отражены в соответствующей документации НОУ-ХАУ к данному изобретению.

Повышение тяговой силы эрлифта может быть достигнуто за счет снижения гидравлического сопротивления течению смеси путем отвода части расширяющегося воздуха в верхней части подъемного трубопровода. Данный принцип положен в основу защищенных патентами РФ №№ 2310102; 2321748 [157, 158] и Украины №№ 81307; 82201; 84608; 86440 [159–162] соответствующих технологических и технических решений. Схема заявленного в патенте Украины № 86440 [162] варианта организации глубоководного эрлифтного гидроподъема отображена на рис. 6.16, а ее узлы I, II и III раскрыты на рис. 6.17-6.19.

Приведенная на рис. 6.16-6.19 конструкция гидроподъема включает подъемный 1 и подводящий 2 трубопроводы, многоступенчатый центробежный насос 3 с всасывающим 4 и нагнетательным 5 трубопроводами, воздухоотделитель 6, нагнетатель 7, воздухопровод 8 и смеситель 9. Нагнетательный трубопровод 5 содержит аккумулятор 10 и соединен со смесителем 9, воздухопровод 8 сообщен с промежуточной ступенью 15 насоса 3, наклонный участок *AB* (рис. 6.18) подъемного трубопровода 1 соединен с дополнительным аккумулятором 13. Аккумулятор 10 через патрубок 11 сообщен с бассейном морской воды, а дополнительный аккумулятор 13 через отдельный трубопровод 14 и дополнительный смеситель 12 сообщен с трубопроводом 5.

В процессе работы гидроподъема первоначально сжатый нагнетателем 7 воздух по воздухопроводу 8 подается в промежуточную ступень 15 насоса 3. Организация впуска сжатого воздуха в промежуточную ступень 15 по сравнению с введением воздуха во всасывающий трубопровод 4 (допускается не более 12...14 % по объемной концентрации) позволяет увеличить массовый расход вводимого в насос 3 воздуха при исключении срыва подачи насоса. Образуемый насосом 3 водовоздушный поток по нагнетательному трубопроводу 5 подается в аккумулятор 10, где происходит разделение фаз смеси. Сосредотачиваемый в верхней части аккумулятора 10 воздух по нагнетательному

трубопроводу 5 поступает в смеситель 9, а образуемая из водовоздушной смеси вода по патрубку 11 отводится в водный бассейн. Поступление сжатого воздуха в смеситель 9 обеспечивает формирование потоков пульпы и многофазной смеси соответственно в подводящем 2 и подъемном 1 трубопроводах.

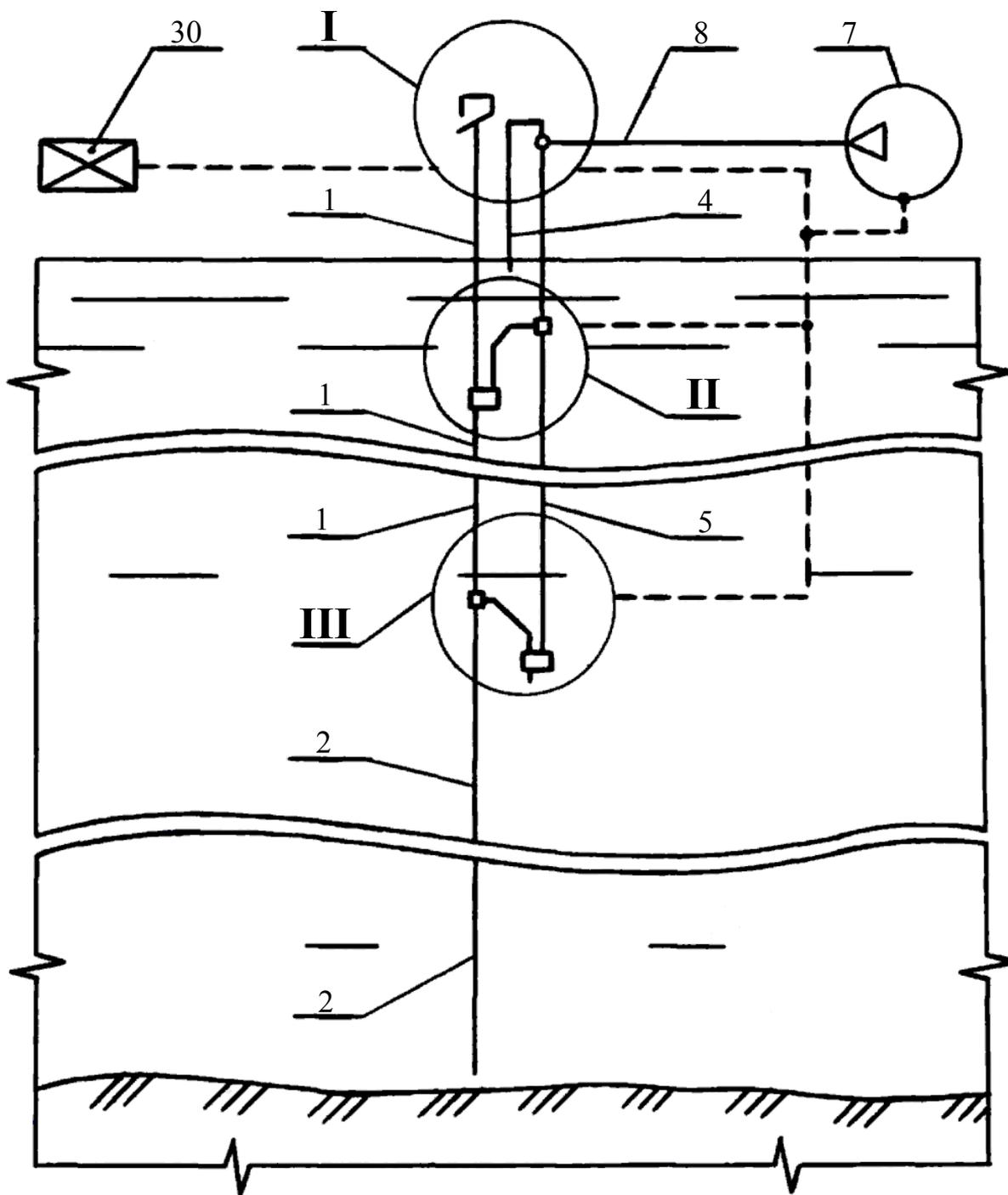


Рисунок 6.16 – Глубоководный эрлифтный гидроподъем с рациональным газосодержанием смеси в подъемном трубопроводе

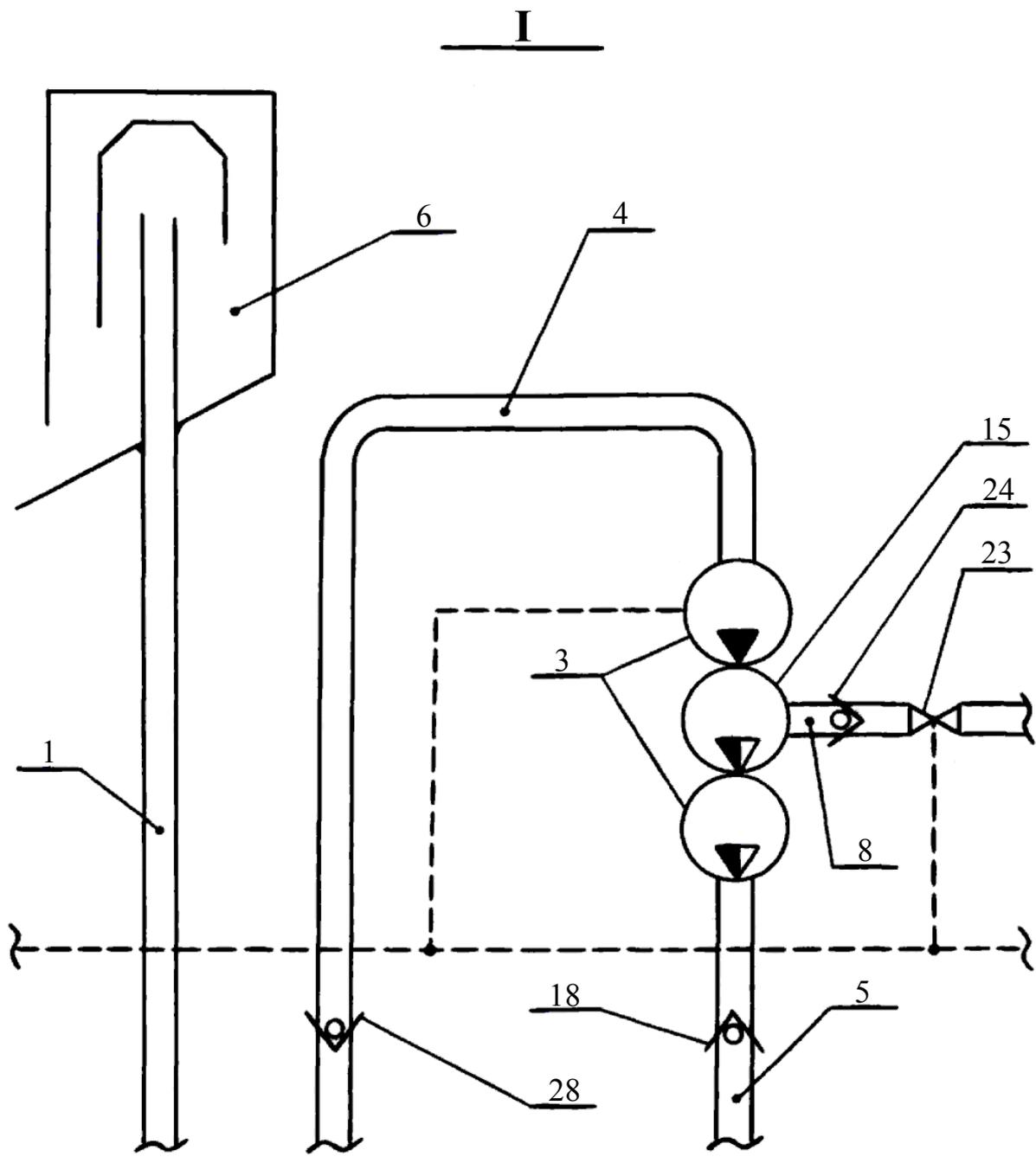


Рисунок 6.17 – Узел I глубоководного эрлифтного гидроподъема с рациональным газосодержанием смеси в подъемном трубопроводе

Осуществление отбора воздуха из многофазного потока предусматривается на участке наклонной траектории подъема смеси. Воздух, выходящий из состава поднимающейся по наклонному участку *AB* подъемного трубопровода 1 смеси, поступает в дополнительный аккумулятор 13. Уровень погружения в водный бассейн аккумулятора 13 расположен ниже смесителя 12, что обеспечивает поступление выведенного из потока подъемного трубопровода 1 воздуха в поток нагнетательного трубопровода 5. В процессе работы гидроподъема уровень воды в аккумуляторе 10 поддерживается между сигнализаторами

верхнего 16 и нижнего 17 уровней жидкости путем регулирования открытием задвижек 20 и 29, а уровень воды в аккумуляторе 13 поддерживается между сигнализаторами верхнего 21 и нижнего 22 уровней жидкости при помощи задвижки 26. Давление в смесителе 9 определяется посредством манометра 25.

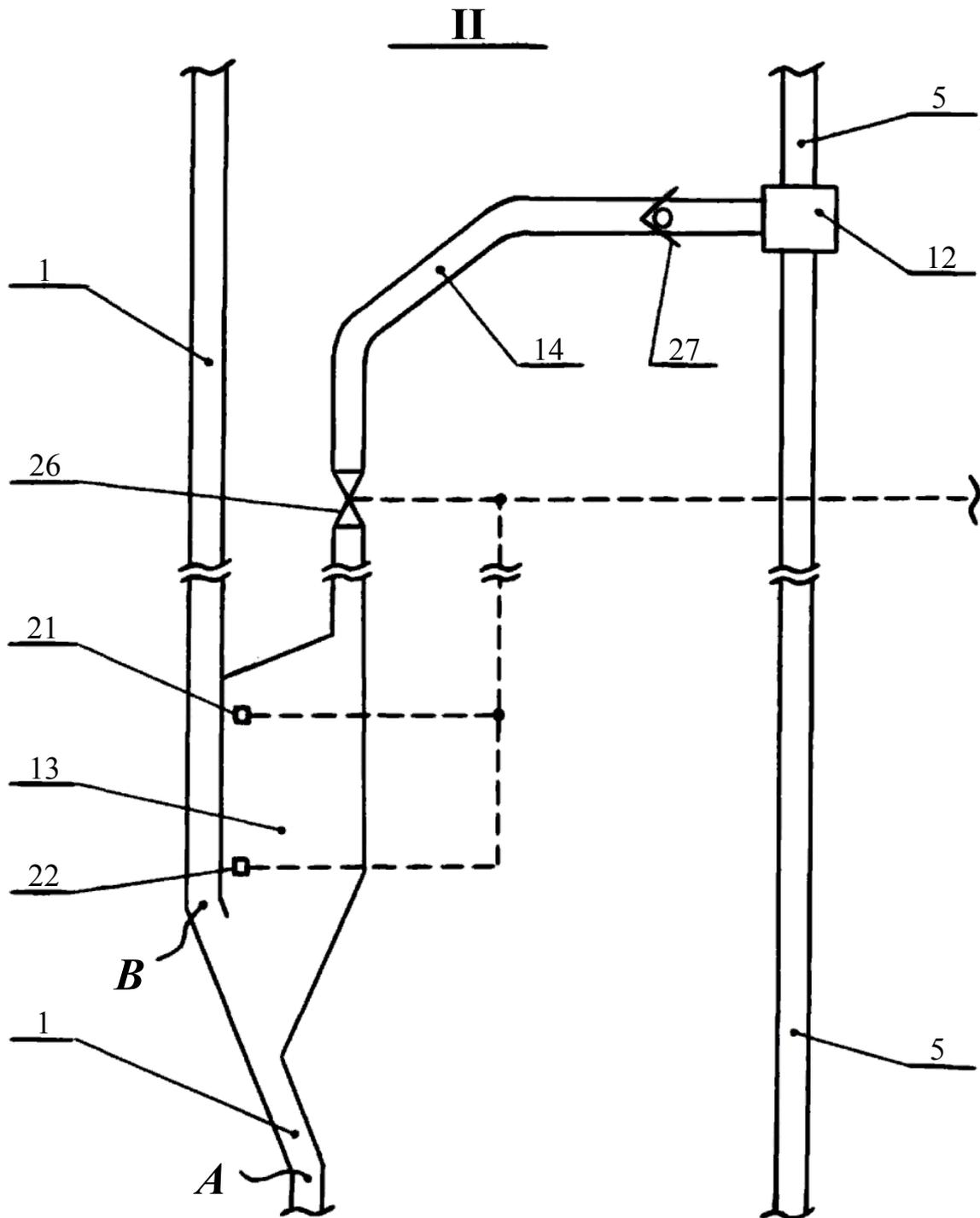


Рисунок 6.18 – Узел II глубоководного эрлифтного гидроподъема с рациональным газосодержанием смеси в подъемном трубопроводе



насоса 3, а не нагнетателя 7. В условиях больших глубин разработки месторождений ввиду значительной протяженности нагнетательного трубопровода 5 дополнительное сжатие воздуха происходит и под воздействием столба водовоздушной смеси.

К преимуществам разработанного варианта гидроподъема относятся:

- снижение энергоемкости технологического процесса за счет замены энергоемких компрессорных установок высоконапорными насосами с высокими показателями к.п.д.;

- повышение эффективности глубоководного эрлифтного гидроподъема за счет снижения гидравлических сопротивлений подъемного трубопровода;

- возможность повторного использования части отработанного в эрлифте воздуха.

В Государственном ВУЗ «НГУ» разработаны новые технологические и технические решения в области организации газожидкостных потоков при помощи насосов, которые заявлены в патентах Украины №№ 77452; 86438; 63612; 77214 [167–170], а также в рассмотренном ниже пат. Украины № 77630 [171].

Один из вариантов системы образования газожидкостного потока путем подачи воздуха в промежуточную ступень центробежного насоса (патент Украины № 77630) приведен на рис. 6.20, а ее узел I раскрыт на рис. 6.21-6.23. Данная система базируется на многоступенчатом насосе 1 с всасывающим 2 и нагнетательным 3 трубопроводами. Многоступенчатый насос 1 включает соответствующие ступени 4, 5, 6 и 7, вращающийся в подшипниках 8 вал 9, стальной разгрузочный диск 10, дистанционную втулку 11, крышку 12, кронштейн 13 подшипников 8, гайку ротора 14, стяжные болты 15. Рабочее колесо 16 промежуточной ступени 5, в которую непосредственно осуществляется выпуск сжатого газа, имеет специальные каналы 17, 18, сообщенные каналами 19, 20 с внутренним каналом 21 вала 9. Во внутреннем канале 21 расположенный обратный клапан 22. Направляющий аппарат 23 входит в состав промежуточной ступени 6, а рабочее колесо 24 – в состав ступени 7. Соединенный с корпусом многосекционного насоса 1 аккумулятор 25 сообщен с внутренним каналом 21 вала 9 и через воздухопровод 26 с нагнетателем сжатого воздуха 27.

Подача сжатого нагнетателем 27 воздуха в промежуточную ступень 5 насоса 1 осуществляется в процессе перекачивания данным насосом жидкости из всасывающего трубопровода 2 в нагнетательный трубопровод 3. Сжатый нагнетателем 27 воздух по воздухопроводу 26 через аккумулятор 25, внутренний канал 21 вала 9, каналы 19, 20 и специальные каналы 17, 18 рабочего колеса 16 поступает в зоны низкого давления, возникающие в промежуточной ступени 5 многоступенчатого насоса 1 на периферии рабочего колеса 24 непосредственно за движущимися лопатками этого колеса. Открытие обратного клапана 22 обеспечивает действующая на стальной шарик 32 центробежная сила,

возникающая за счет вращения вала 9. Формирующаяся в промежуточной ступени 5 газожидкостная смесь поступает в ступени 6, 7 и распространяется по нагнетательному трубопроводу 3. Работая на воде ступень 4 исключает срыв подачи насоса 1.

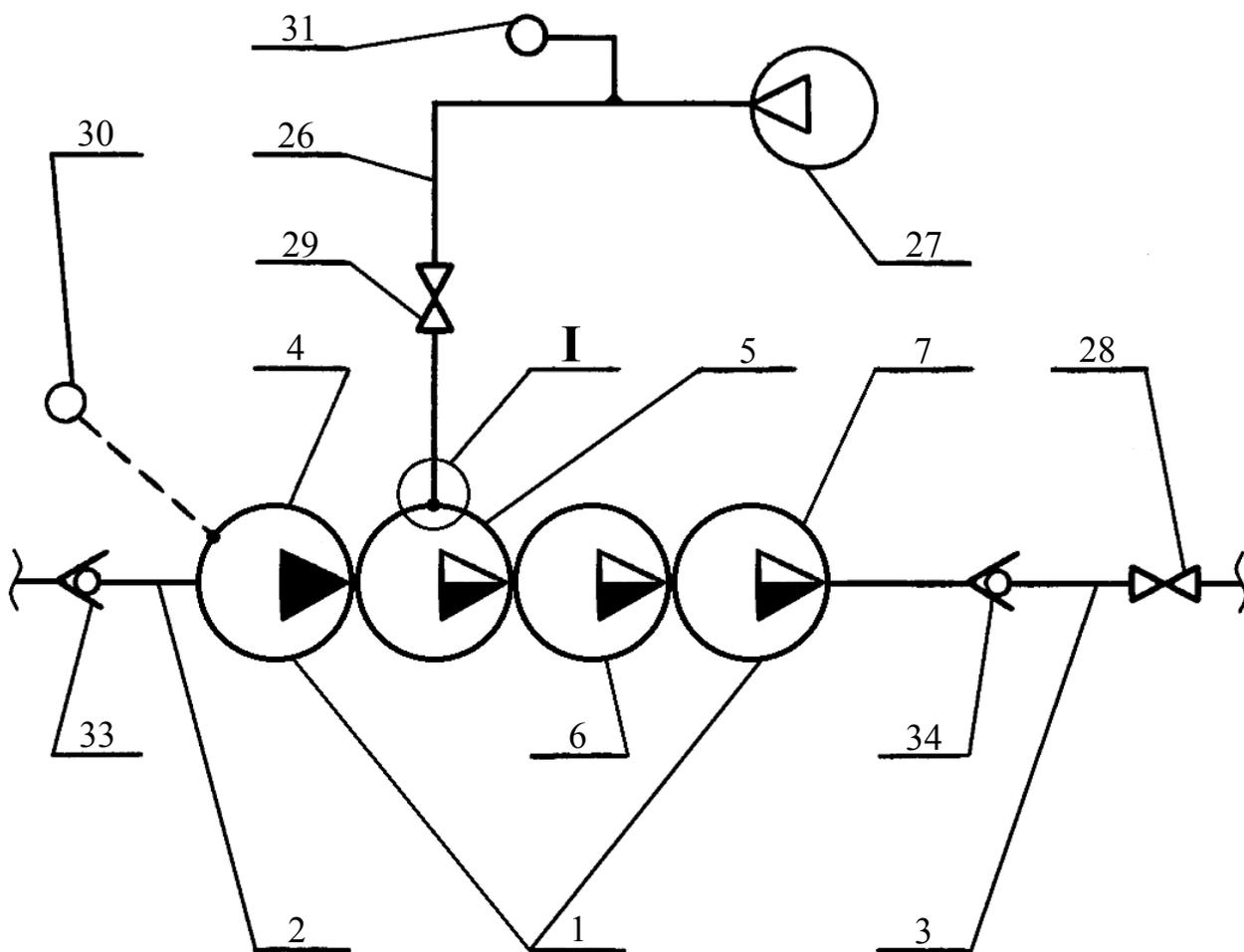


Рисунок 6.20 – Схема подачи воздуха в промежуточную ступень центробежного насоса

Величина расхода сжатого газа, подаваемого в промежуточную ступень 5 насоса, измеряется расходомером 31, а скорость вращения вала 9 определяется на основании показаний тахометра 30.

Заявленные в пат. Украины №№ 86471; 89250; 88731 [172–174] технологические решения предусматривают применение процесса предварительного дробления минерального сырья до его введения в подводный трубопровод ГЭГ. В указанных патентах дробление минерального сырья реализовано в условиях подводных самоходных аппаратов сбора донных отложений.

I

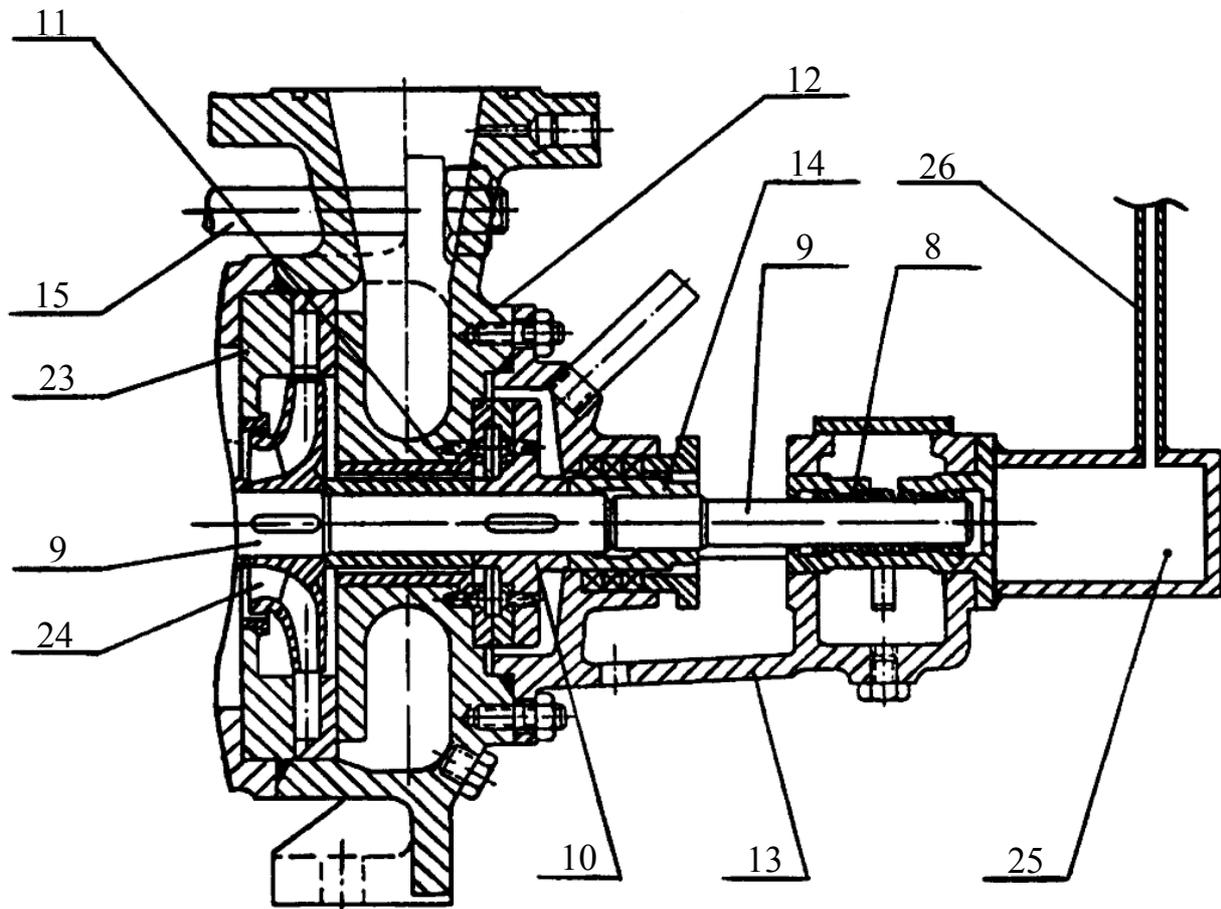


Рисунок 6.21 – Узел I системы подачи воздуха в промежуточную ступень центробежного насоса

Особого внимания заслуживает разработанный специально для высокопроизводительных эрлифтных гидроподъемов горной массы и заявленный в пат. Украины № 91130 [175] способ, без практической реализации которого с внедрением предложенных НОУ-ХАУ невозможен запуск ГЭГ без срыва подъема твердого материала.

Авторами монографии также рассматривались вопросы повышения эффективности ГЭГ за счет рационального использования пневматической энергии. Разработанные рекомендации заключаются в необходимости соблюдения следующих требований [176]:

- в момент отрыва от сопел смесителя размеры пузырей воздуха должны быть минимальными;

- для предотвращения преждевременного слияния пузырей (образования так называемых струйных цепочек на выходе из сопел) необходимо принятие специальных мер, затрудняющих попадание последующего пузыря в гидродинамический след предыдущего;

– для более равномерного распределения воздушных пузырей по внутреннему объему подъемного трубопровода желательно препятствовать их скоплению в центральной области потока (например, использование центробежных сил вследствие закручивания потока).

***B – B***

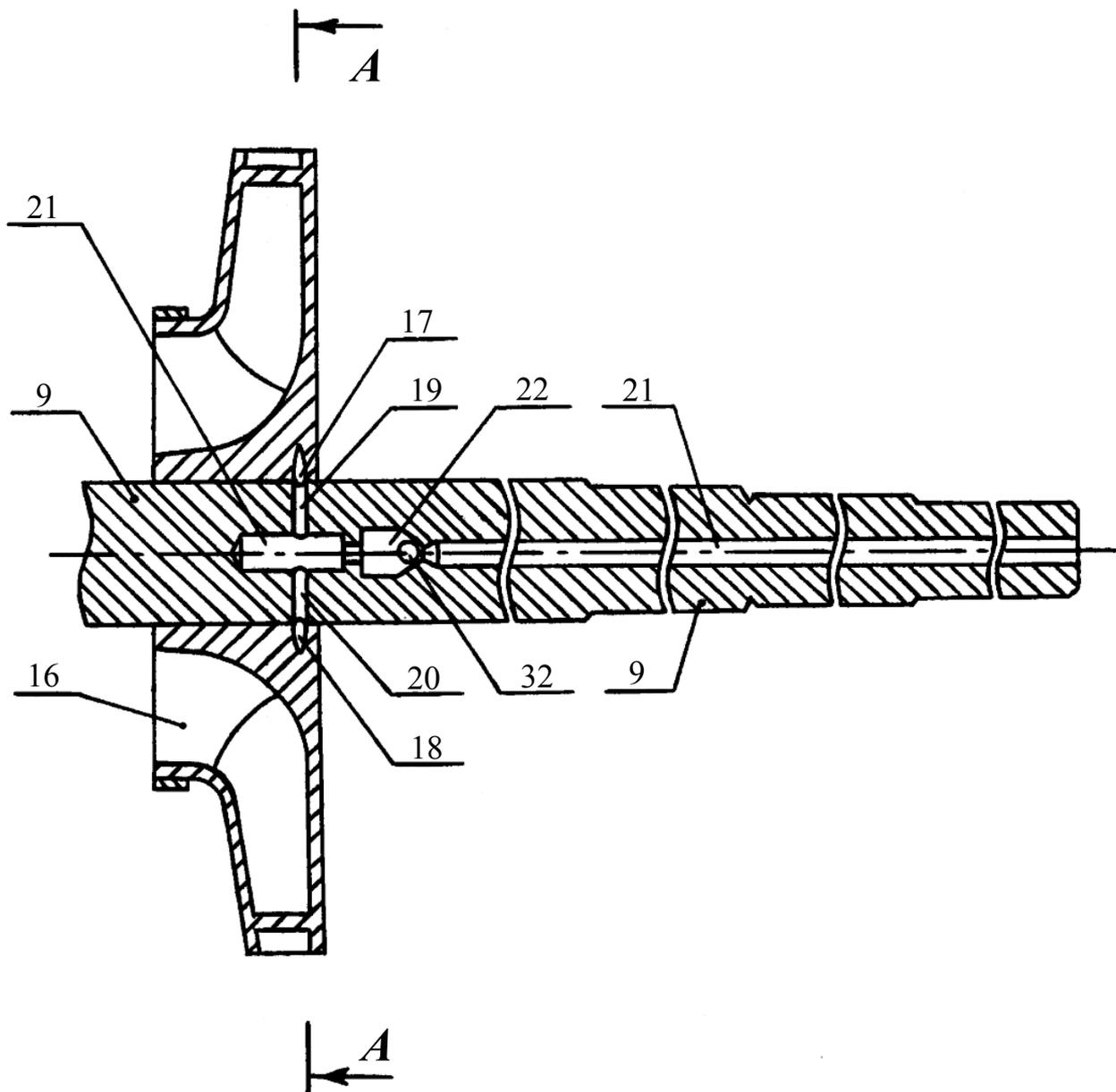


Рисунок 6.22 – Узел I системы подачи воздуха в промежуточную ступень центробежного насоса

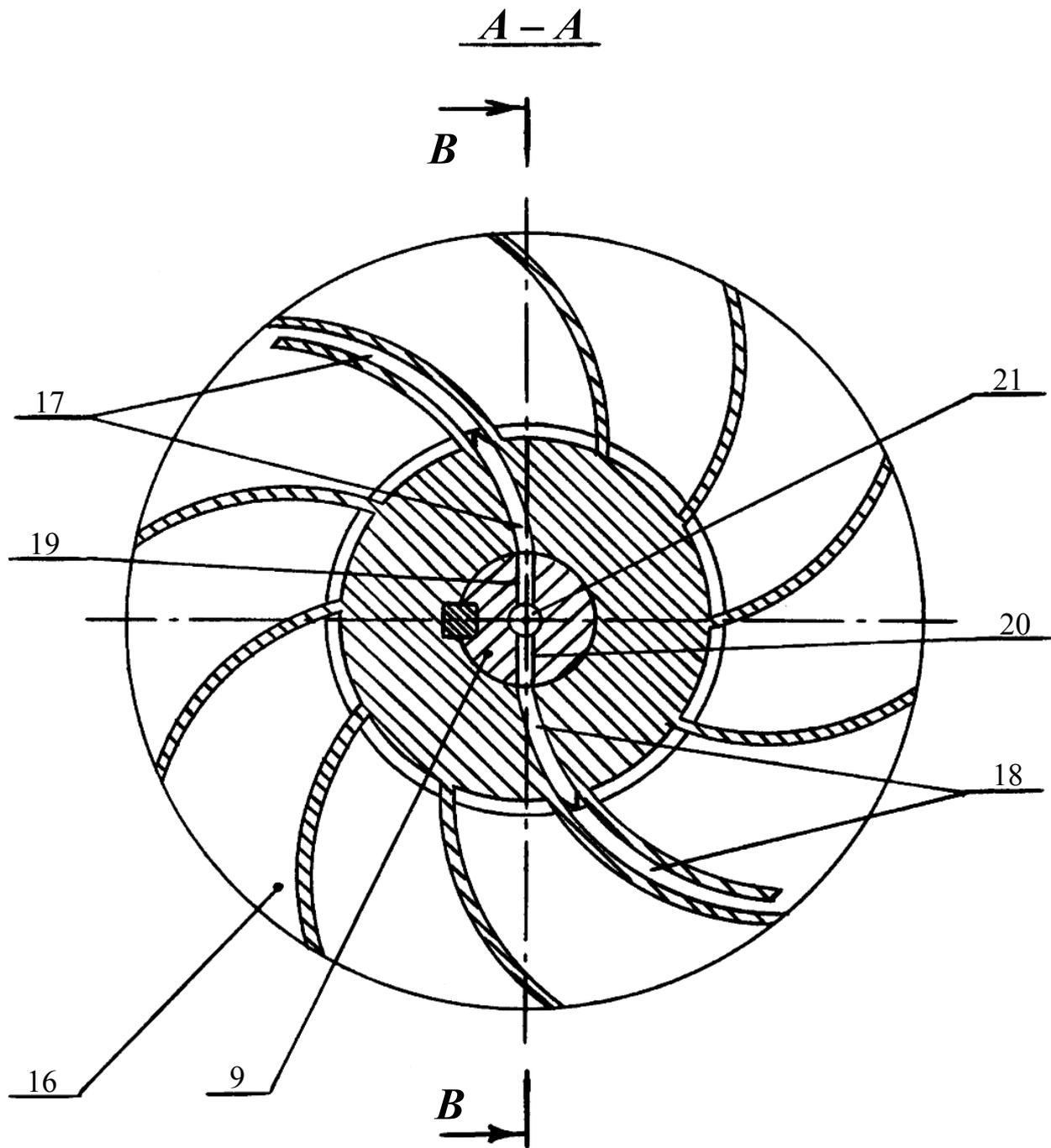


Рисунок 6.23 – Узел I системы подачи воздуха в промежуточную ступень центробежного насоса

Изложенные выше принципы лежат в основе запатентованной оригинальной конструкции морского эрлифта [177], предусматривающей повышение транспортирующей способности многофазного потока в подъемном трубопроводе за счет специальной конструкции смесителя, отображенной на рис. 6.24-6.27. Разработанное конструктивное решение позволяет получить более равномерное распределение воздуха по объему подъемного трубопровода, что увеличивает протяженность обладающей высокой транспортирующей способностью пузырьковой структуры течения и приводит к повышению уровня

зоны формирования снарядного потока. Перемещение снарядной структуры вдоль подъемного трубопровода по направлению к воздухоотделителю сопровождается увеличением скорости смеси, а, соответственно, и повышением транспортирующей способности снарядного потока. Для уменьшения сопротивлений движению многофазного потока заявлена конструкция ступенчатого подъемного трубопровода с соединением ступеней через соответствующие диффузоры.

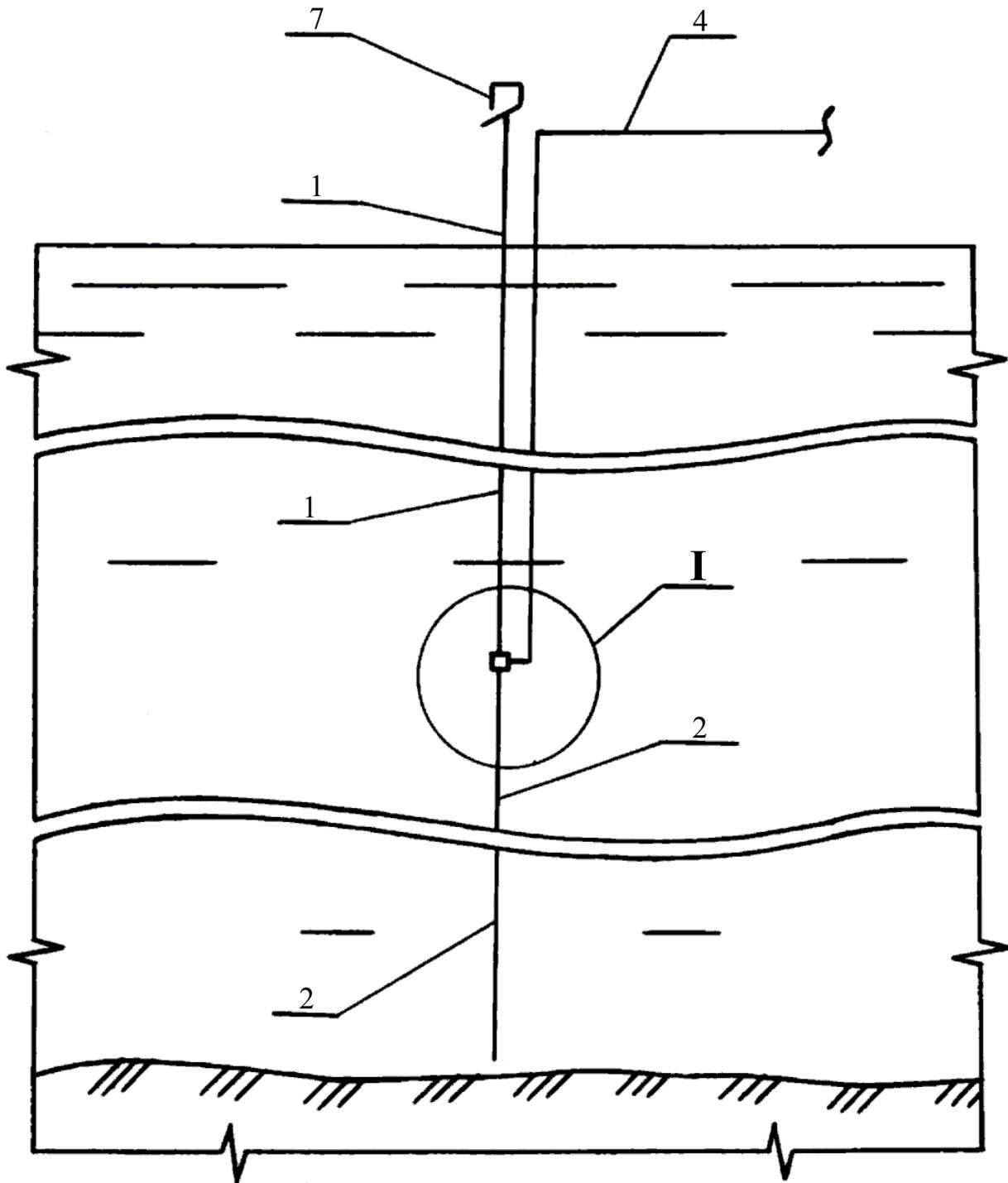


Рисунок 6.24 – Морской эрлифт

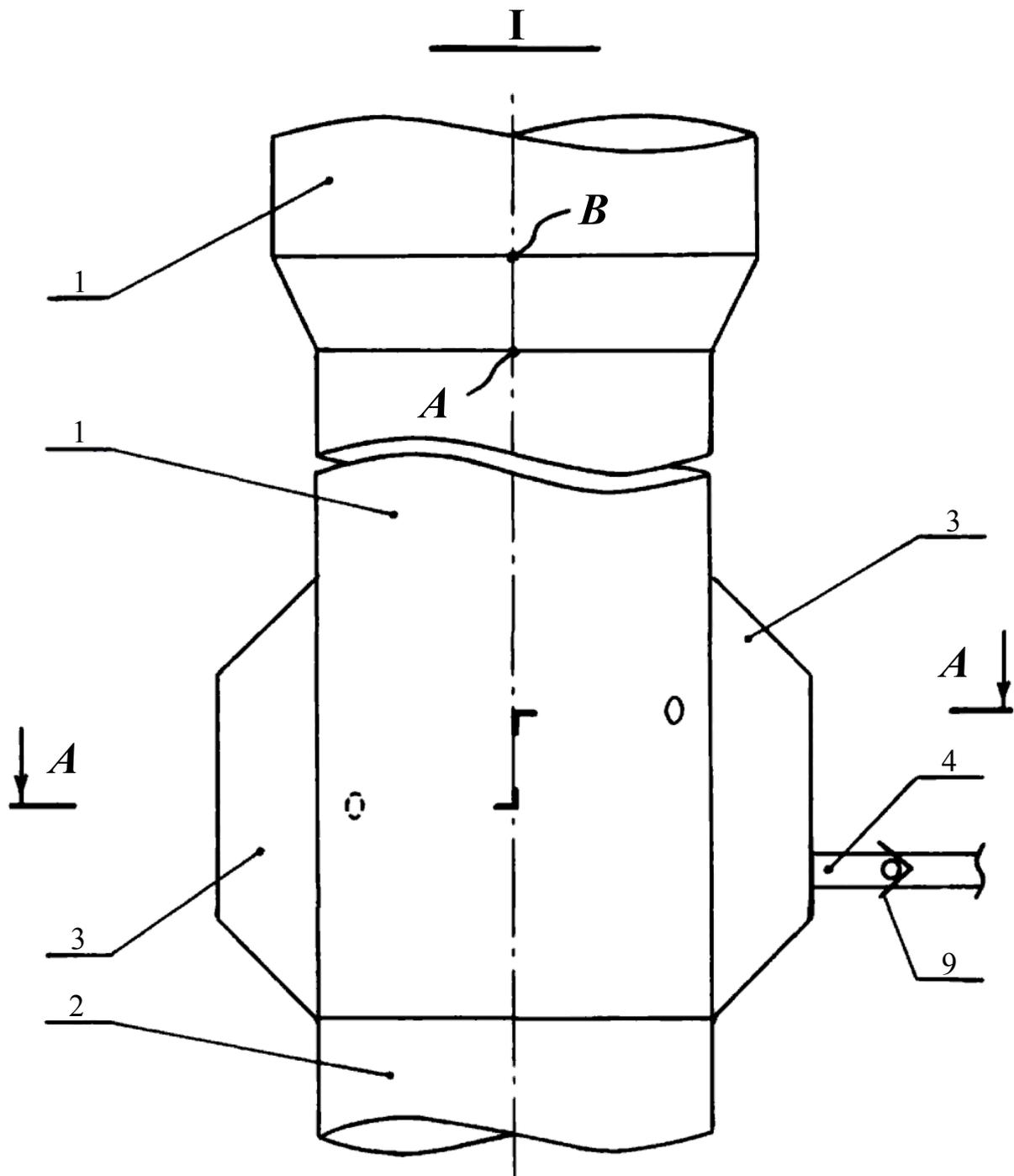


Рисунок 6.25 – Узел I морского эрлифта

Морской эрлифт содержит подъемный 1 и подводящий 2 трубопроводы, а также смеситель, образованный соединенным с этими трубопроводами аккумулятором 3. Подъемный трубопровод 1 содержит участок  $AB$  с изменяющейся площадью поперечного сечения по его длине (рис. 6.25).

К аккумулятору 3 тангенциально присоединен воздухопровод 4 (рис. 6.26), подъемный трубопровод 1 через тангенциально установленные жиклеры 5 и 6 сообщен с аккумулятором 3, а воздухоотделитель 7 установлен на подъемном трубопроводе. Внутренние каналы жиклеров 5 и 6 наклонены соответственно под углами  $\alpha_1$  и  $\alpha_2$  к горизонтали в сторону подводящего трубопровода 2 (рис. 6.27). Площадь поперечного сечения участка  $AB$  увеличивается по направлению к воздухоотделителю, а выходные отверстия жиклеров 5 и 6 непосредственно сообщены с внутренним объемом подъемного трубопровода на разных горизонтальных уровнях (рис. 6.25).

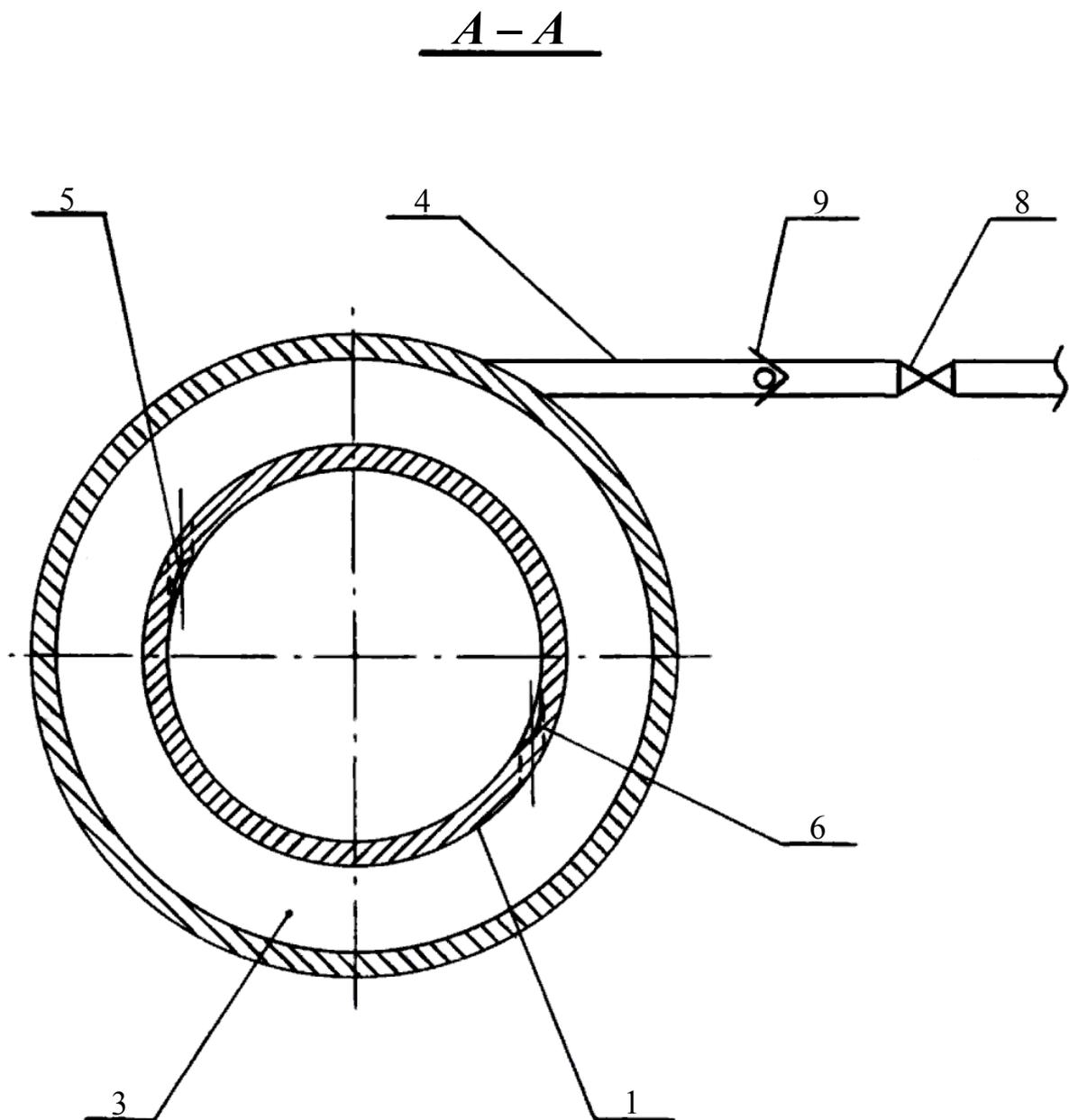


Рисунок 6.26 – Узел I морского эрлифта

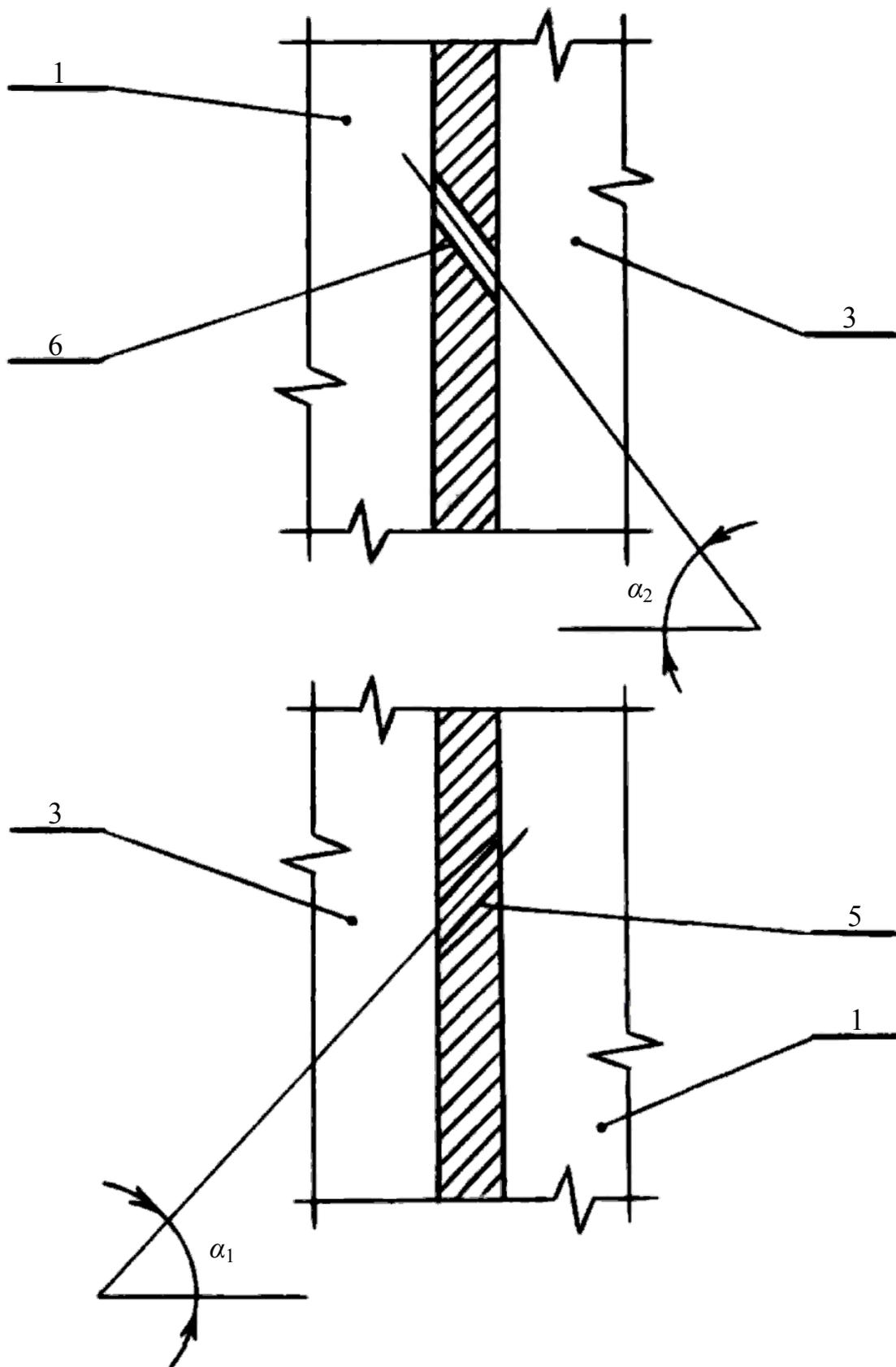


Рисунок 6.27 – Узел I морского эрлифта

Подача сжатого воздуха в подъемный трубопровод из аккумулятора 3 через жиклеры 5 и 6 приводит к образованию воздушных пузырей малого диаметра. Углы наклона  $\alpha_1$  и  $\alpha_2$  внутренних каналов соответствующих жиклеров 5 и 6 к горизонтали снижают сопротивление подаче сжатого воздуха в поток подъемного трубопровода.

Расположение выходных отверстий жиклеров 5 и 6 на разных горизонтальных уровнях в определенной степени улучшает прочностные характеристики подъемного трубопровода в области смесителя и позволяет избежать скопления пузырей воздуха с последующим их объединением в зоне смешивания. Это также способствует равномерному распределению газовой фазы смеси вдоль движения гетерогенного потока.

Тангенциальное введение сжатого воздуха из жиклеров в поток подъемного трубопровода препятствует сосредоточению воздуха в центральной его части, а также улучшает перемешивание газа и жидкости. В результате происходит равномерное распределение газовой фазы смеси и поперек движения гетерогенного потока. Тангенциальное присоединение воздухопровода 4 к аккумулятору 3 обеспечивает закручивание потока сжатого воздуха перед его поступлением в жиклеры.

В подъемном трубопроводе скорость течения смеси на уровне расположения жиклера 6 превышает скорость потока на уровне жиклера 5. Поэтому с целью уменьшения сопротивлений подачи сжатого воздуха в поток подъемного трубопровода угол  $\alpha_2$  больше угла  $\alpha_1$ . Увеличение площади поперечного сечения подъемного трубопровода на участке  $AB$  по направлению от смесителя к воздухоотделителю 7 в некоторой степени способствует снижению циркуляции потока в области соединения ступеней.

Применение разработанных конструктивных особенностей подъемного трубопровода и смесителя морского эрлифта возможно во всех рассмотренных в рамках данного раздела схемах организации глубоководного гидроподъема и обеспечивает:

- равномерное распределение газа по объему многофазного потока;
- уменьшение сопротивлений движению многофазного потока по длине подъемного трубопровода эрлифта;
- уменьшение сопротивлений впуску сжатого воздуха в транспортируемый поток.

Одним из путей повышения эффективности глубоководного эрлифтного гидроподъема является понижение глубины расположения смесителя. Различные варианты реализации такого подхода защищены патентами РФ №№ 2346161; 2346160 [178, 179] и Украины №№ 84333; 84332 [180, 181]. При этом разработанные технологические решения обеспечивают возможность понижения уровня местоположения смесителя без необходимости повышения давления подводимого к смесителю сжатого воздуха, а, следовательно, и мощности используемых источников пневматической энергии.

Схема глубоководного эрлифтного гидроподъема с глубоко расположенным смесителем в соответствии с патентом РФ № 2346161 [178] приведена на рис. 6.28, а его узлы I и II раскрыты на рис. 6.29 и 6.30. Разработанный глубоководный эрлифтный гидроподъем включает подъемный 1 и подводящий 2 трубопроводы, компрессор 3 с пневмопроводом 4, смеситель 5, воздухоотделитель 6 и

шибер 9. Нагнетательный трубопровод 4 сообщен через дополнительный трубопровод 7 с подъемным трубопроводом 1, а подводящий трубопровод 2 оборудован поворотным краном 11. Электромеханический привод шибера 9 установлен на воздухоотделителе 6 и состоит из электродвигателя 22, редуктора 21 и штока 13. Верхняя часть подъемного трубопровода 1 сообщена с предохранительным клапаном 10, а блок управления 26 предусмотрен для автоматизации технологического процесса.

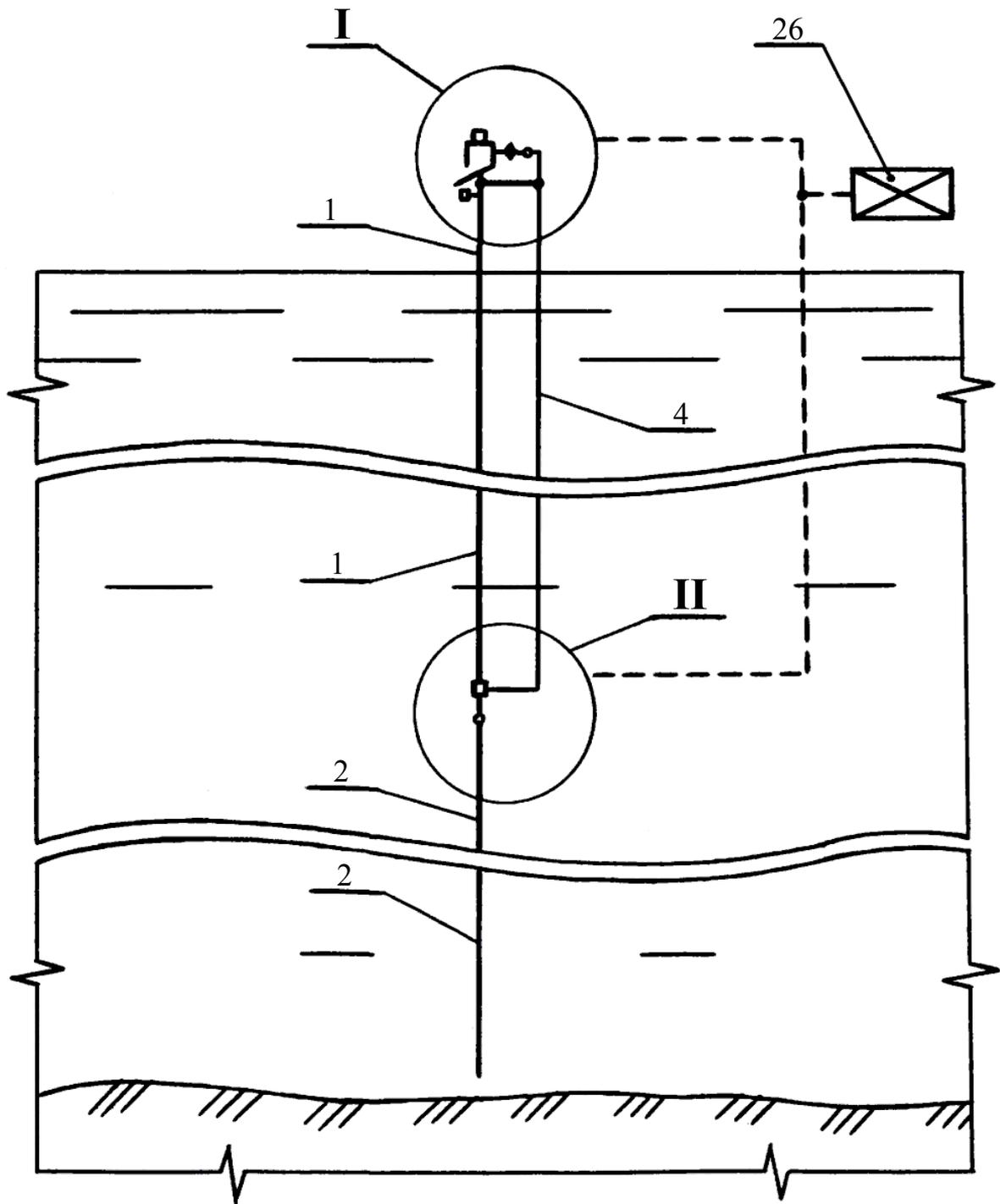


Рисунок 6.28 – Глубоководный эрлифтный гидроподъем с глубоко расположенным смесителем

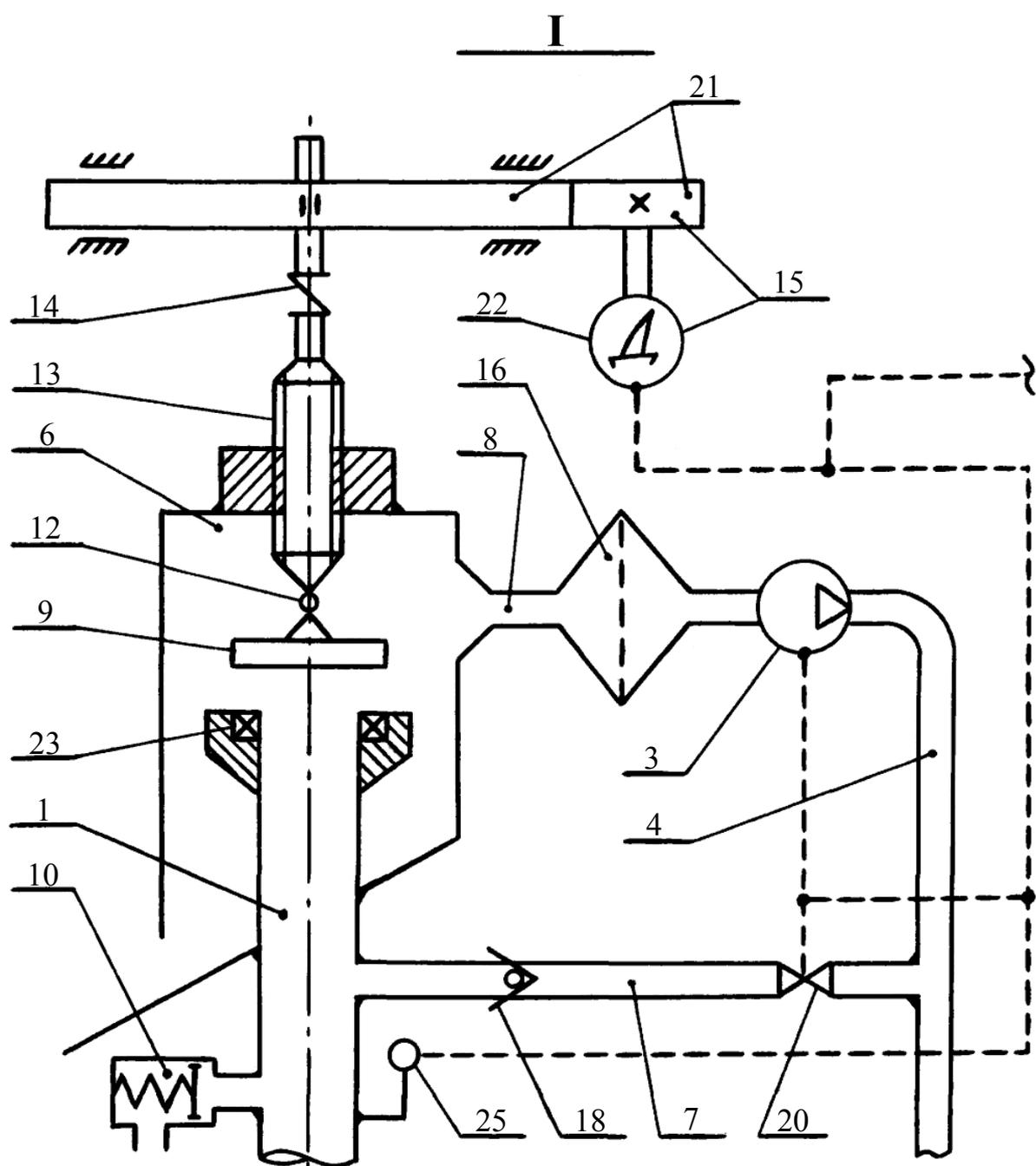


Рисунок 6.29 – Узел I глубоководного эрлифтного гидроподъема с глубоко расположенным смесителем

Шибер 9 позволяет перекрывать выходное сечение подъемного трубопровода 1. Герметичность закрытия шибера 9 обеспечивается его соединением со штоком 13 через шарнир 12 и закрепленным на подъемном трубопроводе уплотнителем 23.

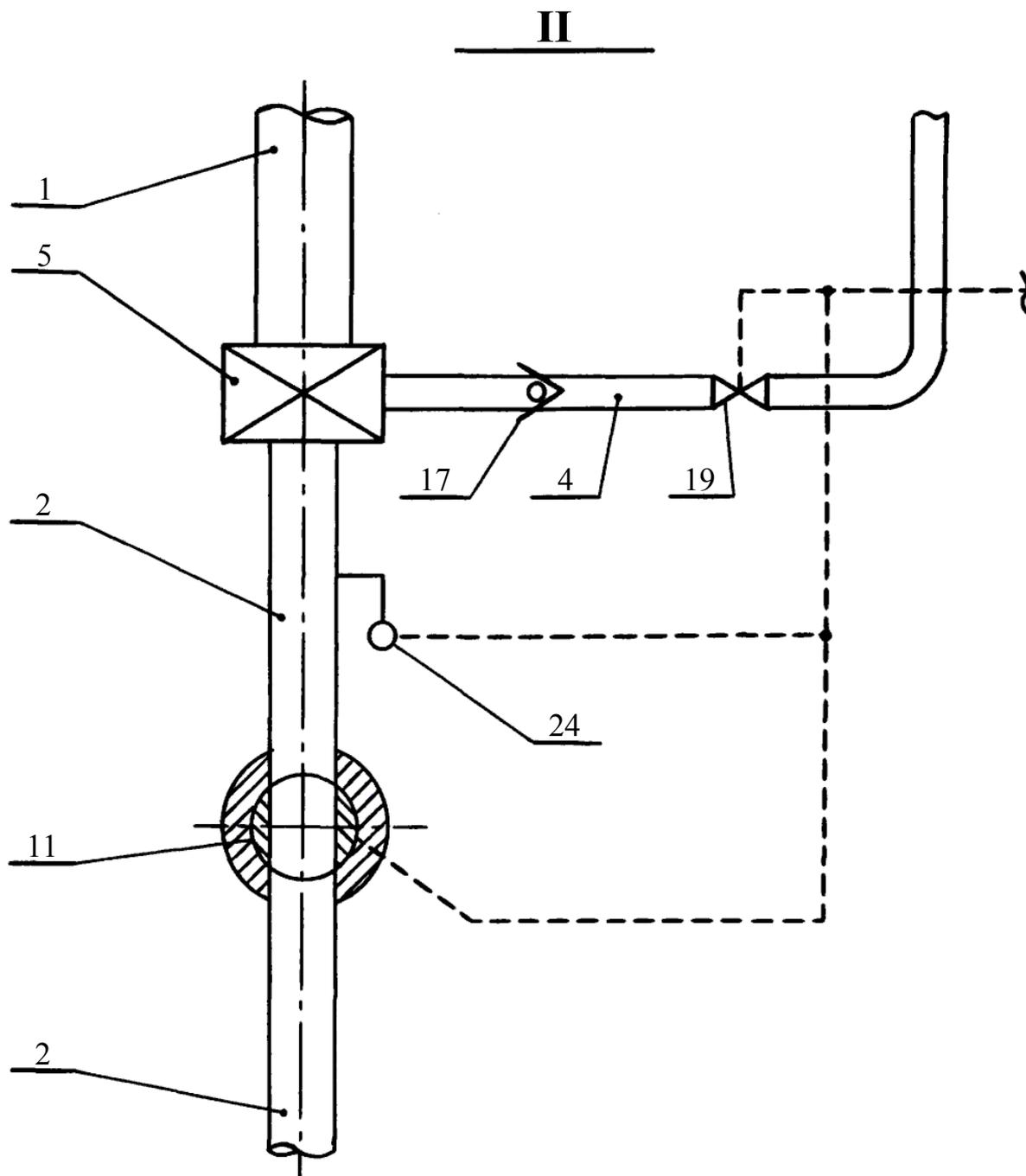


Рисунок 6.30 – Узел II глубоководного эрлифтного гидроподъема с глубоко расположенным смесителем

В технологическом процессе эрлифтного гидроподъема наиболее высокое давление подаваемого в смеситель 5 сжатого воздуха требуется лишь при запуске установки, когда подъемный трубопровод 1 заполнен только морской водой. С распространением воздуха по длине подъемного трубопровода давление в смесителе 5 понижается до рабочего значения. Поэтому при выборе компрессора для традиционной эрлифтной установки ориентируются на максимальное давление в смесителе, соответствующее гидростатическому давлению на

уровне смесителя. Наряду с этим для разработанного технического решения в процессе запуска глубоководного эрлифтного гидроподъема давление в смесителе 5 не превышает рабочего значения, что предоставляет возможность понижения глубины расположения смесителя без увеличения мощности используемого компрессора 3. Запуск эрлифтного гидроподъема с глубоко расположенным смесителем осуществляется следующим образом.

Перекрывается выходное сечение подъемного трубопровода 1 шибером 9 и подается сжатый компрессором 3 воздух через дополнительный трубопровод 7 в подъемный трубопровод 1 при открытом поворотном кране 11. Нагнетаемый в подъемный трубопровод 1 и пневмопровод 4 воздух вытесняет находящуюся в них морскую воду через подводящий трубопровод 2 в водный бассейн, что приводит к синхронному понижению уровней воды в подъемном трубопроводе 1 и пневмопроводе 4. Давление воздуха в подъемном трубопроводе измеряется манометром 25. В случае достижения давлением воздуха в подъемном трубопроводе 1 рабочего давления компрессора 3 перекрывается поворотный кран 11, открывается шибер 9 и осуществляется подача сжатого воздуха через нагнетательный трубопровод 4 в смеситель 5. При этом содержащаяся в нижней части пневмопровода вода через смеситель 5 вытесняется в подъемный трубопровод. После распространения воздуха до поверхности воды в подъемном трубопроводе 1 гидроподъем выводится на рабочие характеристики путем открытия поворотного крана 11. Расход потока в подводящем трубопроводе 2 определяется при помощи соответствующего датчика 24.

Описанные выше способы и технические средства могут быть использованы полностью или частично в технологиях гидроподъема минерального сырья Мирового океана, а также очистки шахтных зумпфов и водосборников от горной массы.

## 7 РАЗРАБОТКИ ПРИКЛАДНОГО ХАРАКТЕРА В СМЕЖНЫХ ОБЛАСТЯХ ДОБЫЧИ МОРСКИХ ЭНЕРГОНОСИТЕЛЕЙ

Гетерогенные течения широко распространены в нефтяной, газодобывающей, химической, атомной, горной и др. отраслях промышленности. Поэтому прикладные разработки авторов монографии, имеющих опыт многолетней исследовательской деятельности в сфере многокомпонентных и многофазных потоков, не ограничиваются лишь подводной разработкой рудных месторождений Мирового океана. Технологические и технические решения в области освоения месторождений твердого минерального сырья Мирового океана освещены в предыдущих монографиях [138, 140], а несколько оригинальных разработок применительно к добыче различных видов энергоносителей выборочно приводятся ниже.

### *Разработки для нефтяной промышленности.*

Для нефтедобывающей отрасли разработана технология, существенно повышающая надежность и рентабельность скважинной добычи нефти при гарантированном исключении аварий, связанных с повреждением находящихся в скважине устройств [182]. Технология разработана путем эффективной комбинации двух наиболее распространенных способов скважинной добычи нефти, базирующихся на использовании соответственно штангового насоса и насоса с вращающимся ротором. В результате полностью исключаются заклинивание плунжера в цилиндре и обрыв штанг, использование металло- и энергоемкого станка-качалки, а также существенно уменьшается износ плунжера, цилиндра и клапанов без усложнения используемого оборудования.

В нефтедобывающей промышленности глубинные штанговые насосы с плунжерным рабочим органом благодаря простоте конструкции расположенных в скважине технических средств использовались на всех этапах развития нефтедобычи. Рост потребности в добыче нефти и цен на нее привели к созданию центробежных насосов высокой производительности. Однако, при снижении дебита скважины до  $20 \text{ м}^3/\text{сутки}$  использование этих насосов становится неэффективным. Прогноз добычи нефти в России показывает, что в ближайшее время дебит 80 % эксплуатируемых скважин составит  $10\text{-}20 \text{ м}^3/\text{сутки}$ . Такая же ситуация наблюдается и в других странах СНГ, Китае, Канаде и США. Потому совершенствование установки добычи нефти с использованием плунжерного насоса, реализованное в разработанной технологии, характеризуется наибольшей перспективой внедрения в современных условиях и будущем. Сейчас на нефтяных месторождениях Российской Федерации плунжерными штанговыми скважинными насосами оборудовано более 70 % добывающих скважин.

Кроме того, очень сложная ситуация сложилась в добыче вязкой нефти. Единственным насосом, обеспечивающим в настоящее время добычу такой нефти, является винтовой насос, как с верхним, так и нижним приводом винтов. Его совершенствование идет по пути закачивания пара через полый винт, улучшения качества эластомера, получения профиля винта и обоймы прокаткой

и защитой винта износостойкими покрытиями. Однако, принимая во внимание сложность такого способа он не получил широкого распространения.

Из нефтеносного пласта горного массива в скважину вместе с нефтью попадают абразивные твердые частицы. В существующих конфигурациях технических средств, предусматривающих использование глубинных скважинных насосов, поток откачиваемой из скважины нефти проходит непосредственно через внутренний рабочий объем насосов. В случае применения насоса с плунжерным рабочим органом попадание абразивного материала между стенками плунжера и цилиндра приводит к заклиниванию плунжера и в некоторых случаях обрыву штанговой тяги. Быстрый износ клапанов, а также поверхностей плунжера и цилиндра, снижающий производительность установки, также обусловлен взаимодействием деталей устройств с абразивными частицами. В предложенном решении гарантированное исключение отмеченных недостатков предусмотрено за счет устранения перекачивания нефти через плунжер насоса и повреждения клапанов твердыми частицами. При откачивании нефти из скважины плунжер контактирует исключительно с рабочим агентом (водой без содержания твердых примесей в случае добычи невязкой нефти), который, в свою очередь, обеспечивает промывку клапанов непосредственно перед их закрытием. Таким образом, исключается необходимость повышения требований к фильтрации поступающей в добычную скважину жидкости и, соответственно, создание дополнительных препятствий перемещению нефти из горного массива в скважину.

Приводом плунжерного насоса в традиционной схеме является металло- и энергоемкий станок-качалка. Для решения широкого спектра проблем авторами изобретения применен комплексный подход, предусматривающий также совершенствование привода плунжерного насоса. В разработанном техническом решении функцию станка-качалки выполняет насос с вращающимся ротором или иным известным принципом действия, работающий совместно со специально разработанным гидрораспределителем. При этом насос гидропривода плунжерного насоса работает на чистой рабочей жидкости без содержания твердых частиц, а работа гидрораспределителя является автоматической и реализуется за счет исключительно простых механических операций. Крайне простая конструкция гидрораспределителя обуславливает высокую его надежность. Поэтому предложенный привод плунжерного насоса характеризуется высокой надежностью, низкой металло- и энергоемкостью, а также работой без необходимости постоянного внешнего управления. Кроме того, указанный гидропривод позволяет уменьшать общую длину штанг в широком диапазоне.

Работа предложенной конструкции не вызывает увеличение экологической нагрузки на окружающую природную среду.

В данном техническом решении реализована возможность уменьшения вязкости и плотности откачиваемой из скважины нефти в широком диапазоне. Поэтому конструкция может быть успешно использована и для добычи вязкой нефти.

Таким образом, разработанное техническое решение позволяет устранить основные недостатки системы добычи нефти с использованием плунжерного насоса, а именно:

– обрыв штанг, составляющий до 40 % от общего количества подземного ремонта скважин;

– заклинивание плунжера в цилиндре – 20...25 %;

– износ клапанов (снижение подачи насоса) – 10...15 %;

– износ плунжера и поверхности цилиндра;

– низкая производительность установки;

– значительные металло- и энергоемкость станка-качалки.

Повышение надежности оборудования обеспечивает увеличение производительности установки, а уменьшение металло- и энергоемкости оборудования достигается за счет замены станка-качалки оригинальной конструкцией гидропривода.

Указанные преимущества являются весомым аргументом для производственного внедрения разработки.

Схема установки для реализации разработанной технологии скважинной добычи нефти приведена на рис. 7.1-7.3, а на рис. 7.4-7.6 схематически отображен ее привод.

Установка для скважинной добычи нефти содержит обсаженную эксплуатационной колонной труб 1 добычную скважину 2. Колонна насосно-компрессорных труб 3 заведена в добычную скважину 2. Устьевой патрубком 6 оборудован управляемыми задвижками 4 и 5. К колонне насосно-компрессорных труб 3 присоединен образованный цилиндром 7 и установленным в нем плунжером 8 скважинный насос 9. В добычной скважине 2 расположены всасывающий 10 и нагнетательный 11 клапаны. Оборудованный управляемой задвижкой 12 нефтепровод 13 подведен к эксплуатационной колонне труб 1. Крестовина 14 расположена в верхней части эксплуатационной колонны труб. Патрубок 16 оборудован управляемой задвижкой 15 и присоединен к крестовине 14. Колонна штанг 17 соединена с плунжером 8. Оборудованный управляемой задвижкой 18 и обратным клапаном 19 патрубок 20 сообщен с нефтепроводом 13 и колонной труб 1. При этом в плунжере 8 выполнены внутренние каналы 21, сообщенные с колонной труб 3. Цилиндр 7 соединен через оборудованный жиклером 22 патрубок 23 с зоной сообщения скважины 2 и клапана 10. Нефтепровод 13 заведен в скважину 2 и сообщен с всасывающе-нагнетательной полостью 24 насоса 9. Внутренние каналы 21 имеют выход на боковую поверхность плунжера 8. Клапан 11 установлен в нефтепроводе 13. Внутренний объем колонны насосно-компрессорных труб 3 сообщен через оборудованный клапаном 25 патрубок 26 и жиклер 27 с цилиндром 7 скважинного насоса 9. Устьевой патрубок 6 сообщен с колонной труб 3. Кроме того, колонна труб 3 дополнительно соединена через оборудованный соответствующим обратным клапаном 28 вспомогательный патрубок 29 и жиклер 30 с цилиндром 7 скважинного насоса 9, а перед входным сечением клапана 10 установлен фильтр 31 (рис. 7.3).



A - A

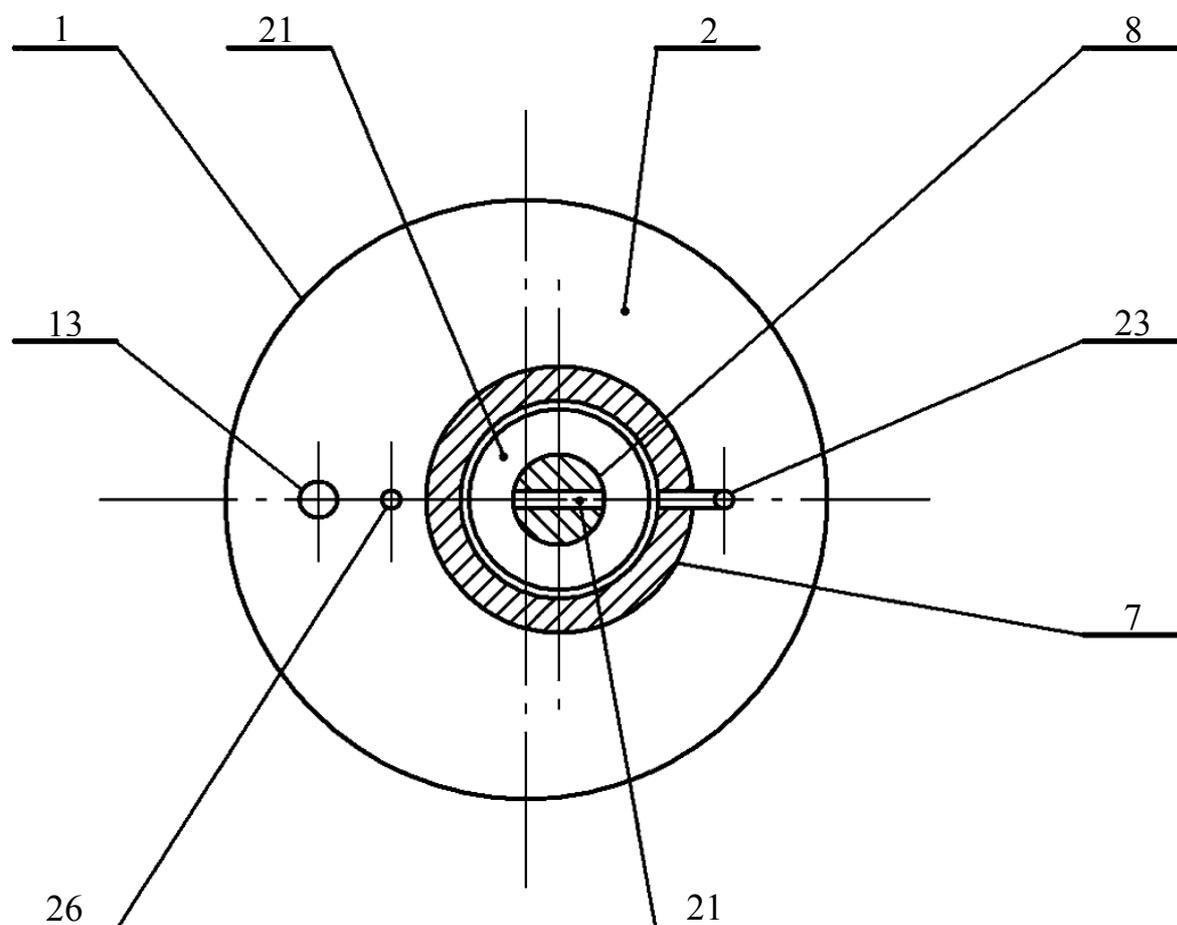


Рисунок 7.2 – Установка для добычи нефти

В соответствии с разработанной конструкцией гидропривода насоса 9 (рис. 7.4-7.6) колонна труб 3 содержит дополнительный рабочий цилиндр 32 и дополнительный скважинный насос 33 с всасывающим 34 и нагнетательным 35 трубопроводами. В цилиндре 32 расположен поршень 36 со штоком 37. Трубопровод 34 сообщен с колонной труб 3. Шток 37 поршня 36 соединен с колонной штанг 17. Трубопровод 35 сообщен через гидрораспределитель 38 и соответствующие патрубки 39 и 40 с поршневой 41 и штоковой 42 полостями цилиндра 32. Находящиеся выше и ниже зоны расположения насоса 33 и цилиндра 32 части колонны труб 3 сообщены между собой и с гидрораспределителем 38 через соответствующие патрубки 43 и 44. Сигнализаторы уровня жидкости 45 и 46 установлены в колонне труб 3. Кроме того, насос 33 расположен в установленной в колонне труб 3 камере 47, которая, в свою очередь, сообщена с добычной скважиной 2 через соответствующий патрубок 48. Гидрораспределитель 38 сообщен с поршневой 41 и штоковой 42 полостями цилиндра 32 через дополнительные патрубки 49 и 50, которые, в свою очередь, через оборудованные соответствующими обратными клапанами 51 и 52 отдельные патрубки 53 и 54 дополнительно сообщены с цилиндром 32. Возможные варианты конструкции гидрораспределителя 38 и механизма его переключения приведены соответственно на рис. 7.5 (а), (б).

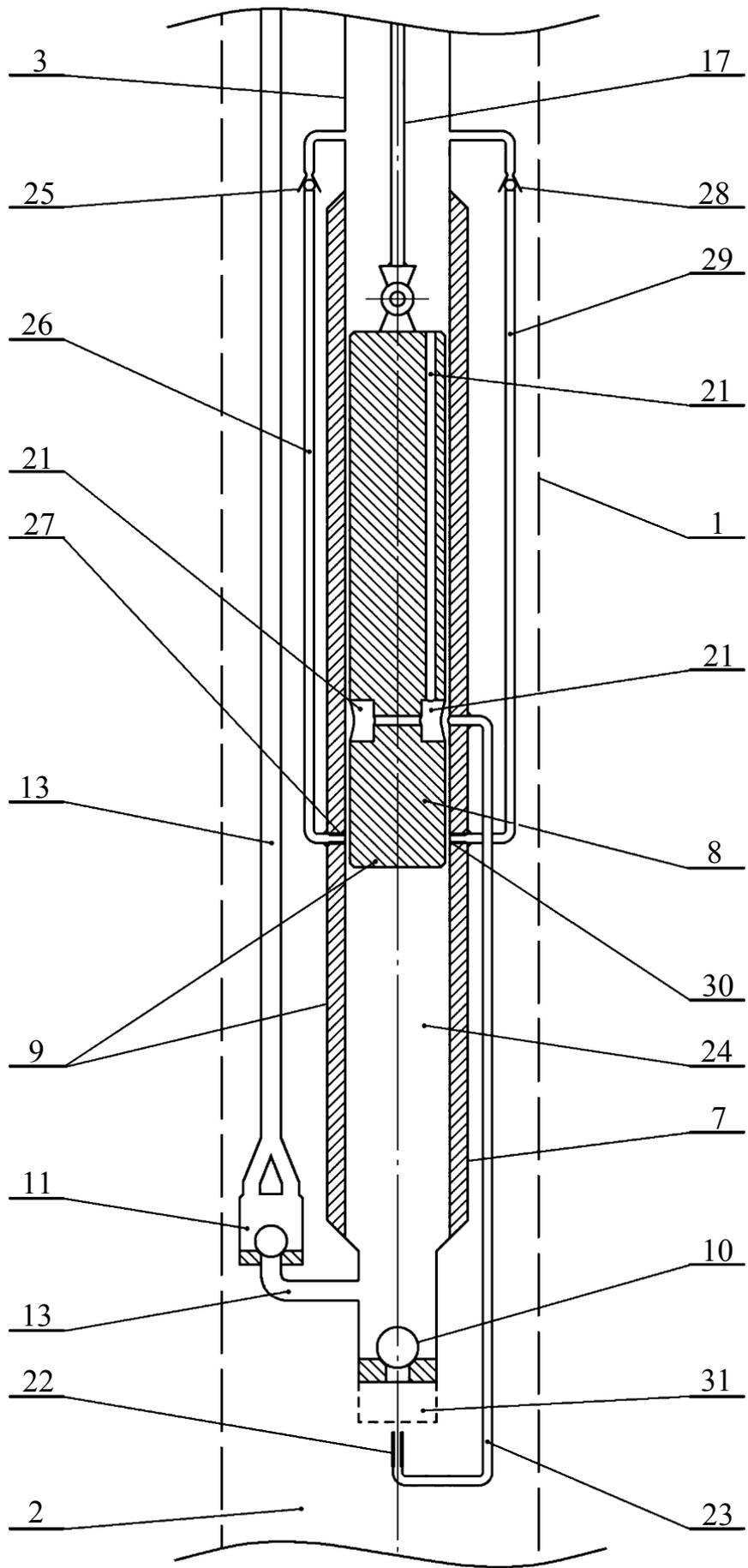


Рисунок 7.3 – Установка для добычи нефти

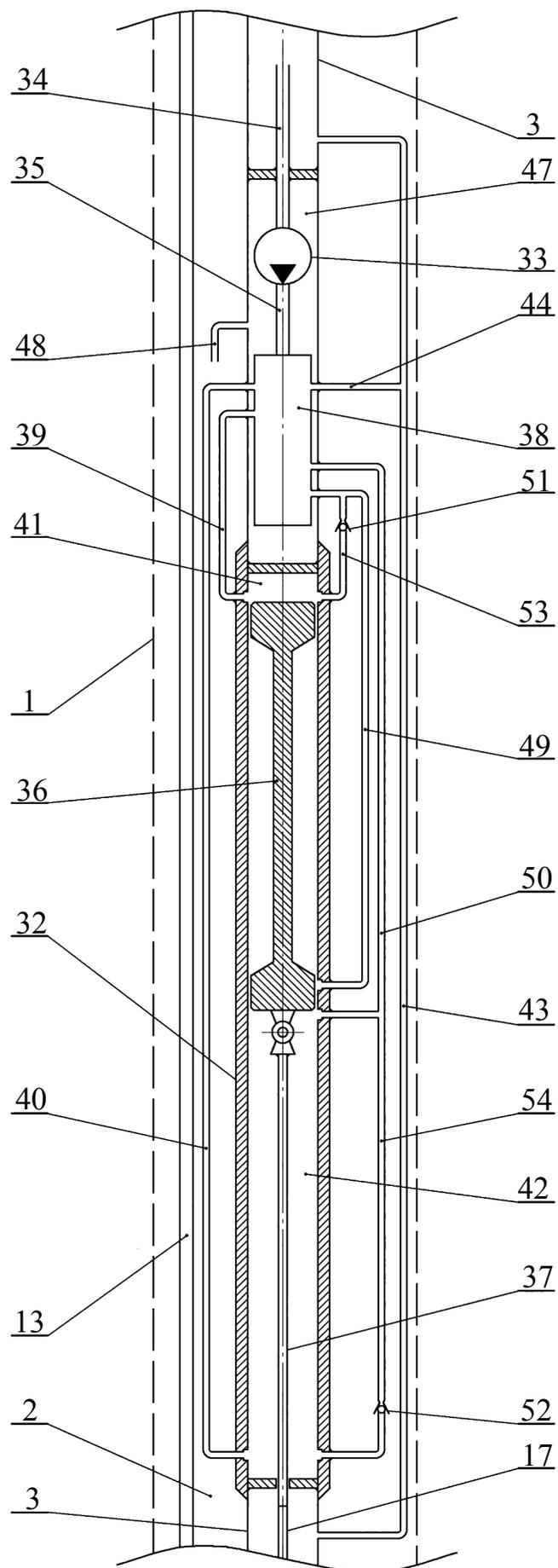
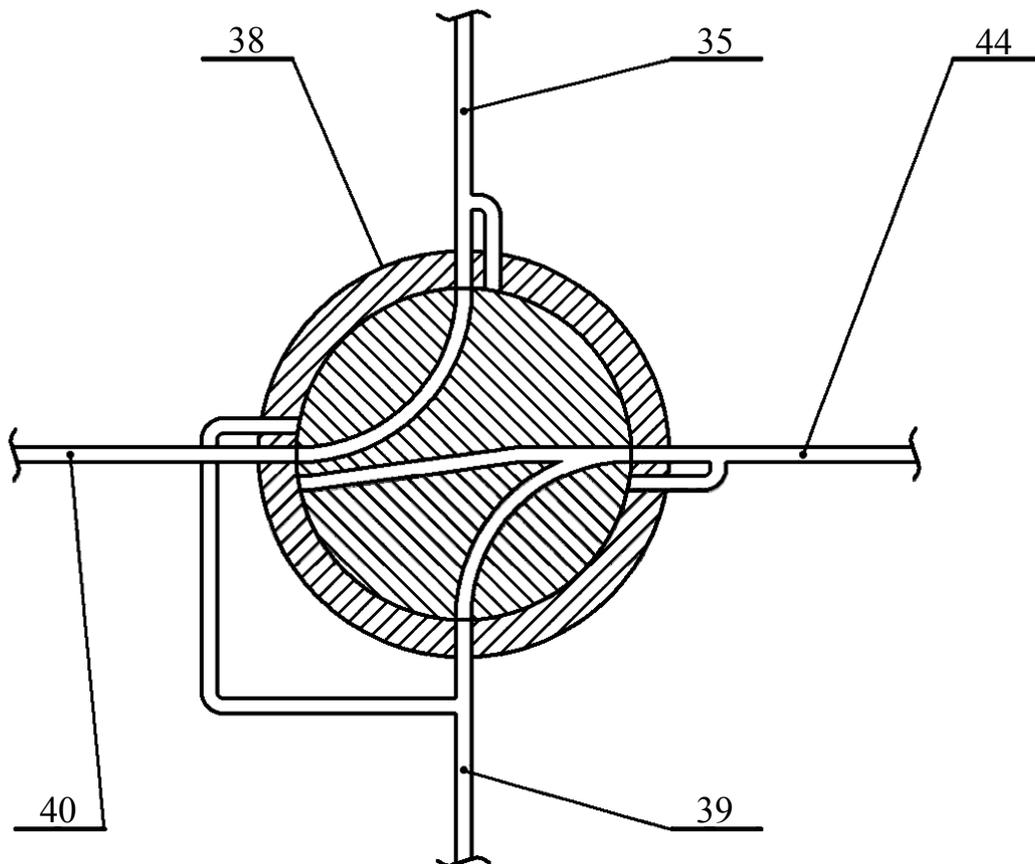


Рисунок 7.4 – Установка для добычи нефти

a)



б)

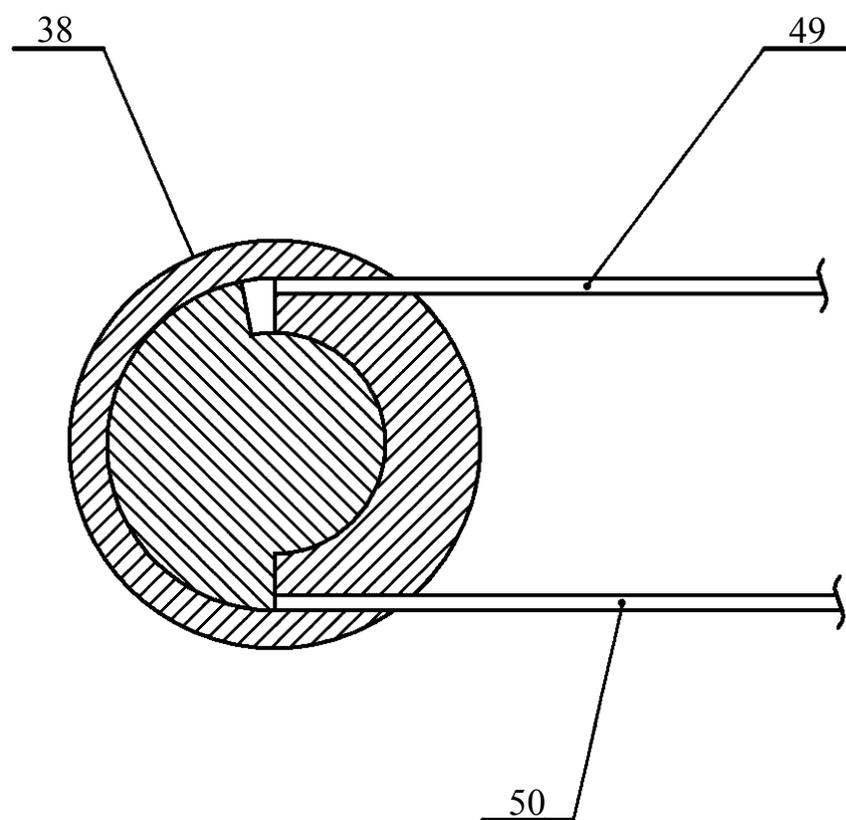


Рисунок 7.5 – Установка для добычи нефти

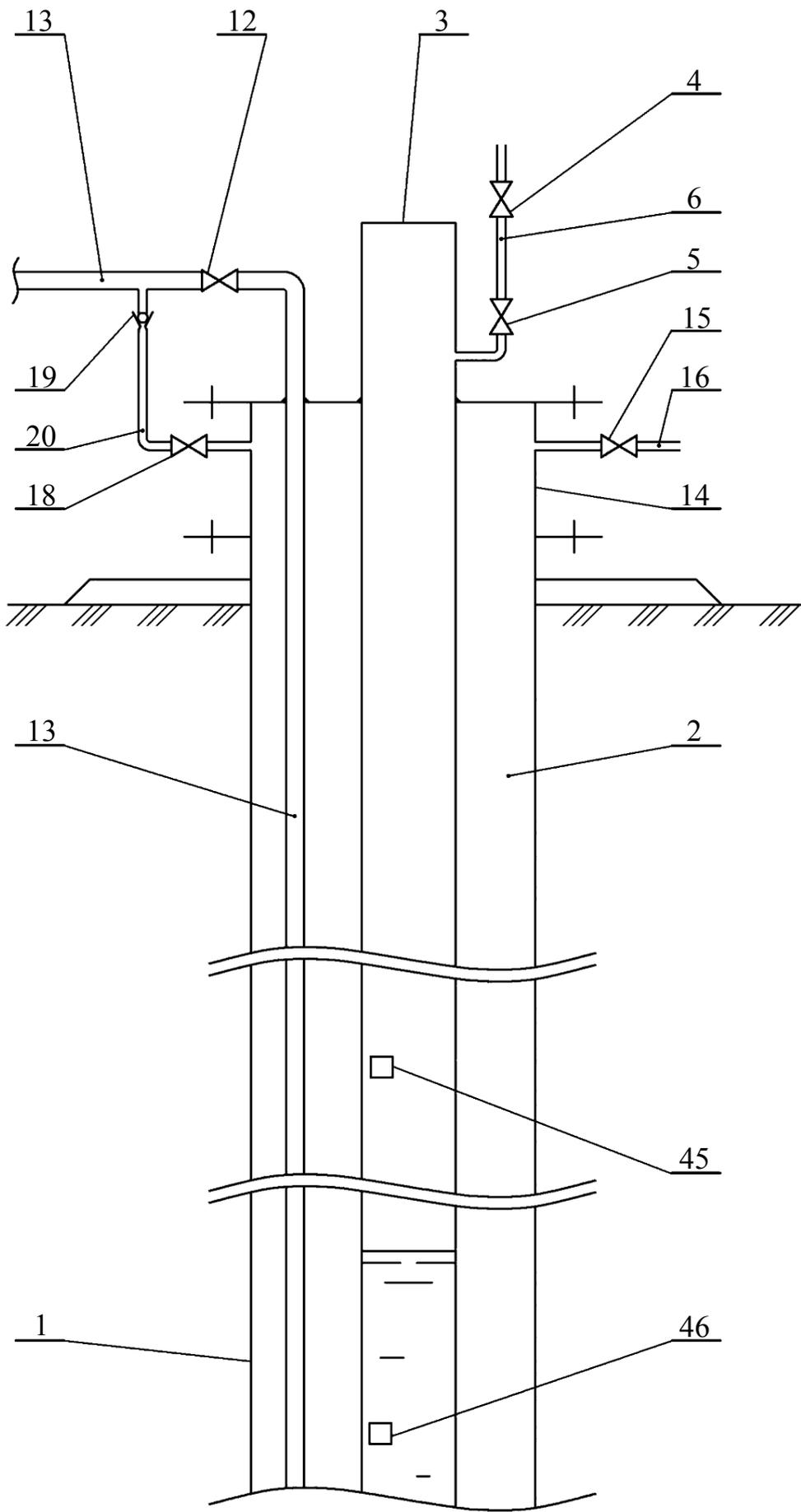


Рисунок 7.6 – Установка для добычи нефти

Следует также отметить, что в качестве привода скважинного насоса 9 в разработанной конструкции не исключается возможность использования вместо предложенного гидропривода традиционного станка-качалки [182].

Технология реализуется следующим образом.

Предварительно задают диапазон изменения уровня рабочего агента в колонне насосно-компрессорных труб 3. Перед запуском установки для скважинной добычи нефти все задвижки 4, 5, 12, 15 и 18 полностью закрыты.

Выполняется подготовка установки к запуску. При этом открываются задвижки 4, 5 и подается рабочий агент через устьевой патрубков 6 в колонну труб 3.

Приводится в действие привод скважинного насоса 9 путем запуска скважинного насоса 33 (рис. 7.4-7.6). В насос 33 по трубопроводу 34 из колонны труб 3 поступает рабочий агент. Образующий насосом 33 поток рабочего агента по нагнетательному трубопроводу 35 движется в гидрораспределитель 38. Гидрораспределитель направляет поток рабочего агента через соответствующий патрубок 40 в штоковую полость 42 (рис. 7.4 и рис. 7.5 (а)) цилиндра 32. Это приводит к движению поршня 36 со штоком 37, колонны штанг 17 и плунжера 8 по направлению от всасывающего клапана 10. При подаче рабочего агента в штоковую полость 42 цилиндра 32 происходит вытеснение поршнем 36 сосредоточенного в поршневой полости 41 рабочего агента через соответствующий патрубок 39, гидрораспределитель 38 и патрубки 44, 43 в колонну труб 3. После сообщения штоковой полости 42 с патрубком 50, что отвечает верхней мертвой точке подъема поршня 36, рабочий агент из полости 42 по патрубку 50 поступает в гидрораспределитель и выполняет переключение его положения. В процессе изменения положения гидрораспределителя 38, находящийся в его каналах рабочий агент (рис. 7.5 (б)) отводится через патрубок 49, патрубок 53, обратный клапан 51, поршневую полость 41, патрубок 39, гидрораспределитель 38 (рис. 7.5 (а)) и патрубки 44, 43 в колонну труб 3. Переключение положения гидрораспределителя приводит к направлению потока трубопровода 35 через соответствующий патрубок 39 в поршневую полость 41 цилиндра 32. Этим обеспечивается движение поршня 36 со штоком 37, колонной штанг 17 и плунжером 8 по направлению к клапану 10. При подаче рабочего агента в поршневую полость 41 цилиндра 32 происходит вытеснение поршнем 36 сосредоточенной в штоковой полости 42 жидкости через соответствующий патрубок 40, гидрораспределитель 38 и патрубки 44, 43 в колонну труб 3. После сообщения поршневой полости 41 с патрубком 49, что соответствует нижней мертвой точке опускания поршня 36, рабочий агент из полости 41 по патрубку 49 поступает в гидрораспределитель 38 и при этом происходит переключение его положения. Во время изменения положения гидрораспределителя, сосредоточенная в каналах механизма его переключения жидкость отводится через патрубки 50 и 54, обратный клапан 52, штоковую полость 42, патрубок 40, гидрораспределитель 38 и патрубки 44, 43 в колонну труб 3. Переключение положения гидрораспределителя 38 приводит к направлению потока трубопровода 35 через соответствующий патрубок 40 в штоковую полость 42 цилиндра 32. Далее обратное-поступательное движения поршня 36 в цилиндре 32 циклически повторяется.

В разработанной системе гидропривода плунжера 8 насос 33 и обратные клапаны работают на жидкости без механических примесей, что значительно улучшает условия их эксплуатации и повышает надежность конструкции. Автоматическая работа гидрораспределителя 41 упрощает управление установкой. Использование предложенной системы гидропривода дает возможность избавиться от металло- и энергоемких станков-качалок, а также длинных колонн штанг при сохранении всех преимуществ традиционной схемы откачки нефти.

Для обеспечения движения поршня 36 в цилиндре 32 можно использовать масловодяную эмульсию. В этом случае в ставе колонны насосно-компрессорных труб 3 размещают аккумулятор, который заполняется масляной эмульсией. Всасывающий трубопровод 34 насоса 33 соединяется с аккумулятором, а патрубок 44 присоединяется непосредственно к аккумулятору, а не к патрубку 43. Но такая конфигурация технических средств приводит к снижению надежности системы гидропривода скважинного насоса 9. Наряду с этим в качестве рабочего агента можно использовать обыкновенную воду.

В процессе движения поршня 36 к верхней мертвой точке его подъема, характеризующегося подачей рабочего агента в штоковую полость 42 цилиндра 32, происходит увеличение объема всасывающе-нагнетательной полости 24 насоса 9. При этом происходит открытие клапана 10 и поступление нефти из добычной скважины 2 в цилиндр 7 скважинного насоса 9. В случае сообщения внутренних каналов 21 плунжера 8 с патрубком 23 обеспечивается подача рабочего агента под гидростатическим давлением из колонны труб 3 через внутренние каналы 21 плунжера 8, патрубок 23, жиклер 22, зону сообщения добычной скважины 2 с клапаном 10, клапан 10 в полость 24 насоса 9 (рис. 7.1). Прохождение рабочего агента под высоким давлением через зону сообщения скважины 2 с клапаном 10 способствует поступлению нефти во всасывающе-нагнетательную полость 24 насоса 9, а также обеспечивает промывку всасывающего клапана 10. После прерывания сообщения внутренних каналов 21 плунжера 8 с патрубком 23 вследствие дальнейшего движения плунжера 8, происходит сообщение колонны труб 3 через патрубок 26 и жиклер 27 с цилиндром 7. Это приводит к обмыванию рабочим агентом нижней поверхности плунжера 8. Одновременно с поступлением рабочей жидкости через патрубок 26, обратный клапан 25 и жиклер 27 в цилиндр 7 происходит закрытие клапана 10. Применение дополнительного сообщения колонны насосно-компрессорных труб 3 через оборудованный обратным клапаном 28 вспомогательный патрубок 29 и жиклер 30 с цилиндром 7 (рис. 7.3) позволит уравновесить горизонтальные нагрузки на плунжер 8, что уменьшит изнашивание внутренней поверхности цилиндра 7.

Расстояние между проекциями областей соединения жиклера 27 и патрубка 23 с цилиндром 7 на траекторию движению плунжера 8 влияет на период введения рабочего агента в этот цилиндр. Поэтому, зоны сообщения жиклера 27 и патрубка 23 с цилиндром 7 целесообразно располагать так, чтобы подача рабочего агента из колонны труб 3 через патрубок 26 и жиклер 27 в цилиндр 7 происходила сразу после завершения подачи рабочего агента из колонны труб 3 через патрубок 23, жиклер 22 и клапан 10 в полость 24 скважинного

насоса 9 (рис. 7.1, рис. 7.3). Это приведет к закрытию всасывающего клапана 10 сразу после его промывки, а также образованию слоя рабочей жидкости между сосредоточенной в полости 24 нефтью и нижней поверхностью плунжера 8.

В процессе движения поршня 36 к нижней мертвой точке его опускания, т.е. во время подачи рабочего агента в поршневую полость 41 цилиндра 32, происходит уменьшение объема всасывающе-нагнетательной полости 24 насоса 9. В этом случае открывается нагнетательный клапан 11 и сосредоточенная в полости 24 нефть поступает в нефтепровод 13 при закрытом всасывающем клапане 10. Вытеснению рабочего агента, сосредоточенного в цилиндре 7 между нижней поверхностью плунжера 8 и нефтью, через жиклер 27 и патрубков 26 в колонну труб 3 препятствует обратный клапан 25. После вытеснения нефти из полости 24, в нефтепровод 13 начинает поступать рабочий агент, который выполняет промывку клапана 11.

После достижения поршнем 36 нижней мертвой точки его опускания происходит подача рабочей жидкости в штоковую полость 42, что приводит к увеличению объема всасывающе-нагнетательной полости 24. Далее процесс обратного-поступательного движения плунжера 8 в цилиндре 7 циклически повторяется.

Во время работы установки контролируется уровень рабочего агента в насосно-компрессорной колонне труб посредством сигнализаторов 45 и 46 (рис. 7.6). Изменение контролируемого уровня в пределах заданного диапазона обеспечивается путем открытия управляемых задвижек 4 и 5 с последующей подачей рабочего агента через устьевой патрубков 6 в колонну труб 3.

Таким образом, в предложенной технологии исключается возможность попадания абразивных твердых частиц между стенками цилиндра 7 и плунжера 8, что гарантированно приводит к работе плунжера на протяжении всего срока его эксплуатации без заклиниваний и обрывов колонны штанг 17. Гидропривод плунжера работает на жидкости без твердых включений, а его высокая надежность обуславливается крайней простотой механизма. Кроме того, существенное снижение износа клапанов в добычной скважине значительно продлит период работы установки без снижения ее производительности. В результате повышаются надежность и срок эксплуатации всего комплекса оборудования без использования станка-качалки и при сохранении всех преимуществ традиционной схемы откачки нефти.

Остановка добычи нефти предусматривает выключение скважинного насоса 33 с последующим закрытием всех задвижек 4, 5, 12, 15 и 18.

Применение традиционных станков-качалок неразрывно связано с наличием длинных колонн штанг, что приводит к образованию в их материале высоких напряжений. Это значительно повышает опасность обрыва штанг, связанного со сложным подземным ремонтом оборудования. В разработанной конструкции глубина расположения гидрораспределителя 38 определяет длину колонны штанг. Поэтому предложенный вариант организации гидропривода, по сравнению с традиционной схемой, позволяет избавиться от большой протяженности колоны штанг.

Применение заявляемого изобретения позволит повысить эффективность скважинной добычи нефти в результате улучшения условий эксплуатации расположенного скважинах оборудования и, как следствие, сократить количество его ремонтов, требующих выполнения трудоемких монтажно-демонтажных работ.

*Разработки для добычи газа из субмаринных газогидратных месторождений.*

В газогидратных месторождениях на нашей планете аккумулировано в несколько раз больше запасов углеводородов, чем во всех разведанных на сегодняшний день месторождениях нефти, природного газа и различных видов углей. Газогидраты представляют собой твердые соединения воды и газа, образующиеся и находящиеся в стабильном состоянии в условиях давлений от 0 до 250 атмосфер и отрицательных или небольших положительных температур (до 20°C). Общие запасы метана в месторождениях газогидратов профильным министерством США в 2003 г. оценивалось в  $172,75 \cdot 10^{16} \text{ м}^3$  [183]. Считается, что 98 % всех природных газогидратов сосредоточено в осадочных породах на дне Мирового океана и лишь 2 % находятся на континентах в районах с мощной толщей вечной мерзлоты. Залежи газогидратов распространены более чем на 90 % площади дна Мирового океана и характеризуются мощностью от нескольких метров до нескольких десятков и даже сотен метров, глубиной залегания до нескольких сотен метров ниже дна океана, а также содержанием до 180...200 м<sup>3</sup> свободного газа в 1 м<sup>3</sup> гидрата. В настоящее время развитыми странами инвестируются десятки миллионов долларов в исследовательские работы, направленные в конечном итоге на создание эффективной промышленной технологии разработки подводных месторождений газогидратов.

Несмотря на отсутствие в Украине какого-либо финансирования и поддержки работ, связанных с освоением данного перспективного вида энергоносителя, в Государственном ВУЗе «Национальный горный университет» разработана и запатентована базовая концепция добычи газа из подводных месторождений газогидратов. Суть разработок заключается в переводе газа из твердого состояния в свободное непосредственно в пласте за счет совместного понижения давления и повышения температуры [184]. С целью снижения техногенной нагрузки на экосистему океана технологические процессы исключают использование антигидратных жидкостей (растворов солей, спиртов или иных химических реагентов).

В настоящее время разработка технологий для освоения месторождений газогидратов, базирующаяся на реальных возможностях современных технических средств, сопряжена со значительными трудностями, связанными с большой сложностью осуществления контролирования и влияния на давление и температуру пласта. Поэтому особого внимания заслуживают схемы реализации предложенной технологии уже на современном этапе развития техники и конкретные описания их функционирования в сложных условиях Мирового океана. Разработанные технические решения [184] в рамках монографии рассматриваются в укрупненных вариантах.

На рисунках 7.7-7.13 приводится схема морского газодобывающего комплекса для разработки подводных залежей газогидратов при нагревании теплоносителя – морской воды с помощью специальных нагревателей. Работа газодобывающего комплекса происходит следующим образом.

Перед эксплуатацией комплекса специальные нагреватели 32, 33 находятся в газопроводе 8 между камерой 37 и дополнительным поворотным краном 34, поворотный кран 27 открыт, а управляемые задвижки 14, 30, 39, 45, 51, 52, 60, 61, 64, 65 и кран 34 полностью закрыты.

Устанавливается газопровод 8 в вертикальное положение за счет открытия управляемых задвижек 60, 61, 64, 65 и крана 34. Вследствие этого морская вода поступает во вспомогательные аккумуляторы 28, 29 и газопровод 8.

Присоединяется газопровод 8 к колонне труб 23 добычной скважины 24. При этом горизонтальные перемещения газопровода 8 с погружной платформой 4 осуществляются с помощью поворотных движительных станций 43, 44 и присоединенных к поворотному кронштейну 22 дополнительных станций 62 и 63. Опускание газопровода 8 в бассейн водоема реализуется путем подачи морской воды в аккумулятор 16 за счет открытия управляемых задвижек 51 и 52. Этим обеспечивается выход сжатого воздуха через патрубки 53 и 54 в бассейн водоема. В случае необходимости подъема газопровода 8 открывается задвижка 14 и подается сжатый компрессором 12 воздух по нагнетательному трубопроводу 15 в аккумулятор 16. После расположения газопровода 8 над колонной труб 23 добычной скважины 24 выполняется его опускание. При опускании газопровода 8 механические опоры 78, 79, 80 и 81 начинают внедряться в грунт. Наличие гидравлических цилиндров 83 позволяет повысить точность присоединения газопровода 8 к колонне труб 23. Работа цилиндров 83 обеспечивается блоком гидропривода 87, а управление ими осуществляется с помощью системы гидрораспределителей 86. В процессе присоединения газопровода 8 к колонне труб 23 скважины 24 руководствуются информацией, поступающей от камер видеонаблюдения 75 и 76. Для освещения на большой глубине предусмотрены источники света 73, 74. Компенсаторы поперечной нагрузки 58 способствуют герметичности соединения газопровода 8 с колонной труб 23. После присоединения газопровода 8 к колонне труб 23 достигается уменьшение поперечных нагрузок на газопровод 8 за счет его натяжения путем открытия задвижки 14 и подачи сжатого воздуха от компрессора 12 по трубопроводу 15 в аккумулятор 16. При снижении уровня морской воды в аккумуляторе 16 ниже сигнализатора уровня жидкости 17 выполняется остановка компрессора 12.

С помощью подъемной лебедки 38 опускаются специальные нагреватели 32, 33 через открытый дополнительный поворотный кран 34 в добычную скважину 24. Включаются специальные нагреватели 32 и 33 путем подачи электрического тока от станции 6 через магистральную 77 и опускную 42 системы электропередач. Параллельно с опусканием нагревателей 32, 33 в скважину 24 выполняется запуск дополнительного насоса 18, который начинает откачивать сосредоточенную в газопроводе 8 морскую воду через дополнительный аккумулятор 25 в водный бассейн. Тепло от

нагревателей 32 и 33 через сосредоточенную в добычной скважине 24 морскую воду поступает в пласт газогидратов 89. При этом за счет откачивания морской воды из газопровода 8 давление в скважине 24 уменьшается.

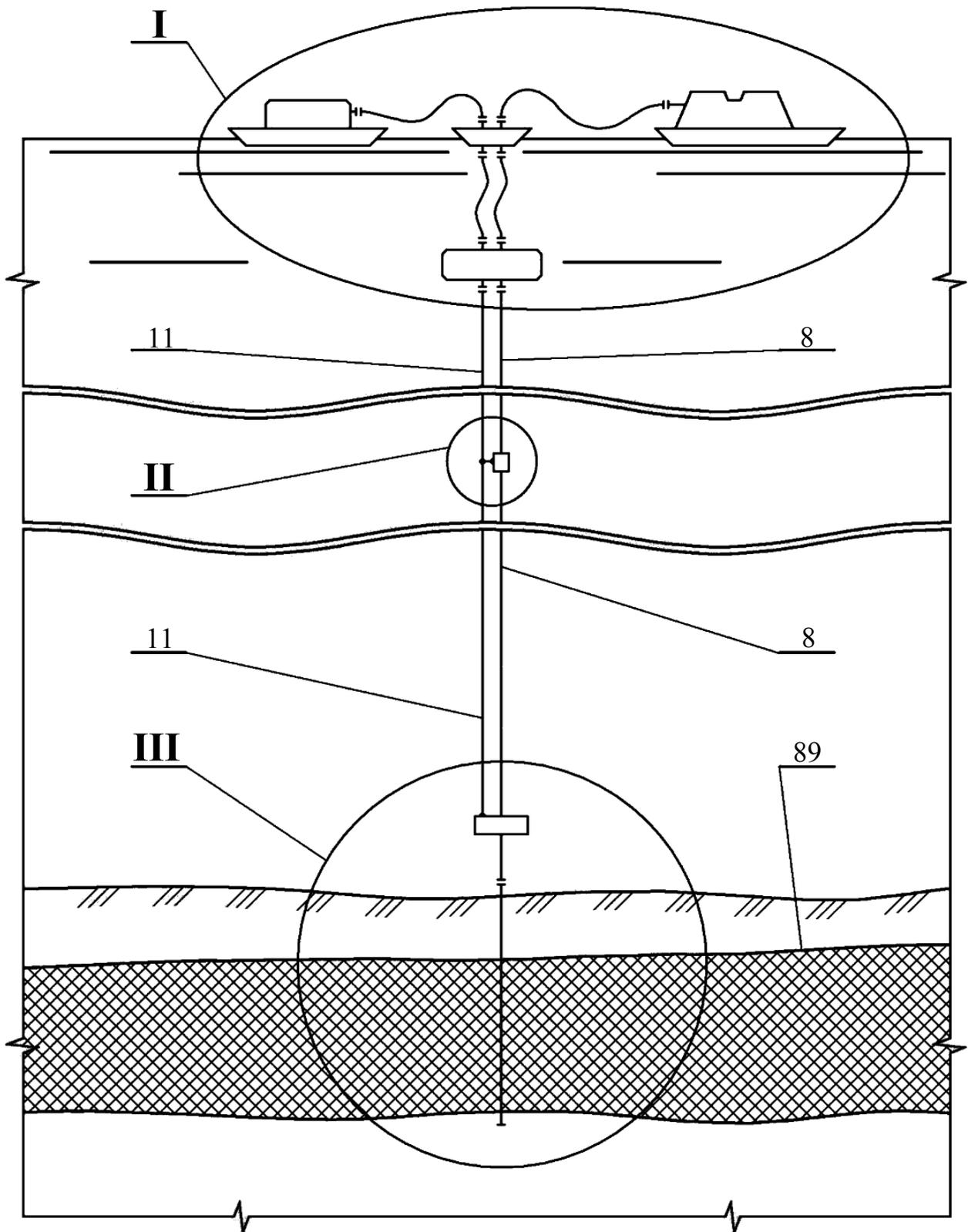


Рисунок 7.7 – Комплекс для разработки залежей газогидратов

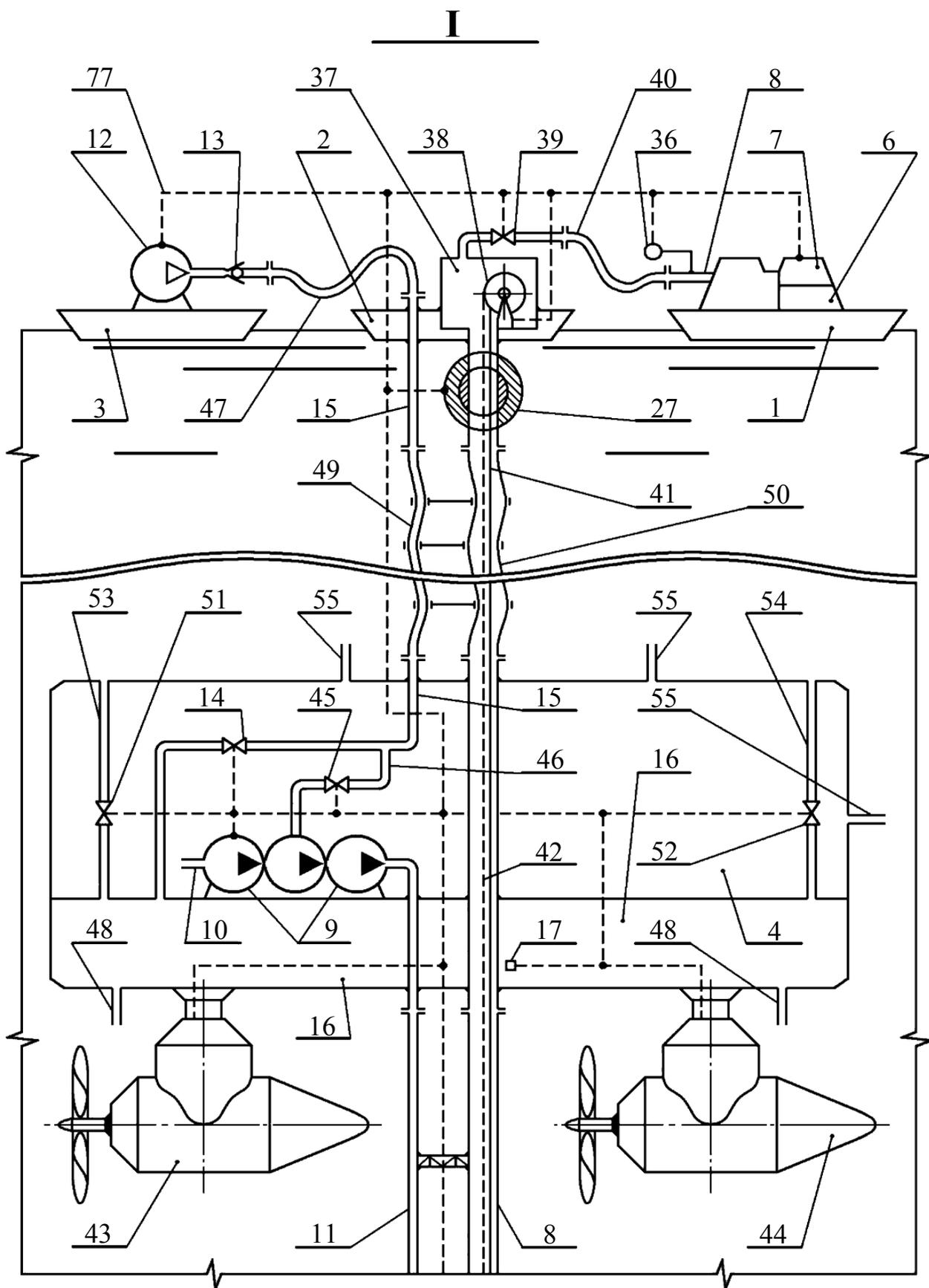


Рисунок 7.8 – Комплекс для разработки залежей газогидратов

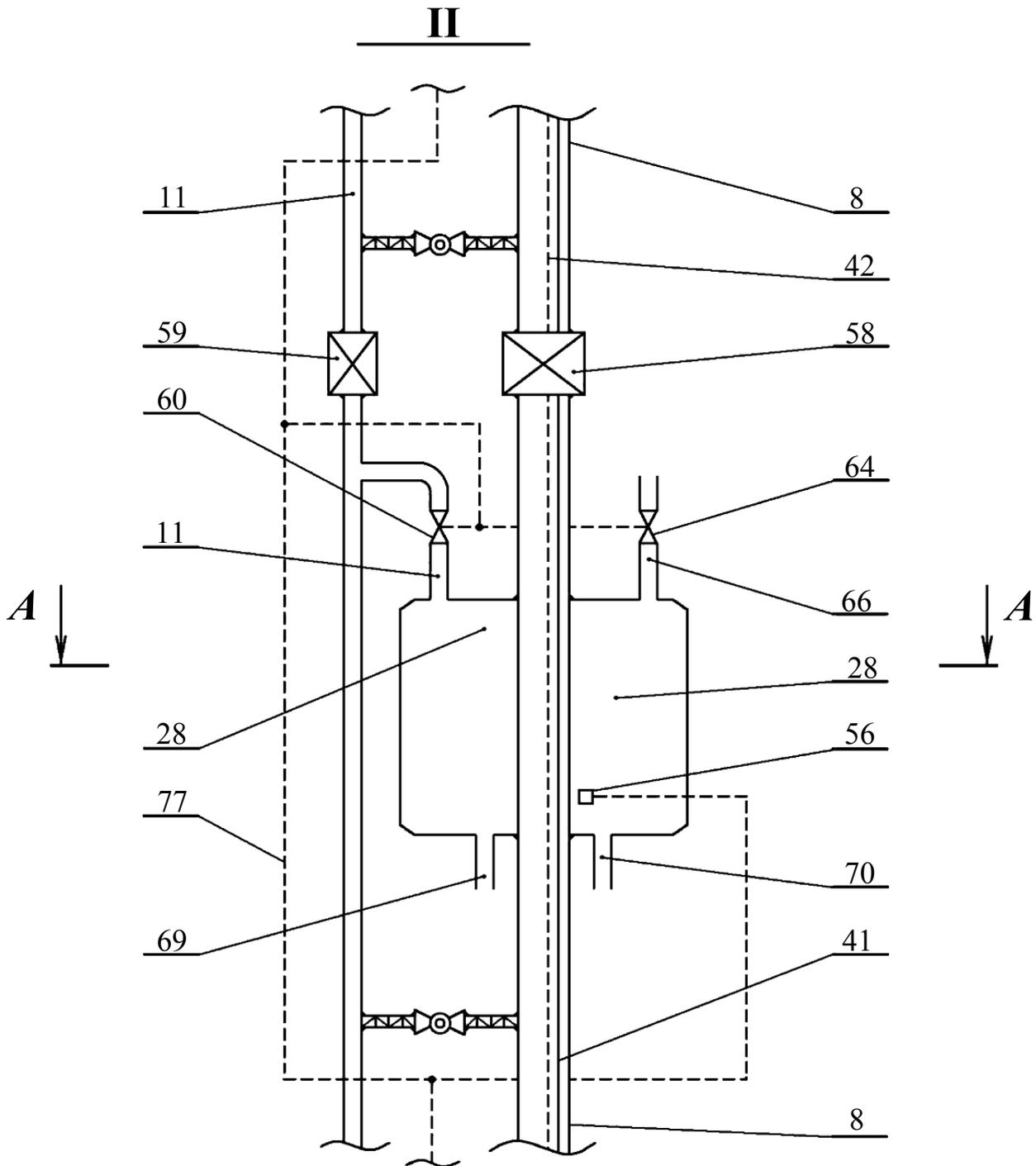


Рисунок 7.9 – Комплекс для разработки залежей газогидратов

Нагревание пласта газогидратов 89 приводит к изменению состояния сосредоточенного в нем природного газа из твердого в газообразное. Природный газ, высвобождающийся в газообразном состоянии из твердых кристаллических соединений, через перфорированную колонну труб 23 поступает в скважину 24. Добычная скважина заполнена горячей морской водой, обеспечивающей подъем природного газа в газообразном состоянии к газопроводу 8. Повышенная температура морской воды и пониженное давление в скважине 24 и газопроводе 8 препятствуют образованию в них соединений газовых гидратов, что



### III

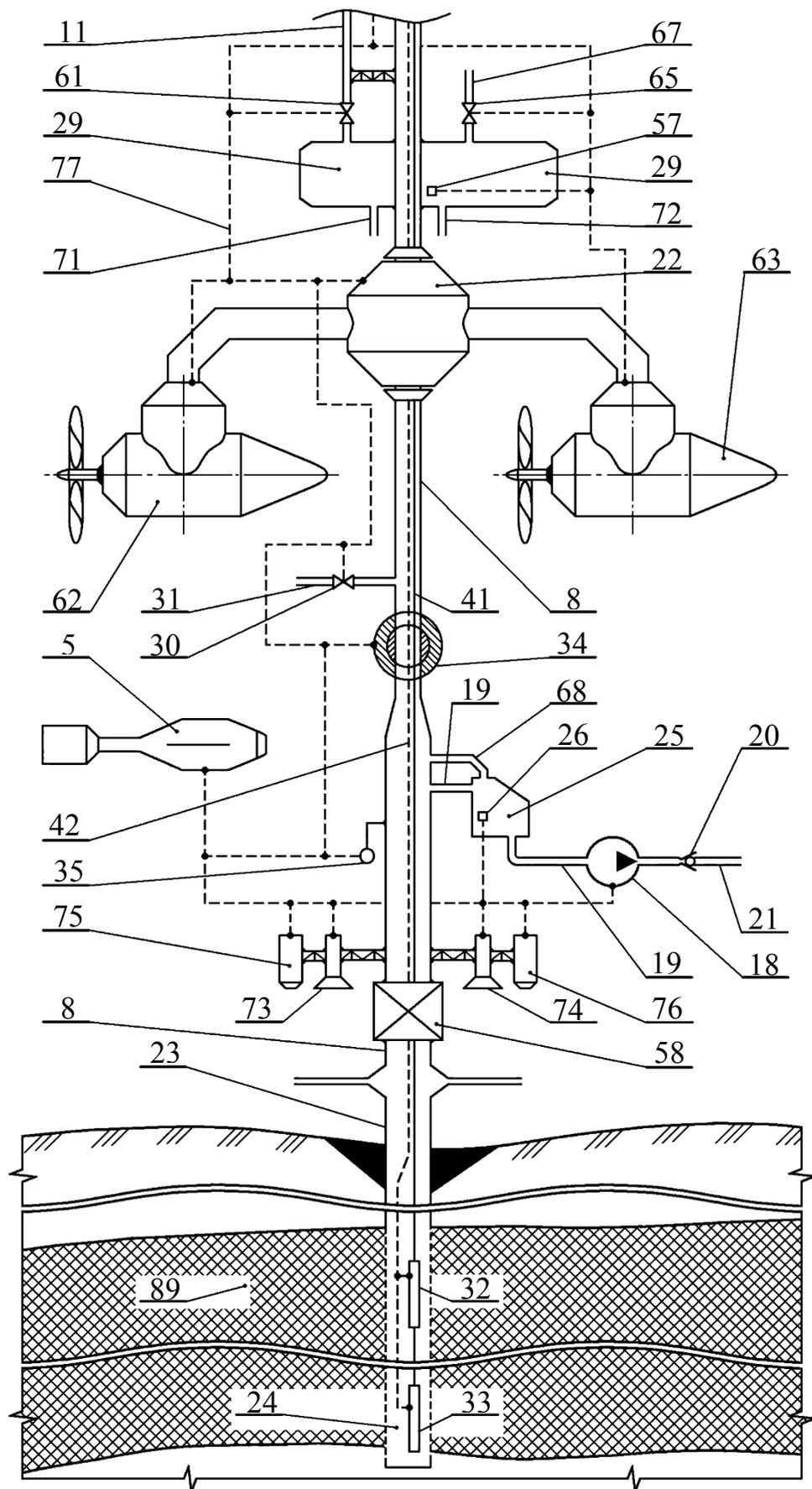


Рисунок 7.11 – Комплекс для разработки залежей газогидратов

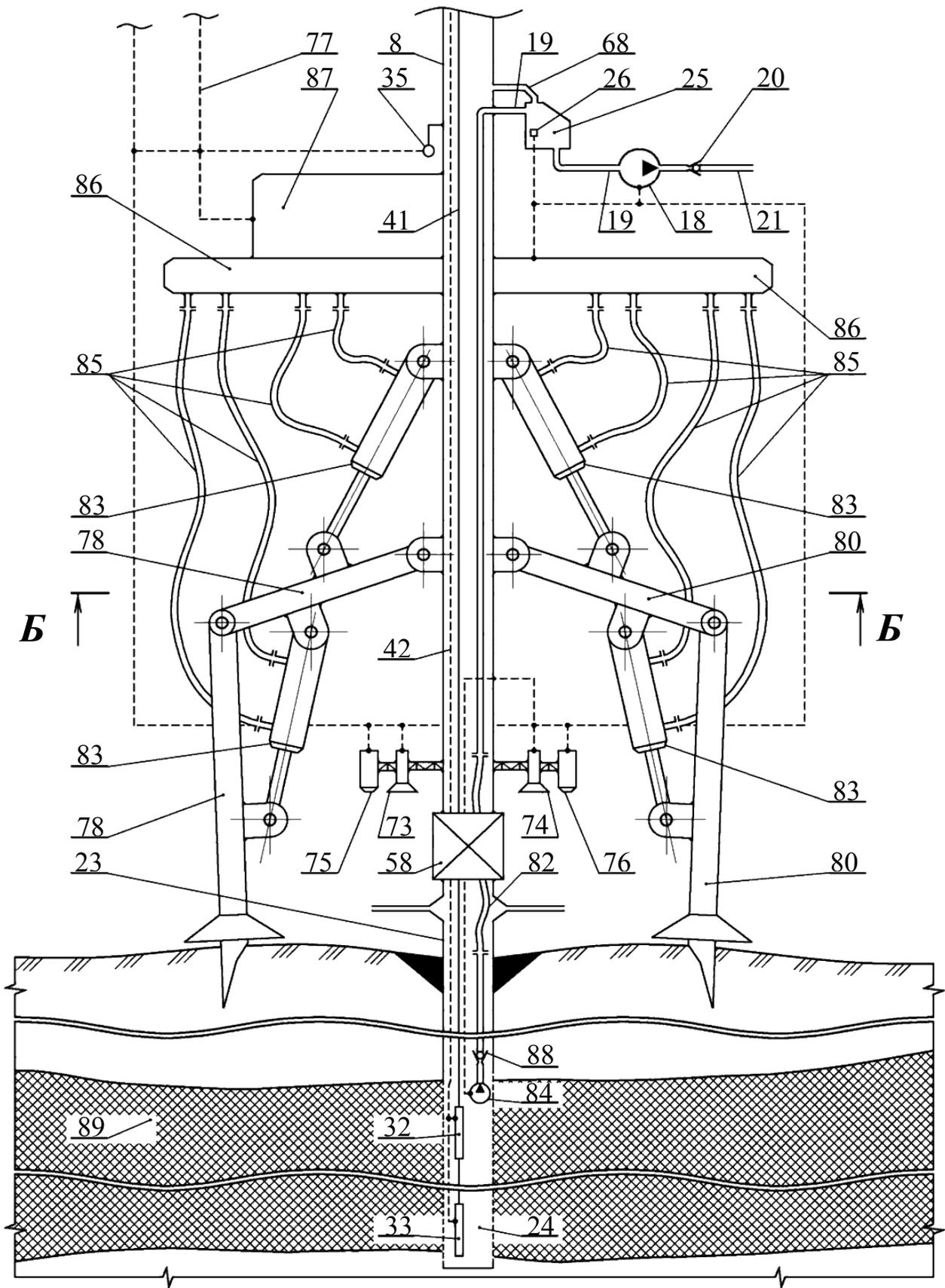


Рисунок 7.12 – Комплекс для разработки залежей газогидратов

Б – Б

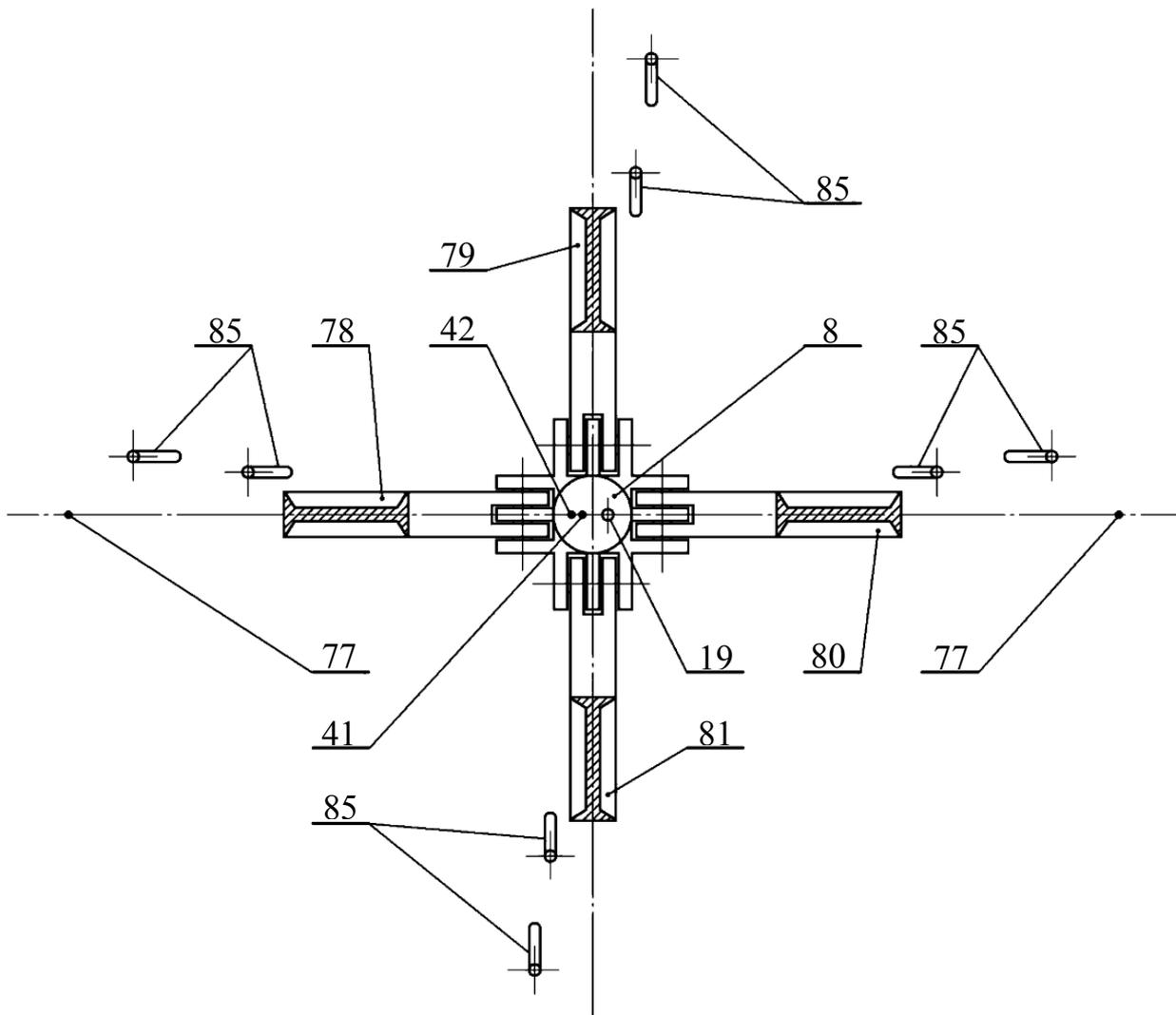


Рисунок 7.13 – Комплекс для разработки залежей газогидратов

Регулирование температуры сосредоточенных в массиве горных пород газовых гидратов реализуется путем изменения температуры морской воды в скважине 24, за счет управления процессами в специальных нагревателях 32 и 33. Регулирование давления на сосредоточенные в пласте 89 газогидраты осуществляется с помощью дополнительного насоса 18 и задвижки 30.

В случае необходимости уменьшения давления на газогидратные соединения, из которых непосредственно выводится природный газ, выполняется откачивание морской воды из газопровода 8 в окружающую среду с помощью насоса 18. Во время откачивания морской воды из газопровода 8 в аккумулятор 25 поступает смесь морской воды с природным газом. В аккумуляторе 25 природный газ выводится из состава газожидкостной смеси и через соединенный с верхней частью дополнительного аккумулятора 25 патрубком 68 снова поступает в газопровод 8. Таким образом, предотвращаются утечки добытого природного газа в окружающую среду, а также обеспечивается работа насоса 18 только на морской воде. При уменьшении в

аккумуляторе 25 уровня морской воды ниже сигнализатора уровня жидкости 26 выполняется остановка насоса 18. Работа насоса 18 возобновляется после превышения уровнем морской воды в аккумуляторе 25 сигнализатора 26.

Для значительных глубин залегания пласта 89 ниже дна водного бассейна, в схему может быть включен расположенный в скважине 24 погружной скважинный насос 84 (рис. 7.12). В случае стремительного увеличения интенсивности перехода природного газа из твердого в газообразное состояние, расход и давление газа в газопроводе 8 резко возрастают. При этом открывается управляемая задвижка 30 и морская вода под гидростатическим давлением через отдельный патрубок 31 поступает в газопровод 8, что приводит к увеличению давления и снижению температуры в скважине 24. Таким образом, осуществляется управление процессом добычи природного газа.

После отработки сосредоточенных в пласте 89 газогидратов вокруг скважины 24 выполняется подъем нагревателя 32, 33 выше дополнительного поворотного крана 34, закрывается кран 34 и отсоединяется газопровод 8 от колонны труб 23 с дальнейшим его перемещением к следующей добычной скважине. Управление движением газопровода 8 вместе с присоединенной к нему погружной платформой 4 осуществляется на основании информации, поступающей от интегрированного навигационно-координационного модуля 5. В процессе перемещения газопровода 8 под водой обеспечивается согласованное во времени и пространстве движение погружной платформы 4, базового 1, коммуникационного 2 и вспомогательного 3 плавсредств.

Для выполнения технического обслуживания расположенного на погружной платформе 4 оборудования осуществляется подъем этой платформы на поверхность водного бассейна следующим образом. С помощью подъемной лебедки 38 выводятся нагреватели 32, 33 из скважины 24 и отсоединяется газопровод 8 от колонны труб 23 этой скважины. Непосредственный подъем погружной платформы 4 реализуется путем подачи сжатого воздуха от компрессора 12 по нагнетательному трубопроводу 15 в аккумулятор 16 при закрытых задвижках 51 и 52.

Для проведения технического обслуживания всего присоединенного к газопроводу 8 подводного оборудования выводятся нагреватели 32, 33 с помощью подъемной лебедки 38 из добычной скважины 24, отсоединяется газопровод 8 от колонны труб 23 и выполняется подъем погружной платформы 4 на поверхность водного бассейна, после чего осуществляется подъем газопровода 8. Подъем газопровода 8 на поверхность водного бассейна обеспечивается в результате запуска насоса 9, закрытия задвижки 14, открытия задвижек 45, 60, 61 и подачи сжатого компрессором 12 воздуха по нагнетательному трубопроводу 15 через патрубок 46 в насос 9. Насосом 9 обеспечивается транспортировка сжатого воздуха в составе водовоздушной смеси во вспомогательные аккумуляторы 28 и 29, где происходит выведение воздуха из состава водовоздушной смеси и его аккумуляция. При снижении уровня морской воды в аккумуляторе 28 ниже сигнализатора 56, закрывается задвижка 60. В случае снижения уровня морской воды в аккумуляторе 29 ниже соответствующего сигнализатора 57 закрываются задвижки 45, 61 и выполняются остановки насоса 9 и компрессора 12. Сосредоточенный в аккумуляторе 16, а также

вспомогательных аккумуляторах 28 и 29 сжатый воздух обеспечивает подъем и расположение в горизонтальном положении на поверхности водного бассейна газопровода 8, что дает возможность выполнять техническое обслуживание присоединенного к нему оборудования. Для установки газопровода 8 опять в вертикальное положение открываются задвижки 64, 65 и сосредоточенный во вспомогательных аккумуляторах 28, 29 сжатый воздух через дополнительные патрубки 66, 67 выводится в окружающую среду.

Установленные в нагнетательном трубопроводе 15 и газопроводе 8 гибкие трубопроводы 47, 49 и 40, 50 позволяют осуществлять работу по подводной добыче газа в сложных климатических условиях при значительных ветрах и волнениях водной поверхности.

На рис. 7.14-7.18 отображена схема морского газодобывающего комплекса для разработки подводных залежей газогидратов при нагревании теплоносителя – морской воды в геотермальной скважине. На рис. 7.19 приводится схема подготовки подводного горного массива с залежами газогидратов к разработке. В данном случае технология реализуется следующим образом.

Предварительно поворотный кран 35 открыт, а управляемые задвижки 14, 36, 40, 44, 50, 51, 60, 61, 64 и 65 полностью закрыты.

Устанавливаются газопровод 8 и присоединенный к нему дополнительный газопровод 32 в вертикальные положения за счет открытия задвижек 60, 61, 64, 65 и поворотного крана 35. Вследствие этого морская вода поступает во вспомогательные аккумуляторы 33, 34, газопровод 8 и газопровод 32.

Присоединяются газопровод 8 к колонне труб 23 геотермальной скважины 25 и газопровод 32 к колонне труб 24 добычной скважины 26. Горизонтальные перемещения газопровода 8 с погружной платформой 4 и газопроводом 32 осуществляются с помощью поворотных движительных станций 42, 43, присоединенных к поворотному кронштейну 22 дополнительных станций 62 и 63, а также отдельной поворотной движительной станции 75. Опускание газопровода 8 с газопроводом 32 в водном бассейне осуществляется путем подачи морской воды в аккумулятор 16 за счет открытия задвижек 50 и 51. Этим обеспечивается выход сосредоточенного в аккумуляторе 16 сжатого воздуха через патрубки 52 и 53 в окружающую среду. В случае необходимости подъема газопровода 8 с газопроводом 32 открывается задвижка 14 и подается сжатый компрессором 12 воздух по нагнетательному трубопроводу 15 в аккумулятор 16. После расположения газопровода 8 над колонной труб 23 геотермальной скважины 25 и газопровода 32 над колонной труб 24 добычной скважины 26 выполняется опускание погружной платформы 4. При опускании газопровода 8 механические опоры 88 начинают внедряться в грунт. Наличие гидравлических цилиндров 92 позволяет повысить точность присоединения газопровода 8 к колонне труб 23 геотермальной скважины 25. Точность присоединения газопровода 32 к колонне труб 24 скважины 26 достигается с помощью отдельной поворотной движительной станции 75. Работа гидравлических цилиндров 92 обеспечивается блоком гидропривода 96, а управление ими осуществляется с помощью системы гидрораспределителей 95. В процессе присоединения газопровода 8 и газопровода 32 к соответствующим колоннам

труб 23 и 24 руководствуются информацией, поступающей от камер видеонаблюдения 81, 82 и 83, 84. Для освещения на большой глубине предусмотрены источники света 77, 78, 79, 80. Гибкие трубопроводы 74 и 76 облегчают заведение всасывающего 30 и нагнетательного 31 трубопроводов насоса 29 в геотермальную 25 и добычную 26 скважины, соответственно. Компенсаторы поперечной нагрузки 57 и 58 способствуют герметичности соединения газопроводов 8 и 32 с соответствующими колоннами труб 23 и 24. После присоединений газопровода 8 к колонне труб 23 и газопровода 32 к колонне труб 24 достигается уменьшение поперечных нагрузок на газопровод 8 за счет его натяжения путем открытия задвижки 14 и подачи сжатого воздуха от компрессора 12 по нагнетательному трубопроводу 15 в аккумулятор 16. При снижении уровня морской воды в аккумуляторе 16 ниже сигнализатора 17 выполняется остановка компрессора 12.

Запускается дополнительный насос 18, который начинает откачивать сосредоточенную в газопроводе 8 и газопроводе 32 морскую воду через дополнительный аккумулятор 27 в бассейн водоема. Откачивание морской воды из газопровода 8 приводит к уменьшению давления в добычной скважине 24. Выполняется запуск отдельного насоса 29, обеспечивающего перекачивание морской воды из геотермальной скважины 25 по всасывающему 30 и нагнетательному 31 трубопроводам в добычную скважину 26. За счет геотермального градиента планеты при большой протяженности скважины 25, относительно длины добычной скважины, на стенках скважины 25 возникает мощное тепловое поле. Перекачивание морской воды из геотермальной скважины 25 в добычную скважину 26 обеспечивает перенос температурного потенциала глубоко расположенных пород к пласту газогидратов 101. Одновременно с этим в скважину 25 по всасывающему трубопроводу 19 насоса 18 и дополнительному трубопроводу 68 через аккумулятор 27 поступает морская вода из верхней части скважины 26.

Нагревание пласта 101 приводит к изменению состояния находящегося в нем природного газа из твердого в газообразное. Природный газ, высвобождающийся в газообразном состоянии из твердых кристаллических соединений, через перфорированную колонну труб 24 поступает в добычную скважину 26. В скважине 26 газ поднимается в морской воде и далее продолжает движение по газопроводу 32 и трубопроводу 85 к газопроводу 8. Повышенная температура морской воды и пониженное давление в скважине 26, газопроводах 32 и 8 препятствуют образованию в них соединений газовых гидратов, что исключает забутовку газотранспортных трактов комплекса твердым материалом. По газопроводу 8 природный газ поступает на базовое плавсредство 1, где он аккумулируется и далее отводится по магистральному морскому газопроводу или с помощью судов-газовозов транспортируется на материк.

После подачи нагретой воды в добычную скважину 26 с помощью датчика 39 осуществляется контроль расхода природного газа, поступающего из скважины 26. Необходимый уровень дебита газа в скважину 26 достигается путем регулирования температуры и давления газогидратов. Давление на сосредоточенные в пласте 101 соединения газовых гидратов, из которых непосредственно выводится природный газ, определяется с помощью манометра 38.

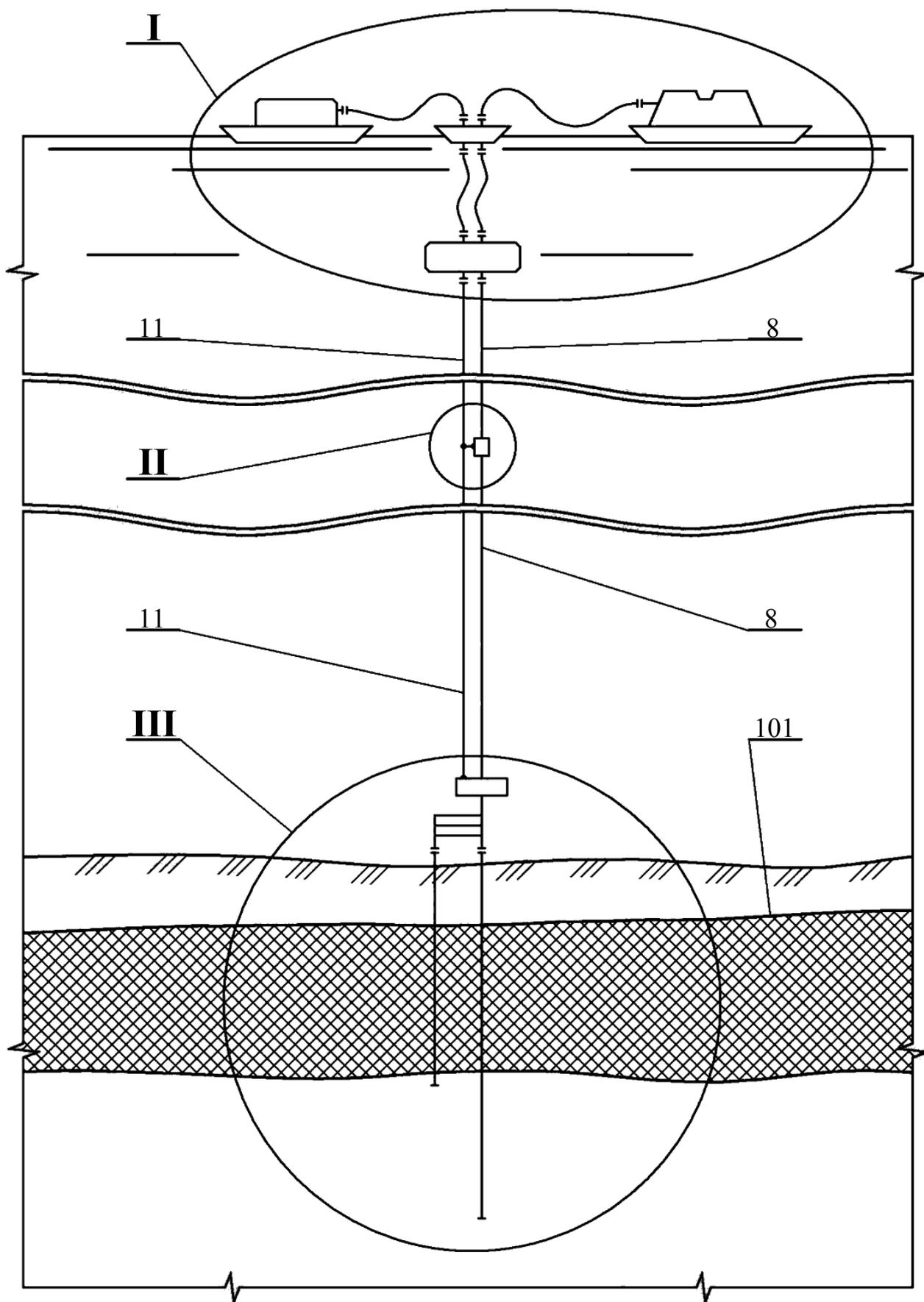


Рисунок 7.14 – Комплекс для разработки месторождений газогидратов

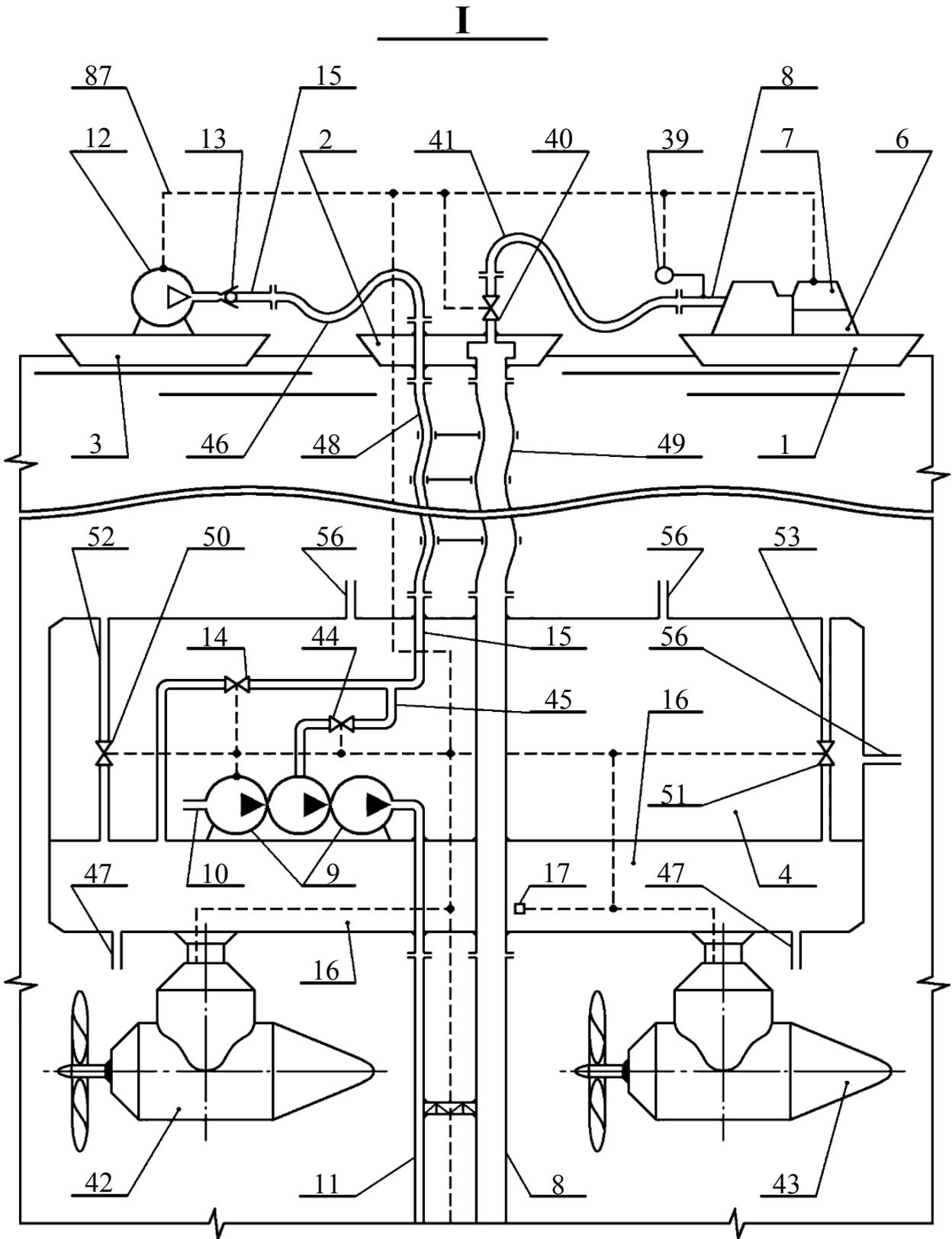


Рисунок 7.15 – Комплекс для разработки месторождений газогидратов

**II**

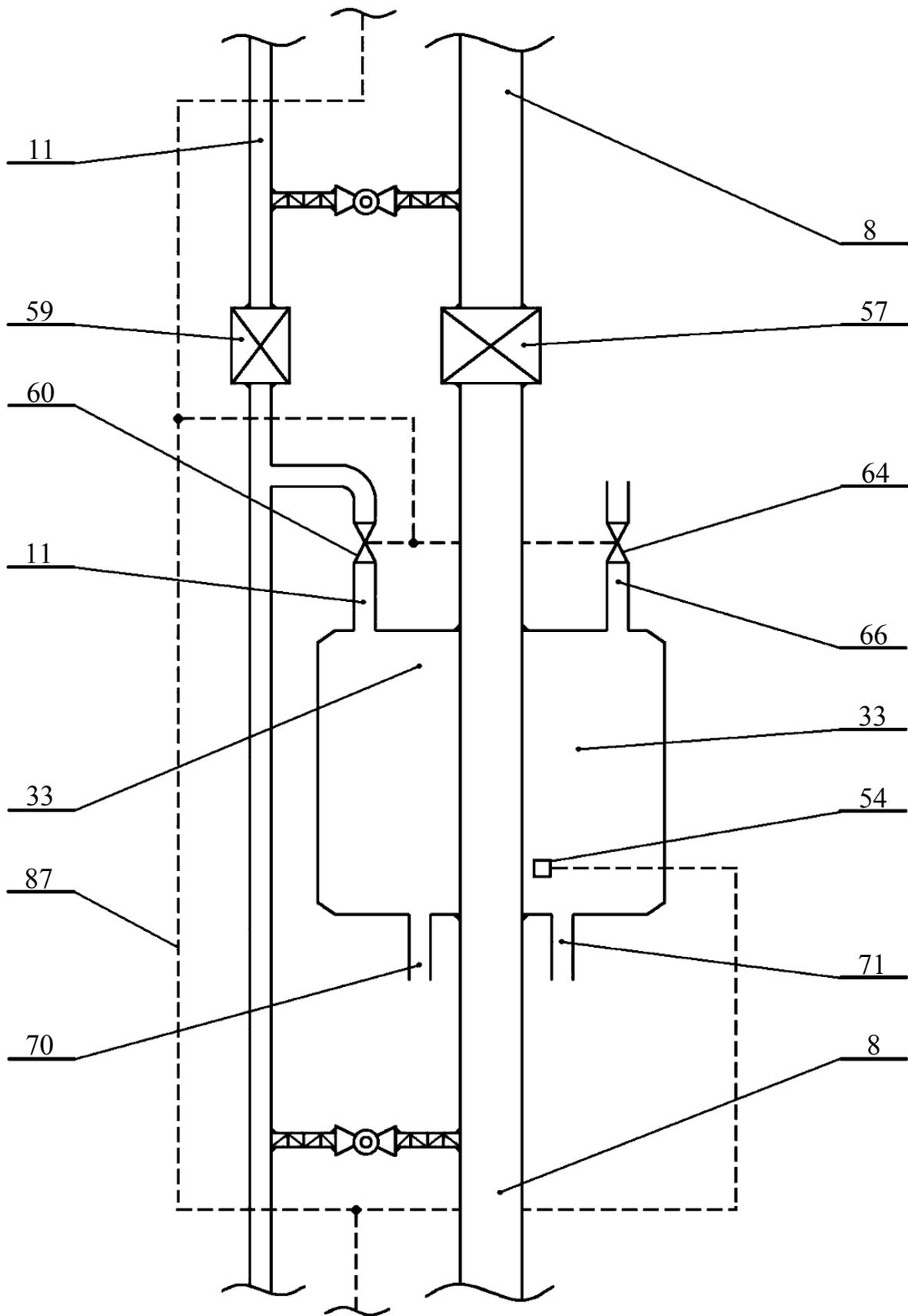


Рисунок 7.16 – Комплекс для разработки месторождений газогидратов

### III

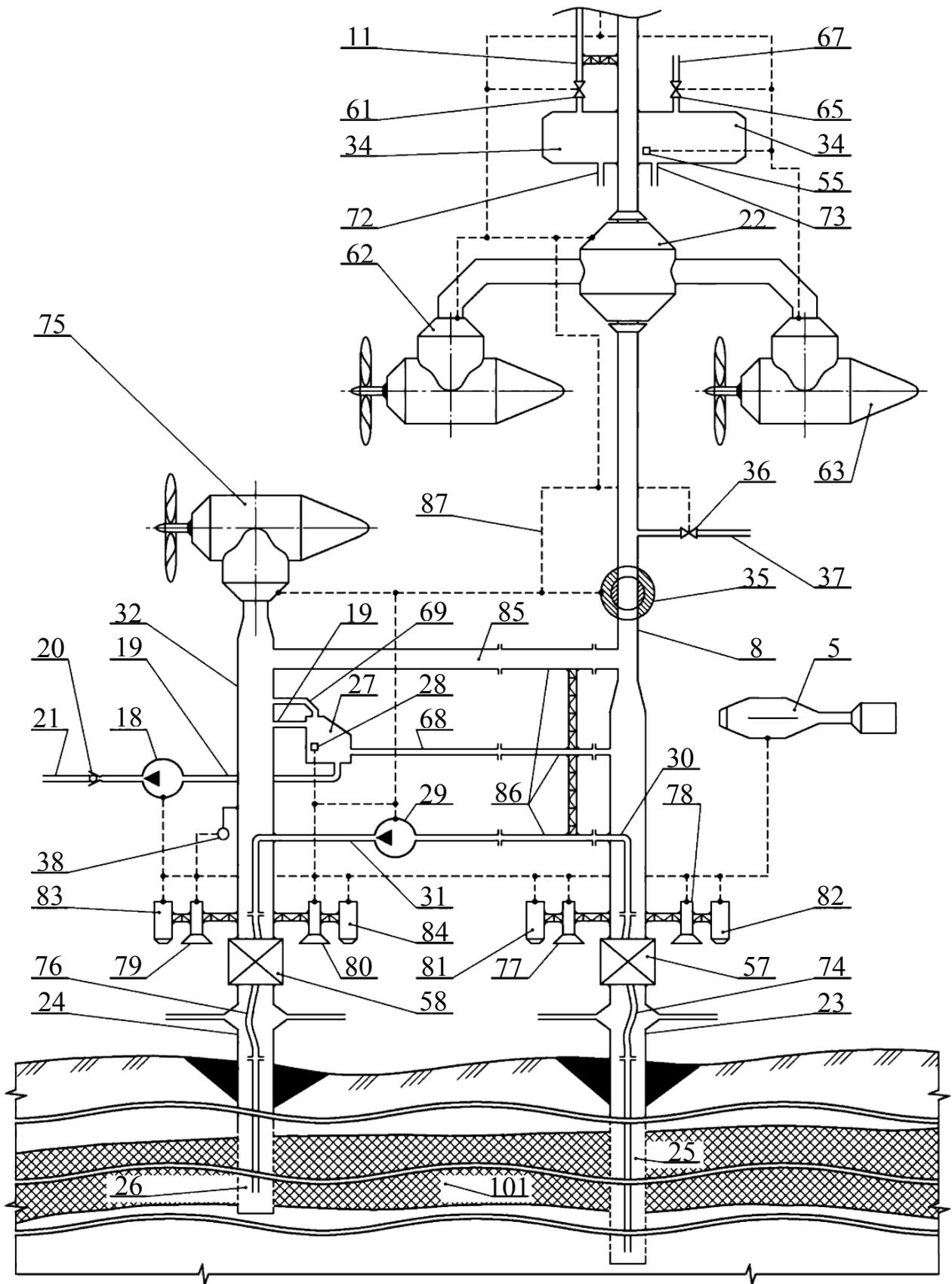


Рисунок 7.17 – Комплекс для разработки месторождений газогидратов

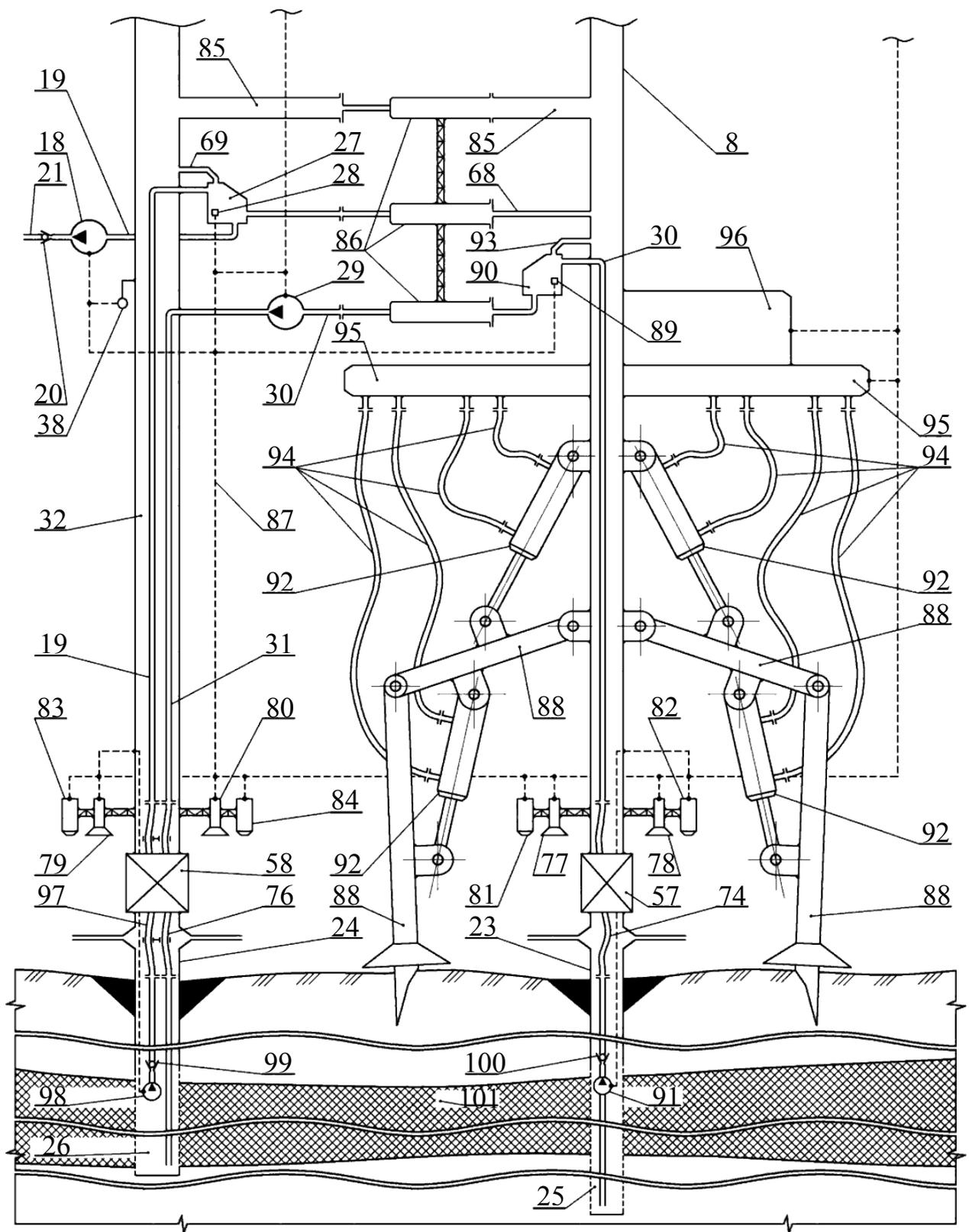


Рисунок 7.18 – Комплекс для разработки месторождений газогидратов

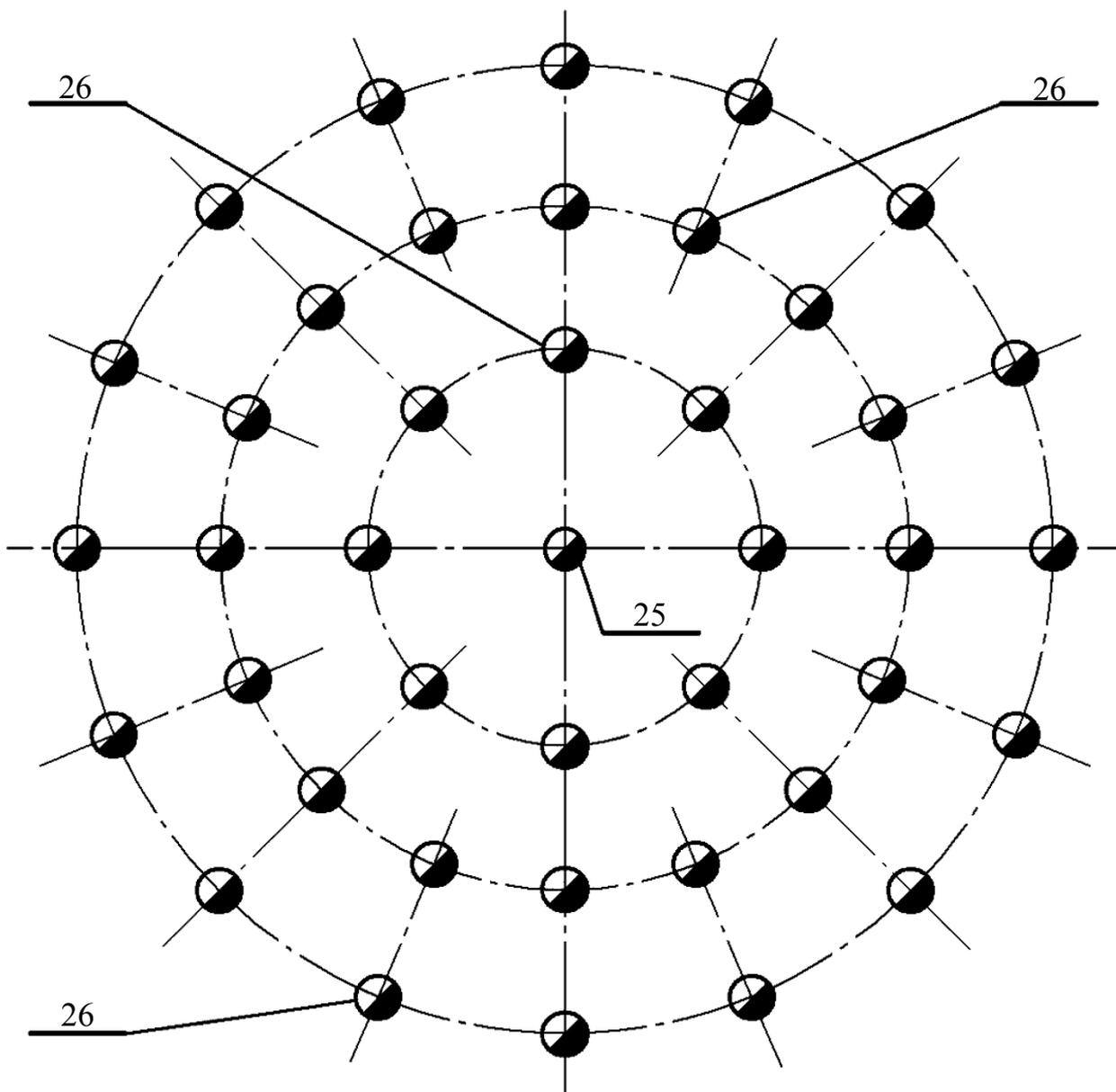


Рисунок 7.19 – Схема подготовки участка месторождения газогидратов к разработке

Регулирование температуры гидратов реализуется путем изменения расхода потока нагретой воды, откачиваемой из геотермальной скважины 25, за счет изменения производительности отдельного насоса 29. Регулирование давления газогидратов осуществляется с помощью насоса 18 и задвижки 36.

В случае необходимости уменьшения давления на газогидратные соединения морская вода откачивается из газопроводов 8 и 32 в окружающую среду с помощью насоса 18. При этом в аккумулятор 27 поступает смесь морской воды с природным газом. В аккумуляторе 27 из состава газожидкостной смеси выводится природный газ, который через сообщенный с верхней частью аккумулятора 27 патрубков 69 снова поступает в газопровод 32. Таким образом,

предотвращаются утечки добытого природного газа в окружающую среду, а также обеспечивается работа насоса 18 только на морской воде. В случае уменьшения в аккумуляторе 27 уровня морской воды ниже сигнализатора 28 выполняется остановка насоса 18. Запуск насоса 18 осуществляется после превышения уровнем морской воды в аккумуляторе 27 сигнализатора 28.

Для значительных глубин залегания пласта ниже дна водоема, в схему могут быть введены установленный в геотермальной скважине 25 погружной скважинный насос 91 и расположенный в скважине 26 дополнительный насос 98 (рис. 7.18). В этих условиях запуск насоса 91 предусматривается непосредственно перед запуском насоса 29, а насос 98 запускается после снижения уровня морской воды в аккумуляторе 27 ниже сигнализатора 28.

В случае стремительного роста интенсивности перехода природного газа из твердого в газообразное состояние, расход и давление газа в газопроводе 8 резко увеличиваются. При этом открывается задвижка 36 и морская вода под гидростатическим давлением через патрубок 37 поступает в газопровод 8. В результате повышается давление и уменьшается температура в геотермальной 25 и добычной 26 скважинах.

После обработки сосредоточенных в пласте газогидратных соединений вокруг скважины 26 закрывается поворотный кран 35, а также отсоединяется газопровод 32 от колонны труб 24 со следующим его перемещением к другой добычной скважине.

В процессе обработки расположенных вокруг геотермальной скважины 25 добычных скважин 26 (рис. 7.19), перемещение газопровода 32 обеспечивает станция 75. В случае необходимости увеличения расстояния между газопроводами 8 и 32 выполняется замена секций 86 трубопровода 30, дополнительного 68 и газоотводного 85 трубопроводов (рис. 7.17). Использование телескопических секций 86 (рис. 7.18) упрощает технологический процесс и облегчает работы по выбуриванию скважин 26 (рис. 7.19) на больших океанических глубинах.

Управление перемещением газопровода 32 осуществляется на основании информации, поступающей от интегрированного навигационно-координационного модуля 5. Добыча природного газа из других добычных скважин происходит по аналогичному алгоритму.

Выполнение технического обслуживания расположенного на погружной платформе 4 оборудования и всего присоединенного к газопроводам 8 и 32 подводного оборудования проводится аналогично с описанием рассмотренной выше конструктивной схемы.

Таким образом, заявленное изобретение обеспечивает безопасную подводную разработку твердых углеводородных соединений при снижении нагрузки на окружающую экосистему и переводе газа в газообразное состояние непосредственно в горном массиве.

Рассмотренные выше технические решения, позволяют выполнить полный цикл технологических операций по последовательной обработке

газогидратной залежи, могут быть реализованы в металле при современном уровне техники. Поэтому дальнейшую разработку сложного промышленного комплекса, предусматривающего освоение газогидратных залежей в производственном масштабе, целесообразно базировать на предложенных вариантах конфигурации технических средств.

*Разработки для освоения альтернативных энергетических ресурсов.*

В связи со стремительным сокращением энергоносителей на суше перед человечеством остро стоит вопрос об освоении новых альтернативных источников энергии. Наряду с этим в глубинах Черного моря сосредоточены большие запасы сероводорода, которые могут быть использованы для увеличения доли добываемых на территории Украины газообразных энергоносителей в национальном энергетическом секторе.

Освоение такого специфического энергоносителя, как сероводород, требует научного подхода к решению комплекса задач по его добыче и безопасному использованию, которое может быть реализовано путем создания отдельной Национальной программы исследований в этой области с централизованным государственным финансированием. В случае бессистемного подхода успешное решение отдельных задач не будет представлять интерес для промышленного внедрения. Тем не менее, в Государственном высшем учебном заведении «Национальный горный университет» уже сделаны первые шаги в этом направлении. Предложены оригинальный способ разработки подводных залежей сероводорода и насосная установка для его реализации, запатентованные на территории Украины [185].

В укрупненном варианте установка для добычи сероводорода из подводных месторождений представлена на рис. 7.20.

Подъем сосредоточенной на глубине и насыщенной сероводородом морской воды обеспечивается насосом 1. Всасывающий трубопровод 2 насоса сообщен с водным бассейном на глубине, где морская вода обогащена растворенным в ней газом. При работе насоса обогащенная сероводородом морская вода подается по всасывающему 2 и нагнетательному 3 трубопроводам в аккумулятор 4. Из морской воды в процессе ее подъема за счет снижения давления выделяется газ. Завершающая стадия отделения сероводорода от морской воды происходит в аккумуляторе. Управление процессом десорбции в аккумуляторе осуществляется путем регулирования подачи насоса и величины закрытия управляемой задвижки 11 при поддержании уровня морской воды в аккумуляторе ниже сигнализатора уровня жидкости 5. Давление в аккумуляторе контролируется при помощи манометра 10. Получаемый в результате десорбции газ поступает в газопровод 9, а вода отводится в бассейн водоема по нагнетательному трубопроводу 3. Расход газа определяется расходомером 8.

На приведенной схеме насос 1 погружен на незначительную глубину в бассейн морской воды, однако он также может быть расположен выше водной поверхности на расстоянии, соответствующем условию всасывания морской воды.

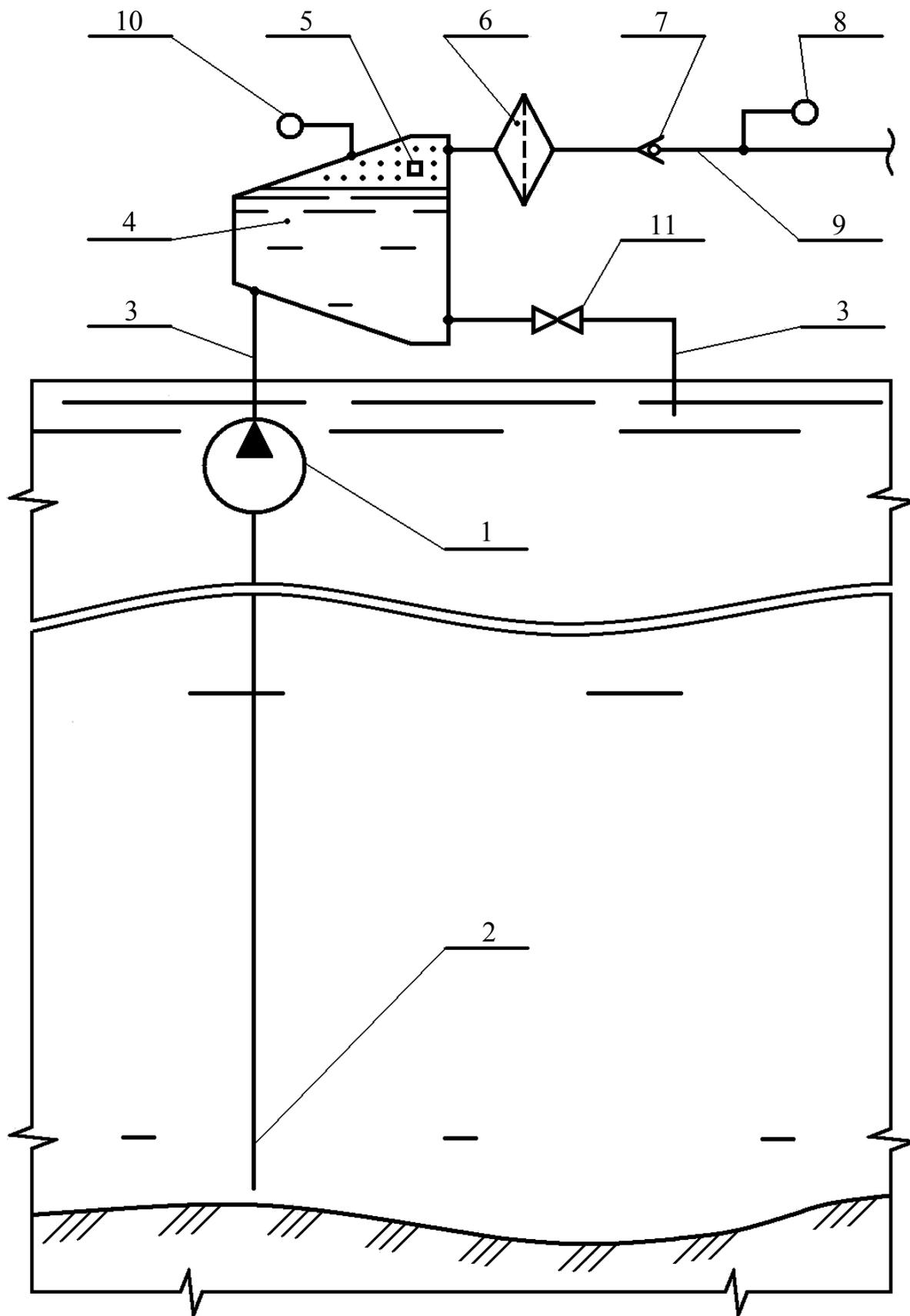


Рисунок 7.20 – Установка для добычи сероводорода

Преимуществами предложенной технологии является непрерывность процесса отделения сероводорода от морской воды, а также расположение всего комплекса электромеханического оборудования вне зоны действия высоких гидростатических давлений, что позволяет выполнять необходимые технические обслуживания устройств без применения сложной робототехники с дистанционным управлением и существенно повысить надежность системы в целом. При этом насосу в процессе эксплуатации не требуется создавать высокие давления, что обуславливает низкую энергоемкость технологического процесса. Также следует отметить, что в разработанном решении исключается негативное техногенное воздействие на окружающую экосистему.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Энциклопедия эрлифтов / Ф.А. Папаяни, Л.Н. Козыряцкий, В.С. Пащенко, А.П. Кононенко. – М.: ИнформСвязьИздат, 1995. – 592 с.
2. Кириченко, Е.А. Научное обоснование параметров трубных систем для гидроподъема полезных ископаемых: дис. ... доктора техн. наук: 05.05.06 / Кириченко Евгений Алексеевич. – Д., 2001. – 292 с.
3. Железомарганцевые конкреции Индийского океана / [Шнюков Е.Ф., Орловский Г.Н., Клещенко С.А. и др.]. – К.: Тираж, 2001. – 328 с.
4. Величко, Е.А. Железомарганцевые конкреции океана – новый тип полиметаллических руд / Величко Е.А., Контарь Е.А., Истошин С.Ю. – М.: ВИЭМС, 1976. – 21 с.
5. Cottel, P.S. Some international opportunities for marine aggregates / P.S. Cottel // “Oceanoc Int. 18. Techn. Sell. C.Offshore Miner Exploit”, London, s.a. – 1978. – P. 3–6.
6. Истошин, С.Ю. Морской горный промысел / С.Ю. Истошин. – М.: Наука, 1981. – 168 с.
7. Нурок, Г.А. Некоторые итоги научно-исследовательских работ МГИ по проблеме подводной добычи / Г.А. Нурок, А.Д. Алексеев // Научные основы создания подводной автоматизированной добычи полезных ископаемых со дна морей и океанов: Тр. Моск. горн. ин-та. – М., 1983. – С. 3–6.
8. Лезгинцев, Г.М. Разработка глубоководных месторождений полезных ископаемых / Лезгинцев Г.М., Контарь Е.А., Кузнецов Г.И. – М.: ВИНТИ, 1976. – Т. 14. – С. 288–331.
9. Проблемы исследования и освоения мирового океана / Под ред. А.И. Вознесенского. – Л.: Судостроение, 1979. – 407 с.
10. Папулов, В.И. Разработка подводных месторождений полезных ископаемых / В.И. Папулов, А.И. Меньщиков, А.С. Иванов // Тр. Моск. горн. ин-та. – М., 1983. – 97 с.
11. Подводная технология / В.А. Коробков, В.С. Левин, А.В. Лукошков, П.П. Серебrenицкий. – Л.: Судостроение, 1982. – 240 с.
12. Комплексные проблемы разведки, добычи и охраны минеральных ресурсов океана: тез. докл. IV Всесоюзн. конф. “Проблемы научных исследований в области изучения и освоения Мирового океана” (Владивосток, 25–28 окт. 1983 г.) / Владивосток, 1983. – 121 с.
13. Смолдырев, А.Е. Транспорт конкреций с морских глубин / А.Е. Смолдырев // Итоги науки и техники. – М.: ВИНТИ, 1986. – Т. 33. – С. 71–100.
14. Технология гидромеханизированных земляных работ: материалы 1-го Международного симпозиума / пер. с англ. А.С. Старикова. – М.: Транспорт, 1980. – 319 с.
15. Добыча строительных песков и других россыпных полезных ископаемых в прибрежной зоне Азово-Черноморского бассейна по экологически щадящей технологии / А.П. Зиборов, В.Ю. Кухарь, В.П. Франчук [и др.] // Вестник Украинского дома экономических и научно-технических знаний. – 1998. – № 2. – С. 45–46.
16. Кухарь, В.Ю. Испытания технологического оборудования для экологически щадящей добычи песка из подводных месторождений / В.Ю. Кухарь, Е.С. Запара, А.А. Бондаренко // Науковий вісник НГА України. – 1998. – № 2. – С. 9–11.

17. Кухарь, В.Ю. Обоснование параметров рабочего органа установки для поддонной добычи несвязных полезных ископаемых: дис. ... кандидата техн. наук: 05.05.06 / Кухарь Виктор Юрьевич. – Д., 2005. – 164 с.

18. Кухарь, В.Ю. О необходимости научного обеспечения перевода на большие глубины добычных работ на месторождениях строительных материалов шельфа Черного моря / Виктор Кухарь, Альберт Зиборов // Геология и полезные ископаемые мирового океана. – 2007. – № 1. – С. 120–130.

19. The design and operation of a Pacific ocean Deep-Ocean Mining Test ship: R/V Deep sea Miner II: 17 Annu. Offshore Technol. Conf. Houston (may 6–9, 1985) / R. Koufman, F.P. Latimer, D.C. Tolefson, S. Senni. – Richardson, Tex. – 1985. – P. 33–51.

20. Ocean mining trialstart / “Engineering”. – 1979. – № 12. – P. 218.

21. Величко, Е.А. За рудой в глубины океана / Величко Е.А., Контарь Е.А., Тареева О.К. – М.: Недра, 1980. – 96 с.

22. Лезгинцев, Г.М. Проблемы исследования и освоения Мирового океана / Г.М. Лезгинцев. – Л.: Судостроение, 1979. – С. 249–263. – (Техника освоения океана).

23. Лезгинцев, Г.М. Применение эрлифтного оборудования для разработки морских россыпей / Лезгинцев Г.М., Истомина С.Ю., Контарь Е.А. – М.: Цветметинформация, 1973. – 74 с.

24. Молочников, Л.Н. Гидроразрыхляющая головка с опорной решеткой / Л.Н. Молочников // Вопросы подводной добычи полезных ископаемых и открытых гидравлических разработок: Тр. Моск. горн. ин-та. – М., 1977. – С. 131–134.

25. Кириченко, Е.А. Блочный-иерархический подход к разработке технологии управления глубоководными добычными комплексами / Е.А. Кириченко, В.И. Самуся, В.Е. Кириченко // Гірнична електромеханіка та автоматика: Наук.-техн. зб. – 2008. – № 80. – С. 101–109.

26. Пат. 2310097 Российская Федерация, МПК F04D7/04, F04D13/08. Способ работы гидротранспортной установки и устройство для его реализации / Пивняк Г.Г., Кириченко Е.А., Франчук В.П., Евтеев В.В.; заявитель и патентообладатель Национальный горный университет. – № 2005124581/06; заявл. 02.08.05; опубл. 10.11.07, Бюл. № 31.

27. Пат. 2310098 Российская Федерация, МПК F04D7/04, F04D13/08. Способ подъема гидросмеси с больших глубин и устройство для его реализации / Пивняк Г.Г., Франчук В.П., Кириченко Е.А., Шворак В.Г.; заявитель и патентообладатель Национальный горный университет. – № 2005124582/06; заявл. 02.08.05; опубл. 10.11.07, Бюл. № 31.

28. Пат. 2310099 Российская Федерация, МПК F04D7/04, F04D13/08. Способ транспортирования гидросмеси с больших глубин и устройство для его реализации / Пивняк Г.Г., Франчук В.П., Кириченко Е.А., Шворак В.Г.; заявитель и патентообладатель Национальный горный университет. – № 2005124583/06; заявл. 02.08.05; опубл. 10.11.07, Бюл. № 31.

29. Пат. 82200 Украина, МПК F04D29/00, F04D13/00. Спосіб роботи гідротранспортної установки та гідротранспортна установка / Пивняк Г.Г., Кириченко Є.О., Франчук В.П., Євтєєв В.В.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200502068; заявл. 05.03.05; опубл. 25.03.08, Бюл. № 6.

30. Пат. 81259 Украина, МПК F04D29/00, F04D13/00. Спосіб підйому гідросуміші з великих глибин та пристрій для його реалізації / Пивняк Г.Г., Франчук В.П., Кириченко Є.О., Шворак В.Г.; заявник та патентовласник Національ-

ний гірничий університет. – № а200502067; заявл. 05.03.05; опубл. 25.12.07, Бюл. № 21.

31. Пат. 82202 Україна, МПК F04D29/00, F04D13/00. Спосіб транспортування гідросуміші з великих глибин та пристрій для його реалізації / Пивняк Г.Г., Франчук В.П., Кириченко Є.О., Шворак В.Г.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200502073; заявл. 05.03.05; опубл. 25.03.08, Бюл. № 6.

32. Пат. 81272 Україна, МПК F04D29/00, F04D13/00. Система для підйому гідросуміші з великих глибин / Кириченко Є.О., Євтєєв В.В., Шворак В.Г., Кириченко В.Є.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200504534; заявл. 16.05.05; опубл. 25.12.07, Бюл. № 21.

33. Пат. 65931 Україна, МПК F17D1/00, E21F17/00. Установка для перекачування шламової пульпи / Чеберячко І.М., Кириченко Є.О., Кучер Д.С.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № 2003076182; заявл. 03.07.03; – опубл. 10.01.08, Бюл. № 1.

34. Пат. 67246 Україна, МПК F04D29/00, F04D13/00. Спосіб транспортування гідросуміші і пристрій для його реалізації / Кириченко Є.О., Чеберячко І.М., Євтєєв В.В., Шворак В.Г., Кучер Д.С.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № 2003087681; заявл. 13.08.03; опубл. 10.01.08, Бюл. № 1.

35. Пат. 29163 Україна, МПК F04F1/00. Спосіб управління роботою ерліфта / Кириченко Є.О., Вишняк Є.О., Некрашевич Р.О.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № 98010304; заявл. 30.03.98; опубл. 17.12.01, Бюл. № 11.

36. Пат. 30145 Україна, МПК E21C45/06, F04F1/20. Спосіб управління роботою глибинного ерліфта / Кириченко Є.О., Вишняк Є.О., Накидайло А.С.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № 97126442; заявл. 30.12.97; опубл. 15.05.02, Бюл. № 5.

37. Пат. 30168 Україна, МПК F04F1/00, F04F1/20. Спосіб управління роботою ерліфта та ерліфтна установка / Кириченко Є.О., Вишняк Є.О., Накидайло А.С.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № 98010100; заявл. 08.01.98; опубл. 15.02.02, Бюл. № 2.

38. Пат. 30188 Україна, МПК F04F1/00. Спосіб зупинки, спосіб запуску ерліфта та пристрій для їх здійснення / Кириченко Є.О., Вишняк Є.О., Накидайло А.С., Гришанов Є.М.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № 98010303; заявл. 20.01.98; опубл. 15.02.02, Бюл. № 2.

39. Пат. 77519 Україна, МПК F04F1/20. Спосіб запуску та роботи морського ерліфта та система для його реалізації / Кириченко Є.О., Шворак В.Г., Євтєєв В.В.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № 20041109362; заявл. 15.11.04; опубл. 15.12.06, Бюл. № 12.

40. Пат. 81445 Україна, МПК E21C45/00, F04F1/20. Спосіб запуску морського ерліфта та система для його реалізації / Кириченко Є.О., Євтєєв В.В., Чеберячко І.М., Шворак В.Г., Кириченко В.Є.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200506107; заявл. 21.06.05; опубл. 10.01.08, Бюл. № 1.

41. Пат. 2321747 Российская Федерация, МПК E21C50/00, E21C45/00, F04F1/20. Способ электрификации технологии подводной разработки месторождений полезных ископаемых и система для его реализации / Пивняк Г.Г.,

Кириченко Е.А., Франчук В.П., Егурнов А.И., Евтеев В.В.; заявитель и патенто-обладатель Национальный горный университет. – № 2005141031/03; заявл. 27.12.05; опубл. 10.04.08, Бюл. № 10.

42. Пат. 2324055 Российская Федерация, МПК E21C50/00, E21C45/00, F04F1/20. Способ экологической сепарации в эрлифтном подъеме подводных месторождений полезных ископаемых и система для его реализации / Пивняк Г.Г., Кириченко Е.А., Франчук В.П., Егурнов А.И., Шворак В.Г.; заявитель и патентообладатель Национальный горный университет. – № 2005141030/03; заявл. 27.12.05; опубл. 10.05.08, Бюл. № 13.

43. Пат. 82229 Украина, МПК E21C45/00, F04F1/20. Спосіб електрифікації технології підводної розробки родовищ корисних копалин та система для його реалізації / Півняк Г.Г., Кириченко Є.О., Франчук В.П., Єгурнов О.І., Євтеєв В.В.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200510067; заявл. 25.10.05; опубл. 25.03.08, Бюл. № 6.

44. Пат. 82228 Украина, МПК E21C45/00, F04F1/20. Спосіб збагачення корисних копалин підводних родовищ та система для його реалізації / Півняк Г.Г., Кириченко Є.О., Франчук В.П., Єгурнов О.І., Шворак В.Г.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200510044; заявл. 25.10.05; опубл. 25.03.08, Бюл. № 6.

45. Пат. 78004 Украина, МПК F04F1/20. Спосіб роботи морського газліфта та система для його здійснення / Кириченко Є.О., Шворак В.Г., Євтеєв В.В.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № 20040706200; заявл. 26.07.04; опубл. 15.02.07, Бюл. № 2.

46. Пат. 30137 Украина, МПК E21C45/00, F04F1/20. Спосіб підйому пульпи / Кириченко Є.О., Вишняк Є.О., Накидайло А.С.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № 97126407; заявл. 29.12.97; опубл. 17.12.01, Бюл. № 11.

47. Разработка критериев выбора способа и средств гидроподъема полезных ископаемых Мирового океана / Е.А. Кириченко, В.Г. Шворак, В.В. Евтеев, В.Е. Кириченко // Экологическая безопасность прибрежных и шельфовых зон и комплексное использование ресурсов шельфа: Науч.-техн. сб. – 2008. – № 17. – С. 97–108.

48. Расчет и выбор оптимальных характеристик гидравлического комплекса для добычи железомарганцевых конкреций со дна Мирового океана / [Борисов А.А., Грибанов А.М., Пащенко В.С., Шевченко Ф.Л.]. – Геленджик: ПО “Южморгеология”, 1990. – 56 с.

49. Гоман, О.Г. К расчету гидродинамических нагрузок на элементы погружных конструкций глубоководных пульпопроводов / О.Г. Гоман, Е.А. Кириченко, Е.А. Вишняк // Системные технологии: Сб. науч. тр. – Днепропетровск: РВК НМетА Украины. – 1999. – Вып. 8. – С. 17–23.

50. Гоман, О.Г. Методика определения собственных частот поперечных колебаний вертикального пульпопровода глубоководного гидроподъема / О.Г. Гоман, Е.А. Кириченко, Е.А. Вишняк // Вибрации в технике и технологиях. – 1999. – № 3 (12). – С. 44–45.

51. Кириченко, Е.А. Исследование собственных частот продольных колебаний трубного става глубоководного гидроподъема / Е.А. Кириченко // Геотехническая механика: Сб. науч. тр. ИГТМ НАН Украины. – Днепропетровск: ИГТМ НАН Украины. – 2000. – Вып. 18. – С. 75–80.

52. Кириченко, Е.А. Основные уравнения гидродинамики жидкости в подвижном деформированном упругом трубопроводе / Е.А. Кириченко // Геотехническая механика: Сб. науч. тр. ИГТМ НАН Украины. – Днепропетровск: ИГТМ НАН Украины. – 1999. – Вып. 15. – С. 99–108.
53. Франчук, В.П. Исследование напряженно-деформированного состояния транспортного трубопровода глубоководного гидроподъема / В.П. Франчук, А.П. Зиборов, Е.А. Кириченко // Геотехническая механика: Сб. науч. тр. ИГТМ НАН Украины. – Днепропетровск: ИГТМ НАН Украины. – 1999. – Вып. 13. – С. 57–65.
54. Уоллис, Г. Одномерные двухфазные течения / Грэхем Уоллис; [пер. с англ.]. – М.: Мир, 1972. – 440 с.
55. Гидродинамика газожидкостных смесей в трубах / Мамаев В.А., Одишария Г.Э., Семенов Н.И., Точигин А.А. – М.: Недра, 1969. – 208 с.
56. Движение газожидкостных смесей в трубах / [Мамаев В.А., Одишария Г.Э., Клапчук О.В. и др.]. – М.: Недра, 1978. – 271 с.
57. Веселов, А.И. Откачка рудников / А.И. Веселов. – М.: Металургиздат, 1947. – 279 с.
58. Метревели, В.Н. Об определении диаметра подъемной трубы эрлифтных установок обогатительных фабрик / В.Н. Метревели // Сообщения АН Груз. ССР. – 1972. – № 2. – Т. 63. – С. 369–371.
59. Метревели, В.Н. Расчет эрлифтных установок обогатительных фабрик / В.Н. Метревели // Горная электротехника и автоматика: Респ. межвед. научн-техн. сб. – 1983. – № 2. – С. 43–45.
60. Пороло, Л.В. Воздушно-газовые подъемники жидкости (эргазлифты) / Л.В. Пороло. – М.: Машиностроение, 1969. – 160 с.
61. Андриасов, Р.С. Методика расчета внутрискважинного газлифта / Р.С. Андриасов, В.А. Сахаров // Техника и технология добычи нефти. – 1977. – Вып. 129. – С. 87–93.
62. Багдасаров, В.Г. Теория, расчет и практика газлифта / В.Г. Багдасаров. – М.-Л.: Гостоптехиздат, 1947. – 371 с.
63. Nicklin, D.J. The air-lift pump: theory and optimization / D.J. Nicklin // Irons Inst. Chem. Eng. – 1963. – Vol. – № 1. – P. 29–39.
64. Bertuzzi, A.F. Description and analysis of an efficient continuous flow gas-lift installation / A.F. Bertuzzi, J.K. Welchon, F.H. Poettman // Petroleum Transactions AIME. – 1953. – Vol. 198. – P. 271–278.
65. Герман, А.П. Применение эксплуатационных кривых к расчету воздушного подъемника для жидкости / А.П. Герман // Записки Ленингр. горн. ин-та. – Л., 1948. – С. 17–18.
66. Белов, Б.А. Исследование и разработка технологических параметров и конструктивных схем эрлифтных снарядов для бурения неглубоких скважин в море: дис. ... кандидата техн. наук: 04.00.19 / Белов Б.А. – М., 1980. – 194 с.
67. Раздольный, В.А. Об особенностях применения эрлифта для добычи полезных ископаемых со дна водоема / В.А. Раздольный // Тр. ВНИИНефуда. – Тольятти, 1972. – Вып. 33. – С. 28–34.
68. Раздольный, В.А. Расчет эрлифта при помощи обобщенных характеристик / В.А. Раздольный // Тр. ВНИИНефуда. – Тольятти, 1973. – Вып. 37. – С. 62–68.

69. Сафронов, Г.М. Теоретические основы расчета глубоководных эрлифтных гидроподъемов / Г.М. Сафронов // Разработка месторождений полезных ископаемых: Респ. межвед. научн.-техн. сб., 1976. – Вып. 44. – С. 25–27.
70. Миргородский, В.Г. Зависимости производительности эрлифта от давления в выходном узле / В.Г. Миргородский // Разработка месторождений полезных ископаемых: Респ. межвед. научн.-техн. сб. – 1973. – Вып. 31. – С. 98–101.
71. Алексеев, В.В. Расчет характеристики эрлифтной установки / В.В. Алексеев, М.Я. Алферов. – М., 1982. – 9 с. – Деп. в ВИНТИ 02.03.83, № 1093-83.
72. Малыгин, С.С. Определение удельного расхода воздуха и подачи коротких эрлифтов / С.С. Малыгин, Л.Н. Сорокин // Разработка месторождений полезных ископаемых: Респ. межвед. научн.-техн. сб., 1983. – Вып. 64. – С. 83–86.
73. Истошин, С.Ю. Комплексные исследования по применению эрлифтов для разработки морских россыпей и метод расчета горно-морского эрлифтного оборудования / С.Ю. Истошин, Е.А. Контарь // Тр. ВНИИпрозолото. – М., 1974. – Вып. 2. – С. 12–22.
74. Малыгин, С.С. Определение гидравлических потерь при движении газожидкостной смеси в подъемной трубе эрлифта / С.С. Малыгин // Разработка месторождений полезных ископаемых: Респ. межвед. научн.-техн. сб. – 1977. – Вып. 48. – С. 29–33.
75. Гейер, В.Г. Универсальные характеристики подъемной трубы эрлифта / Виктор Гейер, Виктор Костанда // Гидравлическая добыча угля. – М.: Недра, 1965. – Вып. 4. – С. 30–35.
76. Безразмерные характеристики эрлифта / В.Г. Гейер, В.С. Костанда, Н.Г. Логвинов, В.В. Хубаев // Гидравлическая добыча угля. – М.: Недра, 1965. – Вып. 7. – С. 34–38.
77. Гейер, В.Г. О свойствах безразмерных характеристик эрлифтов / Виктор Гейер, Николай Логвинов // Разработка месторождений полезных ископаемых. – Киев: Техніка, 1973. – № 31. – С. 51–56.
78. Гейер, В.Г. Математическое описание безразмерных характеристик эрлифтов / Виктор Гейер, Николай Логвинов // Разработка месторождений полезных ископаемых: Респ. межвед. научн.-техн. сб. – 1972. – Вып. 29. – С. 119–127.
79. Козыряцкий, Л.Н. Определение основных параметров эрлифта / Л.Н. Козыряцкий // Уголь Украины. – 1975. – № 12. – С. 35–36.
80. Козыряцкий, Л.Н. Исследование и разработка уточненного расчета эрлифтных установок горной промышленности: дис. ... кандидата техн. наук: 05.05.06 / Козыряцкий Леонид Никитович. – Донецк: ДПИ, 1976. – 197 с.
81. Малеев, В.Б. Исследование и разработка сифонновакуумного эрлифта для очистки шахтных водоотливных емкостей: дис. ... кандидата техн. наук: 05.05.06 / Малеев Виктор Борисович. – Донецк: ДПИ, 1980. – 192 с.
82. Малеев, В.Б. Работа эрлифта при постоянном расходе сжатого воздуха / Виктор Малеев, Александр Игнатов // Наукові праці ДонНТУ. – 2008. – (Серія “Гірничо-геологічна”). – № 7 (135). – С. 108–113.
83. Гейер, В.Г. Наклонные эрлифты как средство гидромеханизированной очистки и водоотлива зумпфов скиповых стволов / В.Г. Гейер, А.А. Каплюхин, Е.И. Данилов, В.И. Деркач // Уголь Украины. – 1979. – № 5. – С. 28–29.

84. Гейер, В.Г. Исследование движения твердых тел в подъемной трубе эрлифта / Виктор Гейер, Леонид Козыряцкий // Уголь. – 1976. – № 5. – С. 28–30.
85. Логвинов, Н.Г. Влияние гидравлического сопротивления хвостового трубопровода на эксплуатационные параметры эрлифта / Н.Г. Логвинов, А.П. Стегниенко. – Донецк: ДПИ, 1977. – 14 с. – Деп. в ЦНИЭИуголь 05.05.77, № 942.
86. Костанда, В.С. Экспериментальные исследования эрлифта с переменными  $\alpha$  и  $D$  в условиях откачки ствола / Виктор Костанда // Труды ДПИ. – Донецк, 1961. – Вып. 12. – С. 103–113.
87. Козыряцкий, Л.Н. Расчет удельного сопротивления в подъемной трубе эрлифта / Л.Н. Козыряцкий, В.А. Федоренко // Разработка месторождений полезных ископаемых: Респ. межвед. научн.-техн. сб. – 1981. – Вып. 58. – С. 65–68.
88. Козыряцкий, Л.Н. Моделирование и критерии подобия эрлифтов / Л.Н. Козыряцкий. – Донецк: ДПИ, 1976. – 8 с. – Деп. в ЦНИЭИуголь 14.07.76, № 942.
89. Зависимость коэффициента гидравлического сопротивления в эрлифтной установке от чисел Рейнольдса и Фруда / Я.К. Антонов, Л.Н. Козыряцкий, А.А. Каплюхин, В.Г. Миргородский. – Донецк: ДПИ, 1975. – 12 с. – Деп. в ЦНИЭИуголь, 1975. – № 432.
90. Каплюхин, А.А. Исследование и разработка эрлифтных систем шахтного водоотлива: дис. ... кандидата техн. наук: 05.05.06 / Каплюхин Александр Акимович. – Донецк: ДПИ, 1980. – 242 с.
91. Эрлифтные установки: [учеб. пособие] / В.Г. Гейер, Л.Н. Козыряцкий, В.С. Пащенко, Я.К. Антонов. – Донецк: ДПИ, 1982. – 64 с.
92. Костанда, В.С. Исследование и разработка эрлифтных и углесосно-эрлифтных подъемов гидрошахт: дис. ... кандидата техн. наук: 05.05.06 / Костанда Виктор Семенович. – Донецк: ДПИ, 1963. – 209 с.
93. Кононенко, А.П. Теория и рабочий процесс эрлифтов: дис. ... доктора техн. наук: 05.05.17 / Кононенко Анатолий Петрович. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2007. – 565 с.
94. Бойко, Н.Г. Расчетные характеристики эрлифта со снарядной структурой водовоздушной смеси / Николай Бойко, Анатолий Кононенко // Наукові праці ДНТУ. – 2006. – (Серія “Гірничо-електромеханічна”). – Вип. 104. – С. 17–29.
95. Кононенко, А.П. Модель рабочего процесса эрлифта со снарядной структурой водовоздушного потока / А.П. Кононенко // Промислова гідравліка і пневматика. – 2006. – № 1 (11). – С. 34–37.
96. Кононенко, А.П. Тиски та потужності снарядного водоповітряного потоку в піднімальній трубі ерліфта / А.П. Кононенко // Науковий журнал “Вісник Донецького державного університету економіки і торгівлі ім. М. Туган-Барановського”. – 2006. – (Серія “Технічні науки”). – № 1 (29). – С. 20–30.
97. Кононенко, А.П. Изменение гидродинамических параметров снарядного водовоздушного потока по высоте подъемной трубы эрлифта / А.П. Кононенко // Вісник Сумського державного університету. – 2006. – (Серія “Технічні науки”). – № 12 (96). – С. 12–22.
98. Кононенко, А.П. Модель рабочего процесса эрлифта с эмульсионной структурой водовоздушного потока / А.П. Кононенко // Наукові праці Донецького національного технічного університету. – 2005. – (Серія “Гірничо-електромеханічна”). – № 101. – С. 58–67.

99. Кононенко, А.П. Расчетные характеристики эрлифта с эмульсионной структурой водовоздушной смеси / А.П. Кононенко // Вісник Донецького університету. – 2006. – (Серія А “Природничі науки”) – № 2. – Частина 1. – С. 143–150.
100. Бойко, Н.Г. Энергетические параметры эмульсионного водовоздушного потока в подъемной трубе эрлифта / Николай Бойко, Анатолий Кононенко // Наукові праці Донецького національного технічного університету. – 2006. – (Серія “Гірничо-електромеханічна”). – № 12 (113). – С. 17–32.
101. Кононенко, А.П. Модель рабочего процесса эрлифта с кольцевой структурой водовоздушного потока / А.П. Кононенко // Вісник Національного технічного університету “ХПІ”: Зб. наук. праць. – 2006. – (Тематичний випуск “Нові рішення в сучасних технологіях”). – № 27. – С. 113–121.
102. Кононенко, А.П. Расчетные характеристики эрлифта с кольцевой структурой водовоздушной смеси / А.П. Кононенко // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. – 2006. – № 5/1 (23). – С. 58–61.
103. Кононенко, А.П. Давления и мощности кольцевого водовоздушного потока в подъемной трубе эрлифта / А.П. Кононенко // Вісник Східноукраїнського національного університету ім. Володимира Даля. – 2007. – № 3 (109). – Частина 1. – С. 141–147.
104. Кононенко, А.П. Структуры двухфазных потоков в подъемных трубах эрлифтов / А.П. Кононенко // Вісник Сумського державного університету. – 2005. – (Серія “Технічні науки”). – № 12 (84) – С. 38–48.
105. Гейер, В.Г. Экспериментальное исследование эрлифта с подающей трубой большой длины / В.Г. Гейер, В.С. Костанда, Г.М. Сафронов // Реф. информ. о законч. научн.-исслед. работах в вузах УССР (угольная и горнорудная промышленность). – Киев: Вища школа, 1976. – Вып. 10. – С. 28–29.
106. Зависимость удельного расхода воздуха в глубоководном эрлифте от относительного погружения / В.Г. Гейер, Б.И. Адамов, В.С. Пашенко, К.Ю. Артемов. – Донецк, 1980. – 13 с. – Деп. в ВИНТИ 28.10.80, – № 4559-80.
107. Исследование эрлифтов для подъема твердого с больших глубин: тез. докл. Всесоюзн. научн. конф. [“Научные основы создания комплексно-механизированных карьеров и подводной добычи полезных ископаемых”] / Б.И. Адамов, К.Ю. Артемов. – М., 1980. – С. 159–160.
108. Определение параметров эрлифтных установок для подъема полезных ископаемых с больших глубин океана (до 3000–7000 м): тез. докл. Всесоюзн. научн. конф. [“Научные основы создания комплексно-механизированных карьеров и подводной добычи полезных ископаемых”] / В.С. Костанда, Н.И. Скорынин. – М., 1980. – С. 163–165.
109. Адамов, Б.И. Исследование и разработка глубоководных эрлифтных установок для подъема твердого материала: дис. ... кандидата техн. наук: 05.05.06 / Адамов Борис Исаевич. – Донецк: ДПИ, 1982. – 323 с.
110. Скорынин, Н.И. Исследование и разработка глубоководных многосмесительных эрлифтных установок для подъема горных масс: дис. ... кандидата техн. наук: 05.05.06 / Скорынин Николай Иосифович. – Донецк: ДПИ, 1984. – 205 с.
111. Игнатов, А.В. Энергетические параметры глубоководных эрлифтов / А.В. Игнатов. – Донецк, 1986. – 10 с. – Деп. в ГРНТБ УкрНИИТИ 19.04.86, № 1099-Ук.

112. Исследования эрлифта для подъема твердого материала со дна глубоких водоемов: тез. докл. Всесоюз. научн.-техн. конф. [“Трубопроводный гидротранспорт твердых материалов”] / Н.Г. Логвинов, А.В. Игнатов. – М., 1986. – С. 137–138.

113. Определение расходных характеристик эрлифтов для подъема минерального сырья со дна глубоких водоемов / Н.Г. Логвинов, В.С. Костанда, А.В. Игнатов, З.З. Арутинова. – Донецк, 1985. – 16 с. – Деп. в ГРНТБ УкрНИИ-ИНТИ 30.09.85, № 2390-Ук.

114. Игнатов, А.В. Разработка эрлифтных и насосно-эрлифтных подъемов гидросмеси с больших глубин: дис. ... кандидата техн. наук: 05.05.06 / Игнатов Александр Витальевич. – Донецк: ДПИ, 1988. – 263 с.

115. Уэки, С. Изучение возможностей эрлифта / С. Уэки // Сайко то Хонан. – 1979. – № 8. – Т. 25. – С. 56–63.

116. Boës, Chr. Airlift als Betrieb für Einrohr-und heben / Chr. Boës, R. Düring, E. Waberroth // Erdoel-Erdgas-Zeitschrift. – 1972. – № 22. – P. 7.

117. Grabow, G. Hydro-pneumatische und hydraulische Förderung von Feststoffent aus groben Meerestiefen, Pumpen und Verdichterin formationen / G. Grabow // Erdoel-Erdgas-Zeitschrift. – 1977. – № 2 – P. 39–45.

118. Grabow, G. Optimierung hydraulischer Förderuer fahren sur submarinen / G. Grabow // Gewinnung mineralischer fohstoffe. – Frieberger Forschungshefte, 1978. – № A 586. – 111 p.

119. Engelmann, H.E. Vertical hydraulic lifting of large solids-a contribution to marine mining / H.E. Engelmann // Journal of Pipelines. – 1978. – № 4. – P. 115–123.

120. Schlupt und Reibungs-verluste Dei hudraulischer Feststoff-Forderung aus großen Meerestiefen: II International Kongress mit Ausstellung für Meeresforschung und Meeresnutzung, Düsseldorf, 1973 / G. Clauss, 1973. – Vortrage. – Bd. – P. 3–8.

121. Clauss, G. Schlupf-und Reibungs-ver Luste bei hudraulischer Feststoff Förderung aus groben Meerestienten / G. Clauss // “mt”. – 1977. – № 2. – 8. – Bd. – P. 53–60.

122. Clauss, G. Unter-suchung der Kenngröpen des Airlifts beim Einsatz in Oceabergban / G. Clauss // Erdoel-Erdgas-Zeitschrift. – 1987.– № 2 – P. 57–66.

123. Das Airlift-Verfahren und seine Einsetzbarkeit zur Fürderung von Mineralien aus der Jiefsee: Inter-ocean 76, Int. Kongr. Und Austell Meeresterhnic und Meerstorsch, Dusseldorf, 1976 / M. Weber, 1976. – Bd. – P. 141–162.

124. Weber, M. Vertical hydraulic conveying of Solids by air-lift / M. Weber // Journal of Pipelines: International Journal of Miner. – 1982. – № 3. – P. 137–152.

125. Полярский, Ю. Добыча марганцевых конкреций со дна морей и океанов с использованием пневмо-гидравлического транспорта / Ю. Полярский, Ф. Плева // Preglad gorniczy. – 1982. – № 5. – С. 152–161.

126. Chaziteodorou, G. Entwurf eines Abbanschemas Zur Gewinnung und Förderung von Mangankollen aus der Tiefsee / G. Chaziteodorou, S. Scheffel, A. Wienen // Meerstechnik. – 1972. – № 2. – P. 56.

127. Гриффитс, П. Двухфазное снарядное течение / Питер Гриффитс, Грэхем Уоллис // Тр. Амер. об-ва инж.-мех. – 1961. – (Сер. “Теплопередача”) – № 3. – Т. 83. – С. 99–114.

128. Елин, Н.Н. Исследование гидравлических сопротивлений при движении смеси воздуха с жидкостями различной вязкости при пробковой

структуре течения / Николай Елин, Владимир Арсенов // И.Ф.Ж. – 1984. – № 2. – Т. XVI. – С. 456–458.

129. Елин, Н.Н. Область существования, истинные объемные концентрации фаз и гидравлическое сопротивление при кольцевой структуре течения газожидкостных смесей в трубах / Н.Н. Елин // И.Ф.Ж. – 1984. – № 1. – Т. XVI. – С. 319–324.

130. Кутателадзе, С.С. Гидродинамика газожидкостных систем / С.С. Кутателадзе, М.А. Стырикович. – М.: Энергия, 1976. – 296 с.

131. Циклаури, Г.В. Адиабатные двухфазные течения / Циклаури Г.В., Данилин В.С., Селезнев Л.И. – М.: Атомиздат, 1973. – 447 с.

132. Дейч, М.Е. Газодинамика двухфазных сред / М.Е. Дейч, Г.А. Филиппов. – М.: Энергия, 1968. – 423 с.

133. Арманд, А.А. Исследование механизма движения двухфазной смеси в вертикальной трубе / А.А. Арманд, Е.И. Невструева // Изд. ВТИ. – 1950. – № 2. – С. 1–9.

134. Аликян, В.А. О некоторых закономерностях движения двухфазных систем / В.А. Аликян, В.И. Мусинов // Нефтепромысловое дело. – 1965. – № 11. – С. 15–18.

135. Хьюитт, Дж. Кольцевые двухфазные течения / Дж. Хьюитт, Н. Холл-Тейлор; [пер. с англ.]. – М.: Энергия, 1974. – 408 с.

136. Фокин, Б.С. Структура снарядного двухфазного потока в вертикальных каналах / Б.С. Фокин, А.Ф. Аксельрод, Е.Н. Гольдберг // ФКС. – 1984. – № 5. – Т. XVII. – С. 727–731.

137. Кириченко, Е.А. Выбор и обоснование рациональных параметров глубоководной эрлифтной установки с учетом влияния питающей пневмосистемы: дис. ... кандидата техн. наук: 05.05.06 / Кириченко Евгений Алексеевич. – Д., 1989. – 157 с.

138. Кириченко, Е.А. Механика глубоководных гидротранспортных систем в морском горном деле: [монография] / Евгений Алексеевич Кириченко. – Д.: Национальный горный университет, 2009. – 344 с.

139. Кириченко, В.Е. Обоснование параметров глубоководных эрлифтов с учетом переходных процессов: дис. ... кандидата техн. наук: 05.05.06 / Кириченко Владимир Евгеньевич. – Д., 2009. – 174 с.

140. Динамика глубоководных гидроподъемов в морском горном деле: [монография] / Е.А. Кириченко, В.Г. Шворак, В.Е. Кириченко, В.В. Евтеев. – Д.: Национальный горный университет, 2010. – 259 с.

141. Моделирование динамических процессов в глубоководных пневмотранспортных системах: [монография] / Е.А. Кириченко, О.Г. Гоман, В.Е. Кириченко, А.В. Романюков. – Д.: Национальный горный университет, 2012. – 268 с.

142. Кириченко, Е.А. Исследование параметров снарядной структуры течения в подъемной трубе глубоководного эрлифта / Е.А. Кириченко, В.В. Евтеев, А.В. Романюков // Науковий вісник НГУ. – 2007. – № 9. – С. 66–72.

143. Евтеев, В.В. Экспериментальное исследование параметров вертикального потока трехкомпонентной смеси в эрлифтном гидроподъеме / Владимир Евтеев, Евгений Кириченко // Науковий вісник НГУ. – 2009. – № 1. – С. 47–54.

144. Самуся, В.И. Экспериментальное исследование параметров вертикального двухкомпонентного потока применительно к эрлифтному течению / В.И. Самуся, В.В. Евтеев, В.Е. Кириченко // Науковий вісник НГУ. – 2008. – № 12. – С. 68–74.
145. Модельная задача о транспортировании твердой частицы потоком водовоздушной смеси в эрлифте / В.Е. Давидсон, В.Д. Ламзюк, Е.А. Кириченко, В.В. Евтеев // Гірничя електромеханіка та автоматика: Наук.-техн. зб. – 2007. – № 79. – С. 66–73.
146. Аналитическое решение циклической задачи применительно к рядной структуре эрлифтного течения / В.Е. Давидсон, В.Д. Ламзюк, Е.А. Кириченко, В.В. Евтеев // Гірничя електромеханіка та автоматика: Наук.-техн. зб. – 2008. – № 80. – С. 109–117.
147. Патрашев, А.Н. Гидромеханика / Анатолий Николаевич Патрашев. – М.: Военно-морское изд-во, 1953. – 719 с.
148. Горбис, З.Р. Теплообмен и гидромеханика дисперсных сквозных потоков / Зиновий Рафаилович Горбис. – М.: Энергия, 1970. – 424 с.
149. К вопросу разработки численно-аналитического метода расчета глубоководных эрлифтов для гидроподъема твердого материала / Е.А. Кириченко, В.Д. Ламзюк, В.В. Евтеев, В.Г. Шворак // Науковий вісник НГУ. – 2008. – № 8. – С. 83–88.
150. Варгафтик, Н.Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей / Натан Борисович Варгафтик. – М.: Физматгиз, 1963. – 708 с.
151. Разработать эскизный проект на экспериментальный образец глубоководной эрлифтной установки для подъема железомарганцевых конкреций со дна океана [Текст]: отчет о НИР / ВНИИЦентр; рук. В.Г. Гейер. – ГР 78011741; Инв. 5998258. – Донецк, 1980. – 159 с.
152. Михеев, М.А. Основы теплопередачи [Текст] / М.А. Михеев И.М. Михеева. – М.: Энергия, 1977. – 344 с.
153. Цейтлин, Ю.А. Пневматические установки шахт [Текст] / Ю.А. Цейтлин, В.А. Мурзин. – М.: Недра, 1985. – 354 с.
154. Кириченко, Е.А. Обоснование рациональных параметров глубоководных эрлифтных гидроподъемов с учетом динамики твердых частиц / Е.А. Кириченко, В.В. Евтеев, В.Г. Шворак // Науковий вісник НГУ. – 2008. – № 9. – С. 71–76.
155. Пат. 89861 Україна, МПК E21C50/00, E21C45/00, F04F1/18, F04F1/20, E02F7/00, B65G53/00. Спосіб керування роботою ерліфта / Кириченко Є.О., Євтєєв В.В., Кириченко В.Є., Романюков А.В., Татуревич А.А.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № a200805542; заявл. 29.04.08; опубл. 10.03.10, Бюл. № 5.
156. Пат. 85116 Україна, МПК E21C45/00, F04F1/20. Спосіб підвищення рівня використання підйомної спроможності морського ерліфта та система для його реалізації / Кириченко Є.О., Ламзюк В.Д., Євтєєв В.В.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № a200703443; заявл. 29.03.07; опубл. 25.12.08, Бюл. № 24.
157. Пат. 2310102 Российская Федерация, МПК F04F1/20. Способ подъема многокомпонентной смеси с больших глубин и система для его реализации / Пивняк Г.Г., Кириченко Е.А., Франчук В.П., Евтеев В.В.; заявитель и патентообладатель Национальный горный университет. – № 2005124575/06; за-

явл. 02.08.05; опубл. 10.11.07, Бюл. № 31.

158. Пат. 2321748 Российская Федерация, МПК E21C50/00, E21C45/00, F04F1/20. Способ работы морского эрлифта и система для его реализации / Пивняк Г.Г., Кириченко Е.А., Франчук В.П., Егурнов А.И., Евтеев В.В.; заявитель и патентообладатель Национальный горный университет. – № 2005141032/03; заявл. 27.12.05; опубл. 10.04.08, Бюл. № 10.

159. Пат. 81307 Україна, МПК E21C45/00, F04F1/20. Спосіб роботи морського ерліфта та система для його реалізації / Пивняк Г.Г., Кириченко Є.О., Франчук В.П., Єгурнов О.І., Євтеєв В.В.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200510045; заявл. 25.10.05; опубл. 25.12.07, Бюл. № 21.

160. Пат. 82201 Україна, МПК F04F1/00, F04F1/20, E21F17/00. Спосіб підйому багатокомпонентної суміші з великих глибин та система для його реалізації / Пивняк Г.Г., Кириченко Є.О., Франчук В.П., Євтеєв В.В.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200502072; заявл. 05.03.05; опубл. 25.03.08, Бюл. № 6.

161. Пат. 84608 Україна, МПК E21C45/00, F04F1/20. Спосіб ерліфтного підйому компонентів підводних родовищ корисних копалин та система для його реалізації / Кириченко Є.О., Євтеєв В.В., Шворак В.Г., Кириченко В.Є., Саксонов Г.М.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200611892; заявл. 13.11.06; опубл. 10.11.08, Бюл. № 21.

162. Пат. 86440 Україна, МПК E21C45/00, F04F1/20. Спосіб забезпечення насосом робочих характеристик морського ерліфта та система для його реалізації / Кириченко Є.О., Шворак В.Г., Євтеєв В.В., Кириченко В.Є.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200703478; заявл. 29.03.07; опубл. 27.04.09, Бюл. № 8.

163. Пат. 89287 Україна, МПК E21C45/00, E21C50/00, F04F1/00. Спосіб збору корисних копалин підводних родовищ та багатофункціональна система для його реалізації / Пивняк Г.Г., Франчук В.П., Кириченко Є.О., Єгурнов О.І., Євтеєв В.В.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200806070; заявл. 12.05.08; опубл. 11.01.10, Бюл. № 1.

164. Пат. 90549 Україна, МПК E21C50/00, F04F1/00. Спосіб безперервного збору корисних копалин підводних родовищ та багатофункціональна система для його реалізації / Пивняк Г.Г., Франчук В.П., Кириченко Є.О., Єгурнов О.І., Євтеєв В.В.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200806066; заявл. 12.05.08; опубл. 11.05.10, Бюл. № 9.

165. Пат. 2460883 Российская Федерация, МПК E21C50/00. Способ непрерывного сбора полезных ископаемых подводных месторождений и многофункциональная система для его реализации / Пивняк Г.Г., Франчук В.П., Кириченко Е.А., Егурнов А.И., Евтеев В.В.; заявитель и патентообладатель Национальный горный университет. – № 2008141576/03; заявл. 16.10.08; опубл. 10.09.12, Бюл. № 25.

166. Пат. 88733 Україна, МПК F04D7/00, F04D13/06. Гідротранспортна система / Кириченко Є.О., Євтеєв В.В., Кириченко В.Є., Романюков А.В., Татуревич А.А.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200805566; заявл. 29.04.08; опубл. 10.11.09, Бюл. № 21.

167. Пат. 77452 Україна, МПК F04F1/00. Спосіб подачі газу у проміжний ступінь насоса та пристрій для його реалізації / Кириченко Є.О., Кириченко В.Є., Лисенко С.В., Самуся С.В., Євтеєв В.В.; заявник та патентовласник На-

ціональний гірничий університет. – № 20040503650; заявл. 17.05.04; опубл. 15.12.06, Бюл. № 12.

168. Пат. 86438 Україна, МПК F04F1/10, F04F1/20. Спосіб збільшення обсягів безперервної подачі стисненого газу у проміжний ступінь насоса та система для його реалізації / Кириченко Є.О., Шворак В.Г., Євтеєв В.В., Романюков А.В.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200703447; заявл. 29.03.07; опубл. 27.04.09, Бюл. № 8.

169. Пат. 63612 Україна, МПК F04F1/10, E21F17/00, F04F1/20. Спосіб впуску газу в нагнітальний трубопровід насосної установки та система для його реалізації / Кириченко Є.О., Чеберячко І.М., Шворак В.Г., Шворак В.Г., Євтеєв В.В.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № 2003054293; заявл. 13.05.03; опубл. 25.06.07, Бюл. № 9.

170. Пат. 77214 Україна, МПК F04F1/10, F04F1/20, E21F17/00. Спосіб подачі газу у проміжний ступінь насоса та пристрій для його реалізації / Кириченко Є.О., Кириченко В.Є., Шворак В.Г., Самуся С.В., Євтеєв В.В.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № 20040503772; заявл. 19.05.04; опубл. 15.11.06, Бюл. № 11.

171. Пат. 77630 Україна, МПК F04F1/00, F04F1/20, E21F17/00. Спосіб запуску насосної установки та система для його реалізації / Кириченко Є.О., Шворак В.Г., Кириченко В.Є., Євтеєв В.В.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № 20040705225; заявл. 01.07.04; опубл. 15.12.06, Бюл. № 12.

172. Пат. 86471 Україна, МПК E21C50/00, F04F1/00. Технологія керування комплексом розробки підводних родовищ корисних копалин / Кириченко Є.О., Шворак В.Г., Євтеєв В.В., Хоменко В.Л.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200706512; заявл. 11.06.07; опубл. 27.04.09, Бюл. № 8.

173. Пат. 89250 Україна, МПК F04F1/00, E21C45/00. Спосіб підвищення ефективності розробки підводних родовищ корисних копалин / Бешта О.С., Кириченко Є.О., Шворак В.Г., Євтеєв В.В., Кириченко В.Є.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200801794; заявл. 11.02.08; опубл. 11.01.10, Бюл. № 1.

174. Пат. 88731 Україна, МПК F04F1/00, F04F1/20. Спосіб транспортування схильних до агломерації корисних копалин підводних родовищ / Кириченко Є.О., Євтеєв В.В., Романюков А.В., Татуревич А.А.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200805085; заявл. 21.04.08; опубл. 10.11.09, Бюл. № 21.

175. Пат. 91130 Україна, МПК E21C45/00, F04F1/20. Спосіб запуску глибоководного ерліфта (варіанти) та ерліфтна установка для їх реалізації / Півняк Г.Г., Франчук В.П., Кириченко Є.О., Єгурнов О.І., Євтеєв В.В.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200812448; заявл. 23.10.08; опубл. 25.06.10, Бюл. № 12.

176. К вопросу замыкания трехскоростной модели трехфазного течения применительно к расчету глубоководного эрлифта / Е.А. Кириченко, А.В. Романюков, В.В. Евтеев, В.Е. Кириченко // Зб. наук. праць Національного гірничого університету. – 2007. – № 29. – С. 92–98.

177. Пат. 86436 Україна, МПК E21C45/00, F04F1/20. Морський ерліфт / Кириченко Є.О., Шворак В.Г., Євтеєв В.В., Романюков А.В.; заявник та патен-

товласник Національний гірничий університет. – № а200703436; заявл. 29.03.07; опубл. 27.04.09, Бюл. № 8.

178. Пат. 2346161 Российская Федерация, МПК E21C50/00, E21C45/00, F04F1/20. Способ запуска и остановки морского эрлифта и система для его реализации / Пивняк Г.Г., Кириченко Е.А., Евтеев В.В., Шворак В.Г., Кириченко В.Е.; заявитель и патентообладатель Национальный горный университет. – № 2007101092/03; заявл. 09.01.07; опубл. 10.02.09, Бюл. № 4.

179. Пат. 2346160 Российская Федерация, МПК E21C50/00, E21C45/00, F04F1/20. Способ запуска и функционирования морского эрлифта и система для его реализации / Пивняк Г.Г., Кириченко Е.А., Франчук В.П., Евтеев В.В., Шворак В.Г.; заявитель и патентообладатель Национальный горный университет. – № 2007101084/03; заявл. 09.01.07; опубл. 10.02.09, Бюл. № 4.

180. Пат. 84333 Україна, МПК E21B43/00, F04F1/20. Спосіб запуску і зупинки морського ерліфта та система для його здійснення / Пивняк Г.Г., Кириченко Є.О., Євтєєв В.В., Шворак В.Г., Кириченко В.Є.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200611944; заявл. 13.11.06; опубл. 10.10.08, Бюл. № 19.

181. Пат. 84332 Україна, МПК E21B43/00, F04F1/20. Спосіб запуску та функціонування морського ерліфта та система для його здійснення / Пивняк Г.Г., Кириченко Є.О., Франчук В.П., Євтєєв В.В., Шворак В.Г.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200611913; заявл. 13.11.06; опубл. 10.10.08, Бюл. № 19.

182. Пат. 97998 Україна, МПК E21B43/22. Спосіб свердловинного видобутку нафти та установка для його реалізації / Пивняк Г.Г., Самуся В.І., Кириченко Є.О., Шворак В.Г., Євтєєв В.В., Кириченко В.Є.; заявник та патентовласник Державний вищий навчальний заклад «Національний гірничий університет». – № а201002583; заявл. 09.03.10; опубл. 10.04.12, Бюл. № 7.

183. Collett, T.S., Kuuskraa V.A. Hydrates contain vast store of world gas resources // Oil and Gas J. – 1998. – 96, No 19. – P. 90–95.

184. Пат. 97404 Україна, МПК E21B43/16, E21C50/00, F04F01/02, F04D13/12. Технологія розробки підводних покладів газогідратів та морський газовидобувний комплекс для її реалізації (варіанти) / Бондаренко В.І., Кириченко Є.О., Шворак В.Г., Євтєєв В.В., Кириченко В.Є.; заявник та патентовласник Державний вищий навчальний заклад «Національний гірничий університет». – № а201001557; заявл. 15.02.10; опубл. 10.02.12, Бюл. № 3.

185. Пат. 95838 Україна, МПК E21C50/00, E21C45/00, F04F01/20. Спосіб розробки підводних покладів сірководню та насосна установка для його реалізації / Бондаренко В.І., Кириченко Є.О., Шворак В.Г., Євтєєв В.В., Кириченко В.Є.; заявник та патентовласник Державний вищий навчальний заклад «Національний гірничий університет». – № а200913644; заявл. 28.12.09; опубл. 12.09.11, Бюл. № 17.

## К сведению читателей

Государственный ВУЗ «Национальный горный университет» (далее НГУ) ведет научно-исследовательскую деятельность в традиционном горном деле, направленную на решение различных задач во всех технологических звеньях современных горнодобывающих предприятий. НГУ имеет устойчивые многолетние связи с профильными организациями США, России, Германии, Китая, Канады, Японии, Индии, Кореи и др. стран. Совместная работа геологов, технологов, машиностроителей, обогатителей, специалистов по электроэнергетике и системам управления обеспечивает комплексное решение актуальных задач горного дела.

Систематические исследования в области разработки подводных месторождений полезных ископаемых в НГУ ведутся более 30 лет. Экстраполяция накопленного научно-технического опыта в новую область – морское горное дело, с учетом специфики разработки подводных месторождений, обеспечила мощный импульс развития исследований по данной проблематике. Кафедры и научные подразделения университета выполняют научно-исследовательские работы и имеют конкретные практические наработки по следующим основным направлениям:

- оборудование донного блока горно-морского предприятия, включающее добычные аппараты сбора, систему перекачки добытой горной массы в бункер-дозатор, силовое, навигационное оборудование и др.;

- разработка систем транспортирования (насосный, эрлифтный и насосно-эрлифтный варианты), а также установок гидроподъема принципиально нового типа, эффективно использующих аккумулированную океаном энергию и низкотемпературный потенциал глубинных вод, что приведет к существенному увеличению КПД установок;

- предварительное обогащение твердых полезных ископаемых на базовом плавсредстве;

- снижение техногенного влияния промышленных разработок на подводную флору и фауну;

- разработка алгоритмов управления и локальных систем регулирования;

- разработка программного обеспечения для создания проблемно-ориентированного вычислительного комплекса для АСУ ТП горно-морского предприятия.

За это время в НГУ получены два Научных открытия в области морского горного дела, написаны четыре монографии (опубликованы на сайте [www.hydrotransport.inf.ua](http://www.hydrotransport.inf.ua)) и сотни научных статей, защищены кандидатские и докторская диссертации, более ста изобретений подтверждены патентами Украины и других стран.

С учетом вышеизложенного НГУ в состоянии осуществлять теоретическую проработку основных вопросов, связанных с проектированием морских горнодобывающих комплексов и созданием соответствующих систем управления.

Наукове видання

**Кириченко Євген Олексійович**  
**Кириченко Володимир Євгенович**  
**Євтеєв Володимир Васильович**

**ТЕОРІЯ ТА АЛГОРИТМИ РОЗРАХУНКУ  
СНАРЯДНОЇ ТЕЧІЇ В ЕРЛФТІ**

Монографія

(Російською мовою)

Друкується у редакційній обробці авторів.

Підп. до друку 15.03.2013. Формат 30 x 42/4.  
Папір офсет. Ризографія. Ум. друк. арк. 14,6.  
Обл.-вид. арк. 14,6. Тираж 300 пр. Зам. №

Підготовлено до друку та видруковано  
у Державному вищому навчальному закладі  
«Національний гірничий університет».  
Свідоцтво про внесення до Державного реєстру ДК №1842 від 11.06.2004.

49005, м. Дніпропетровськ, просп. К. Маркса, 19.