

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ

Государственное высшее учебное заведение  
«НАЦИОНАЛЬНЫЙ ГОРНЫЙ УНИВЕРСИТЕТ»



**В.Е. Кириченко**

**НЕСТАЦИОНАРНЫЕ ПРИКЛАДНЫЕ ЗАДАЧИ ГЕТЕРОГЕННЫХ  
ТЕЧЕНИЙ В ПОДВОДНЫХ ПУЛЬПОПРОВОДАХ**

*Монография*

Днепропетровск  
НГУ  
2014

УДК 621.695:622  
ББК 33.16  
К 43

Рекомендовано до друку  
вченою радою Державного ВНЗ «НГУ»  
(протокол № 2 від 25 лютого 2014 р.)

Рецензенти:

- В.П. Надутий** – доктор технічних наук, професор, завідувач відділу механіки машин та процесів переробки мінеральної сировини Інституту геотехнічної механіки ім. М.С. Полякова НАН України (м. Дніпропетровськ);
- Б.В. Виноградов** – доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри теоретичної механіки та опору матеріалів ДВНЗ «УДХТУ» (м. Дніпропетровськ).

**Кириченко В.Е.**

- К 43      Нестационарные прикладные задачи гетерогенных течений в подводных пульпопроводах: монография / В.Е. Кириченко; М-во образования и науки Украины; Нац. горн. ун-т. – Д.: НГУ, 2014. – 230 с.

ISBN 978-966-350-462-9

Посвящена вопросам трубопроводного транспорта полиметаллических руд Мирового океана, а именно – исследованию насосных и эрлифтных гидроподъемов, функционирование которых связано с нестационарными рабочими процессами.

Монография предназначена для научных и инженерно-технических работников, специализирующихся в области морского горного дела.

Ил. 77. Библиогр.: 151 назв.

УДК 621.695:622  
ББК 33.16

© В.Е. Кириченко, 2014  
© Державний ВНЗ «НГУ», 2014

ISBN 978-966-350-462-9

## ОГЛАВЛЕНИЕ

стр.

ПРЕДИСЛОВИЕ.....	5
1 ГЛУБОКОВОДНЫЕ ГИДРОТРАНСПОРТНЫЕ СИСТЕМЫ В МОРСКОМ ГОРНОМ ДЕЛЕ.....	7
1.1 Технические средства подъема твердых полезных ископаемых при глубоководной разработке месторождений.....	7
1.2 Обзор аналитических моделей многофазных течений.....	12
1.3 Анализ методов расчета глубоководных гидроподъемов и пути их совершенствования .....	26
2 ОСОБЕННОСТИ РАСЧЕТА СНАРЯДНОЙ СТРУКТУРЫ ТЕЧЕНИЯ В ПОДЪЕМНОМ ТРУБОПРОВОДЕ МОРСКОГО ЭРЛИФТА ПРИ ТРАНСПОРТИРОВАНИИ КРУПНЫХ ТЯЖЕЛЫХ ЧАСТИЦ .....	29
2.1 Экспериментальные исследования параметров восходящего многофазного снарядного потока.....	29
2.1.1 Описание экспериментального стенда, измерительной аппаратуры и программа исследований .....	29
2.1.2 Методика экспериментальных исследований движения твердых частиц в вертикальном многофазном потоке .....	34
2.1.3 Экспериментальные исследования параметров водовоздушного снарядного потока .....	38
2.1.4 Обобщение результатов экспериментальных исследований.....	40
2.2 Теоретические исследования процесса транспортирования твердого материала восходящим снарядным потоком.....	49
2.2.1 Математическое описание движения твердой частицы в безграничной континуальной среде.....	49
2.2.2 Классификация типов движения твердой частицы в восходящем потоке .....	54
2.2.3 Разработка математического описания процесса подъема твердой частицы газовыми снарядами и жидкостными пробками .....	62
2.2.4 Решение модельной задачи о транспортировании твердого материала в вертикальном снарядном потоке .....	66
2.2.5 Сравнение результатов теоретических и экспериментальных исследований движения твердых частиц при снарядной структуре течения .	70
2.3 Алгоритмы расчета квазистационарных процессов в трехфазном потоке подъемного трубопровода морского эрлифта.....	77
2.4 Исследования квазистационарных рабочих процессов в глубоководных эрлифтах .....	86
2.4.1 Характерные случаи движения твердых частиц в снарядном потоке подъемного трубопровода .....	86

2.4.2 Исследование влияния специфики транспортирования крупных тяжелых частиц на энергетические параметры гидроподъема .....	92
<b>3 РАЗРАБОТКА МЕТОДОВ РАСЧЕТА ДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В НАСОСНЫХ И ЭРЛИФТНЫХ СИСТЕМАХ.....</b>	<b>98</b>
3.1 Прогрессивные методы расчета нестационарных течений в гидросистемах .....	98
3.1.1 Метод характеристик .....	98
3.1.2 Численный метод характеристик.....	105
3.1.3 Разработка методики и программного обеспечения для расчета динамических процессов в однородной жидкости.....	111
3.2 Разработка обобщенной динамической модели одномерного многофазного потока .....	122
3.3 Вывод формул для определения скорости звука в гетерогенных потоках .	130
3.4 Исследование закономерностей распространения упругих волн давления в элементах глубоководных пневмогидротранспортных систем.....	143
3.5 Характеристические соотношения для уравнений движения двухфазной смеси в насосном гидроподъеме.....	157
3.6 Характеристические соотношения для уравнений движения трехфазной смеси в эрлифтном гидроподъеме .....	163
3.7 Разработка методики и программного обеспечения для расчета динамики двухфазных потоков .....	167
3.8 Разработка методики и программного обеспечения для расчета динамики трехфазных потоков .....	177
<b>4 ОСНОВЫ РАЗРАБОТКИ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ ПРОЦЕССАМИ МОРСКОГО ГОРНОДОБЫВАЮЩЕГО КОМПЛЕКСА .....</b>	<b>185</b>
4.1 Стратегия и общие принципы экспериментальной АСУТП .....	185
4.2 Автоматизированный способ управления переходными режимами глубоководных эрлифтных гидроподъемов .....	200
<b>СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.....</b>	<b>217</b>

## ПРЕДИСЛОВИЕ

Эрлифтные установки традиционно применяются в горном деле в качестве средств водоотлива и перекачки гидросмесей, а расчет их параметров базируется на эмпирических методах. Характерной особенностью работы шахтных эрлифтов является наличие пульсаций давления и расхода воздуха в смесителе, что приводит к переменной подаче установок. Неучет данной особенности в расчетных методиках в определенной степени удовлетворяет требованиям инженерного подхода, однако существенно сдерживает развитие теории эрлифтных установок, имеющих принципиально «нестационарную природу». Различают рабочие режимы «оптимальный» и «максимальной производительности», характеризующиеся различными участками расходной характеристики эрлифта. При этом необоснованно постулируется идентичность закономерностей изменения параметров потока при транспортировании однородной жидкости и гидросмесей малых концентраций независимо от размера, плотности и формы твердых частиц, откуда простым пересчетом определяется производительность установок «по твердому». Такой подход, вероятно, оправдан для расчета коротких установок, естественно, при наличии надежных эмпирических зависимостей, полученных в результате физического моделирования и корректно обобщенных на параметры натуральных установок.

Однако в подъемных трубопроводах глубоководных эрлифтов, предназначенных для подъема именно твердого материала, в условиях высоких градиентов давления одновременно реализуются несколько основных структур течения водовоздушной смеси, обладающих как различной способностью транспортировать твердый материал, так и различной энергоемкостью этого процесса. В этом плане неочевиден факт соответствия режимов «оптимальной» и «максимальной производительности» для установок, перекачивающих однородную жидкость и твердый материал. Данное обстоятельство, в свою очередь, требует корректировки принципа определения коэффициента полезного действия установок. Этот и другие факторы обуславливают необходимость разработки теории «эрлифта твердого материала», концептуально отличающейся от теории «эрлифта однородной жидкости».

Физические эффекты, вызванные высоким градиентом давления в подъемной трубе глубоководного эрлифта практически невозможно смоделировать на коротких лабораторных установках. В этой связи актуальна задача разработки математических моделей гетерогенных течений, базирующихся на фундаментальных законах механики жидкости и газа, которые, безусловно, требуют серьезного совершенствования, ввиду того, что теория многофазных потоков (тем более нестационарных) делает лишь первые шаги.

Данная монография посвящена решению ряда прикладных задач трубопроводного транспорта на примере эрлифтных и насосных установок, предназначенных для подъема твердых полезных ископаемых с больших глубин, эксплуатация которых связана с нестационарными рабочими процессами.

В первом разделе монографии проанализированы основные математические модели многофазных потоков и указаны пути их совершенствования в плане адекватности и универсальности.

Во втором разделе рассмотрены морфологические особенности снарядной структуры течения и механизм транспортирования твердых частиц. По мнению автора, пульсационные характеристики снарядного потока являются одной из причин происхождения гидродинамической неустойчивости эрлифтов.

В третьем разделе разработана нестационарная гидродинамическая модель, которая описывает закономерности распространения упругих возмущений в многофазных потоках в широком диапазоне: от быстрых ударных до непрерывных кинематических волн, являющихся базовыми параметрами управления.

В заключительном четвертом разделе монографии комплексно рассмотрены вопросы управления процессами добычи конкреций на дне, подготовки их к транспортированию и непосредственно к подъему на судно-носитель в рамках единой технологической цепочки: агрегат сбора – гидроподъем – базовое плавсредство.

Второй раздел монографии написан совместно с кандидатом технических наук Евтеевым В. В., а третий раздел - с научным сотрудником Романюковым А.В.

Результаты теоретических исследований явились предметом двух научных открытий в области динамики многофазных потоков и простимулировали оригинальные конструкторские идеи, подтвержденные патентами разных стран.

Большинство теоретических разработок доведены до практической реализации в виде компьютерных программ, находящихся в стадии опытной эксплуатации.

Автор выражает благодарность заведующему кафедрой горной механики ГВУЗ «НГУ» доктору технических наук, профессору Самусе Владимиру Ильичу за неоценимую помощь в становлении автора, как научного работника и постоянную поддержку на тернистой тропе науки.

# 1 ГЛУБОКОВОДНЫЕ ГИДРОТРАНСПОРТНЫЕ СИСТЕМЫ В МОРСКОМ ГОРНОМ ДЕЛЕ

## 1.1 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].

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 транспортирования минерального сырья могут использоваться канатно-черпаковые установки, а также эжекторные, насосные и эрлифтные системы гидроподъема [1–4].

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 морских горнодобывающих комплексов, необходимой для рентабельности разработок в условиях Мирового океана [2].

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 твердых полезных ископаемых не превышает 8 % [1], что не позволяет считать гидроподъем эжекторного типа перспективным вариантом доставки минерального сырья до надводной части МГК.

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.

В эрлифтном варианте гидроподъема основное электромеханическое оборудование располагается на поверхности водного бассейна, что значительно упрощает его техническое обслуживание и сокращает необходимые для этого периоды времени. Данное обстоятельство повышает работоспособность гидроподъемов такого принципа действия, однако высокая энергоемкость компрессоров обуславливает низкие значения к.п.д. установок. Тем не менее, согласно динамике патентования, при выборе оборудования для подъема горной массы на поверхность бассейна морской воды [2] предпочтение отдается эрлифтным установкам, что указывает на перспективность их использования в новой области горного дела.

Возможен также челноковый 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 агрегат, обеспечивающий загрузку и последующий подъем 250 т полиметаллических конкреций при собственной массе 12 т [1]. Однако современный уровень не позволяет достигать требуемой надежности сложной робототехники в условиях больших глубин. Поэтому в настоящее время данный способ подъема минерального сырья на поверхность водного бассейна специалистами не рассматривается.

Один из современных вариантов реализации МГК, базирующегося на эрлифтном гидроподъеме, отображен на рис. 1.1 [5–7]. На базовом плавающем средстве 1 закреплен транспортный трубопровод системы гидроподъема (подводящий 2 и подъемный 3 трубопроводы глубоководного эрлифта). Компрессор 4 сообщен через пневмопровод 5 со смесителем 6. Агрегаты сбора самоходного типа 7, 8 расположены на дне водного бассейна и предназначены для

сбора, дробления и отделения ПМК от донных осадков. Подводная технологическая платформа 9 присоединена к нижней части транспортного трубопровода, снабжена движителем 10, а также сообщена посредством гибкого кабельтроса 11 с подводным навигационным модулем 12 и через соответствующие гибкие трубопроводы 13, 14 с агрегатами сбора 7, 8. По гибким трубопроводам осуществляется доставка твердого материала от агрегатов сбора на технологическую платформу, а транспортный трубопровод обеспечивает подъем минерального сырья до базового плавсредства. Технологическая платформа содержит бункер-дозатор со шнековым питателем, обеспечивающие соответственно промежуточное хранение запаса твердых полезных ископаемых и дозированную подачу минерального сырья 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 донной поверхности на пути движения агрегатов сбора. Система управления движением базового плавающего средства включает вспомогательные рулевые устройства 15 и выдвижные движительно-рулевые колонки 16, обеспечивающие динамическую стабилизацию судна. Вышка 17 предназначена для сборки трубных секций транспортного трубопровода глубоководного эрлифта.

Известна разработка МГК для освоения месторождений предрасположенных к агломерации твердых полезных ископаемых [8]. С целью предотвращения агломерации используется специальный антикоагулянт, а предложенная технологическая схема исключает возможность загрязнения им окружающей среды.

Специально для экспериментальной добычи минеральных ресурсов Мирового океана разработана и запатентована безбункерная технология подводной разработки подводных месторождений [9], существенно сокращающая объем трудноосуществимых операций в подводных условиях.

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 твердых полезных ископаемых (ТПИ) в составе движущейся среды (пульпы или пульповоздушной смеси). Разработаны насосные [10–18] и эрлифтные [19–24] системы, а также различные их комбинации [25–35].

Известно, что к.п.д. системы с погружными насосными агрегатами значительно выше, чем для эрлифтной системы [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 [36]:

- надежность работы установок (величина коэффициента готовности);
- к.п.д. установок;
- эффективность алгоритмов управления установками и локальных систем регулирования;

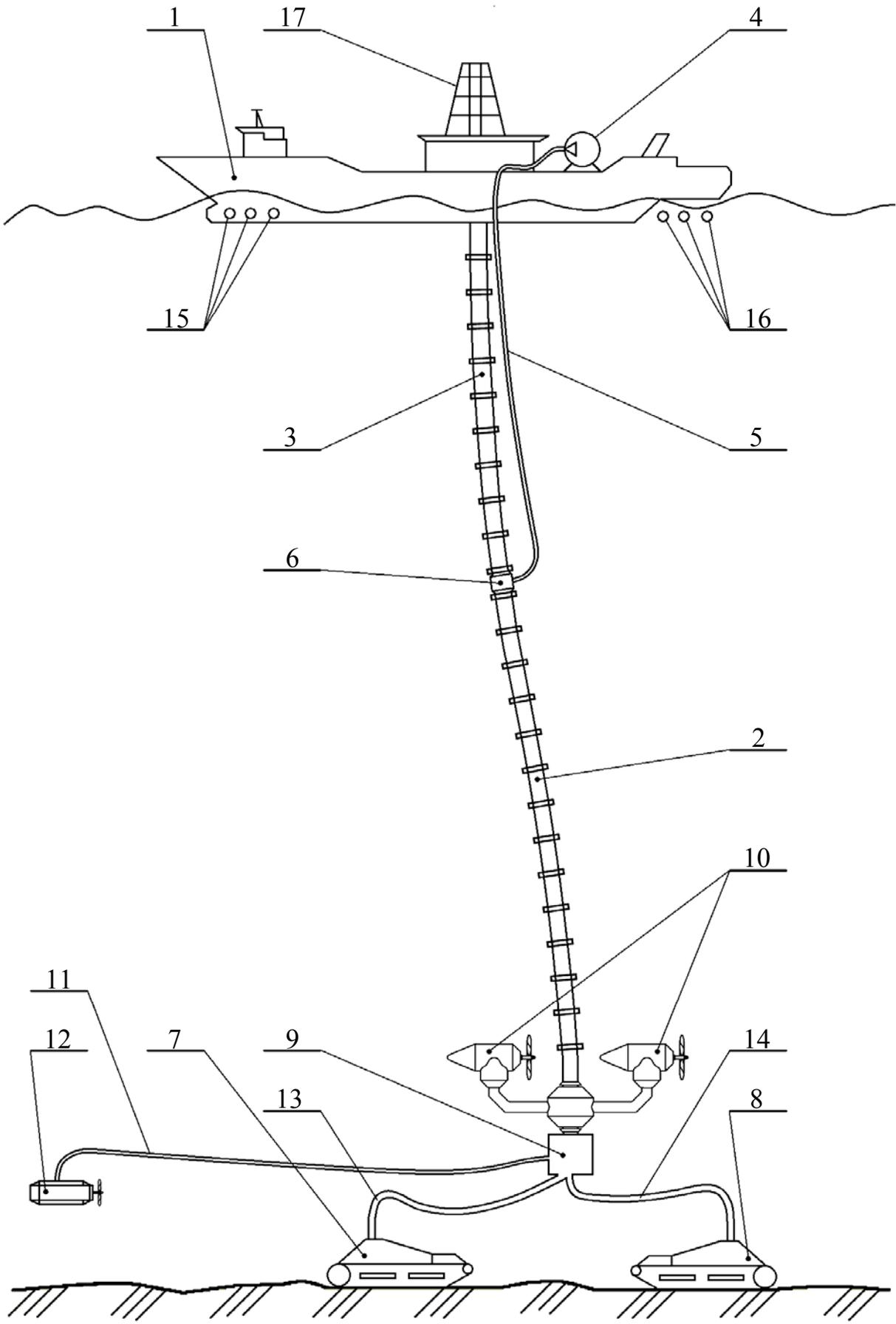


Рисунок 1.1 – Общая схема морского горнодобывающего комплекса

– изменение гранулометрического состава твердого материала в процессе транспортирования;

– степень функциональной совместимости со смежными технологическими операциями и адаптации к новым условиям эксплуатации.

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 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, 37]. 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, насосная система подъема, по сравнению эрлифтной, большую часть календарного времени будет работать в режиме монтажа-демонтажа подводного оборудования [2].

На основании разработанных критериев с учетом специфики разработки подводных месторождений Мирового океана и современного уровня техники авторами монографии установлено [36]:

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, исключая взаимодействие 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, предусматривают возможность предварительного обогащения горной массы в процессе транспортирования и отличаются повышенными технико-экономическими показателями.

Таким образом, в настоящее время создание МГК на базе гидравлической системы подъема минерального сырья отличается высокой вероятностью технической реализации. Надежные в эксплуатации эрлифты являются наиболее перспективным вариантом транспортирования добытого материала сквозь толщу воды, несмотря на их высокую энергоемкость. Снижение энергоемкости 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 Обзор аналитических моделей 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 глубокого анализа результатов экспериментальных исследований. Изучение газожидкостных потоков первоначально выполнялось 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., 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 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 [38] в трактовке и интерпретации автора 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 гомогенного одномерного стационарного 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;

$v_i$  – удельный объем  $i$ -й фазы;

«g», «f» – индексы, обозначающие соответственно газ и жидкость,

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

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 варианта, уравнение стационарного течения имеет следующий вид:

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

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, гомогенное изотермическое горизонтальное течение газожидкостных смесей в прямых трубах допускает аналитическое решение. Однако в абсолютном большинстве случаев решение задачи не удается 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 усовершенствования 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 [39].

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 [39, 40], 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 вида представления экспериментальных данных.

Обзор основных результатов исследований снарядного (пробкового или четочного) двухфазного газожидкостного течения, довольно распространенного в различных областях техники, выполним, базируясь на модели переменной плотности Бэнкова и модели Мамаева В.А. в современном видении автора 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 Бэнкова 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  $K$  используется 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 основных уравнений гидродинамики.

*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 движении 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 [38]. 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 уравнения типа (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 [39].

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 автора 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 [39].

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. Поэтому, в настоящее время раздельные и сплошные модели являются конкурирующими и в дальнейших разделах монографии используются при решении различных задач.

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 существенным образом изменяет не только структуру дифференциальных уравнений, но и идеологию построения математических моделей. Поэтому авторам монографии при моделировании различных структур течения пришлось отказаться от традиционных подходов к рассмотрению двухфазных потоков. Предложенный новый принцип построения моделей, как правило, базируется на феноменологическом подходе, объединяющем последние достижения в области теории многофазных течений с интуицией и инженерными навыками исследователей. Авторская концепция изучения многофазных потоков основана на синтезе теоретических моделей и методов различной сложности в сочетании с проведением систематических экспериментальных исследований.

### 1.3 Анализ методов расчета глубоководных гидроподъемов и пути их совершенствования

Подробный обзор методов расчета эрлифтных установок приведен в работе [41]. Различают основанные на безразмерных расходных характеристиках эмпирические методы [42–83] и численные методы [84–105], предусматривающие интегрирование дифференциальных уравнений гидродинамики гетерогенных потоков. Значительный вклад в разработку эмпирических методов расчета и теорию эрлифтов внесли В.Г. Гейер, Н.Г. Логвинов, Б.И. Адамов, Н.И. Скорынин, В.Б. Малеев, А.В. Игнатов, Л.Н. Козыряцкий и др. Численные методы разрабатывались Г. Грабовым, Уэки-Сиро, М. Вебером, Дедегиллом, Х. Безе, Г. Клауссом, Хазитеодороу, В.Е. Давидсоном, Ю. Полярским и др. Данные методы представляют наибольший интерес для теории и практики эрлифтов.

Численные методы можно разбить на две группы, которые можно условно назвать как методы осредненного континуума и методы разделенных фаз смеси.

Наиболее характерными методами первой группы являются методы Уэки Сиро [84] и Грабова [86, 87], 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. Такая простота позволяет провести расчеты для большого числа вариантов с целью установления влияния отдельных факторов на эффективность работы эрлифта.

Для второй группы наиболее характерными являются методы Хазитеодороу [94] и Полярского [95]. 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.

Из анализа результатов расчета параметров глубоководного эрлифтного гидроподъема (ГЭГ), полученных на основании методов первой и второй групп для одинаковых исходных данных, установлено, что если потери давления на трение в подводящем трубопроводе приблизительно равны, то потери на подъем могут отличаться с точностью до 40 % [41]. Это влияет на величину давления в смесителе и на требуемый расход воздуха. Другими словами использование методов отдельных фаз позволяет избежать заниженных расходов воздуха в эрлифтных гидроподъемах.

Сложность и многоплановость решаемых задач в морском горном деле предъявляют жесткие требования к профессиональному уровню проектировщиков уникального оборудования. Современные специалисты должны владеть моделями и методами любой сложности и эффективно использовать их в зависимости от конкретных задач проектирования. При этом для решения оценоч-

ных задач, предусматривающих выполнение большого количества расчетов, рационально использовать методы осредненного континуума. Более точные расчеты целесообразно базировать на методах отдельных фаз смеси.

Окончательный вывод о достоверности того или иного метода может быть сделан путем сравнения расчетных результатов с экспериментальными данными, полученными на полномасштабных натурных установках. Однако, «воплотить в жизнь» такие работоспособные установки невозможно без решения широкого спектра научно-исследовательских задач на этапе предпроектных исследований.

В этом плане серьезным недостатком всех приведенных выше расчетных методов является то, что, они посвящены исключительно вопросам гидродинамики многофазных течений (внутренней гидродинамики) в вертикальном неподвижном трубопроводе постоянного сечения в отрыве от вопросов механической целостности конструкции, обтекания внешней морской средой, возможности забутовки транспортного трубопровода твердым материалом и др. Поэтому указанные методы вряд ли могут давать объективную информацию для проектирования работоспособных гидроподъемов в составе судовых добычных комплексов по следующим основным причинам.

1. Реальные массовые характеристики стального трубопровода длиной 6000 м таковы, что в случае постоянного диаметра по всей длине, возникающие в верхнем сечении трубопровода максимальные напряжения без принятия специальных мер неизбежно приведут к его обрыву под действием собственного веса.

2. В морских условиях вследствие волновой качки и воздействия подводных течений трубопровод может испытывать продольные (вертикальные) и поперечные колебания, что существенно сказывается на его прочности.

3. Трубный став гидроподъема при движении судна примет деформированную искривленную форму, отличную от вертикальной. Тяговая сила эрлифтных установок существенно зависит от формы (угла наклона) транспортного трубопровода, которая, в свою очередь, определяется величинами аэрогидродинамических коэффициентов элементов ТС при перемещении в толще морской воды. Взаимодействие окружающей морской среды с упругой конструкцией става приводит к возникновению его динамической неустойчивости (аэрогидроупругие автоколебания), что также сказывается на параметрах напряженно-деформированного состояния ТС.

4. Различные структуры течения газожидкостного потока, отличающиеся механизмами взаимодействия фаз смеси, обладают разной способностью транспортировать твердый материал. Твердые частицы при пузырьковой структуре течения (ССТ) 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, достигающей в условиях глубоководного эрлифта 65...75 % от длины подъемного трубопровода [106]. Данное обстоятельство с учетом циклического движения частиц в га-

зовых снарядах и жидкостных пробках [41] повышает вероятность возможного нарушения устойчивого подъема частиц и угрожает забутовкой подъемного трубопровода твердым материалом, что приведет к остановке морского горнодобывающего комплекса в целом.

5. Все вышеупомянутые методы расчета параметров внутренней гидродинамики гидроподъемов описывают процессы в транспортном трубопроводе с неизменной площадью поперечного сечения. Однако подъемный трубопровод ГЭГ в связи с многократным расширением в нем воздуха и чрезмерным возрастанием сопротивлений движению потока должен состоять из участков разных диаметров – ступеней. Вопрос определения рациональных параметров ступенчатой конструкции ТС, во многом определяющей энергоемкость эрлифтного способа гидроподъема, остается сегодня открытым.

6. Наличие внутреннего течения гидросмеси при стационарном или пульсирующем ее движении при определенных условиях может приводить к возникновению статической и динамической неустойчивости ТС, что, в свою очередь, скажется на характеристиках течения гидросмеси;

С учетом вышесказанного, используемый подход должен базироваться на решении вышеупомянутых задач в сопряженной постановке, взаимосвязывающей вопросы целостности трубного става, выбора его рациональной конструкции, учета зависимости тяговой силы эрлифта от формы транспортного трубопровода, гарантированного исключения его забутовки и др. Эти моменты достаточно полно освещены в предшествующих монографиях [41, 107, 139], написанных с участием автора. По-видимому, данный путь является сегодня наиболее эффективным при проектировании работоспособных гидроподъемов и управления их рабочими режимами. Однако данная монография сфокусирована именно на малоизученных вопросах динамики многофазных потоков.

## **2 ОСОБЕННОСТИ РАСЧЕТА СНАРЯДНОЙ СТРУКТУРЫ ТЕЧЕНИЯ В ПОДЪЕМНОМ ТРУБОПРОВОДЕ МОРСКОГО ЭРЛИФТА ПРИ ТРАНСПОРТИРОВАНИИ КРУПНЫХ ТЯЖЕЛЫХ ЧАСТИЦ**

Сегодня общая тенденция определения параметров глубоководного эрлифтного гидроподъема твердого материала принципиально сводится к расчетам эрлифта для подъема жидкости с несущественными поправками [48–83]. Однако наличие твердой фазы в транспортном трубопроводе существенно влияют на расходные характеристики гидроподъемов [41]. Ошибки в расчетах еще больше увеличиваются в случае гидроподъема твердого материала с крупными тяжелыми частицами. Следовательно, механизм транспортирования твердых частиц газовыми снарядами и жидкостными пробками с учетом изменения морфологии снарядного потока требует детального изучения. Корректное описание процесса транспортирования крупных тяжелых частиц при снарядной структуре течения выходит за пределы возможностей стационарных моделей многофазных потоков. Поэтому исследование эрлифтных процессов в рамках квазистационарных моделей, по мнению автора монографии, является «золотой серединой» между необходимостью моделирования нестационарных процессов в реальных установках и достоверностью современных расчетных методов.

### **2.1 Экспериментальные исследования параметров восходящего многофазного снарядного потока**

#### **2.1.1 Описание экспериментального стенда, измерительной аппаратуры и программа исследований**

Сложность физических процессов в трехфазном потоке повышает роль экспериментальных методов исследований с последующим теоретическим описанием полученных результатов [41, 111].

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  $0,4 \dots 0,95$  [41, 111, 112]. Данная экспериментальная установка ввиду небольших габаритов может быть использована лишь для исследования морфологии отдельных структур течения водовоздушной смеси в вертикальном трубопроводе, кинематики транспортирования твердых частиц при различных струк-

турах 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.

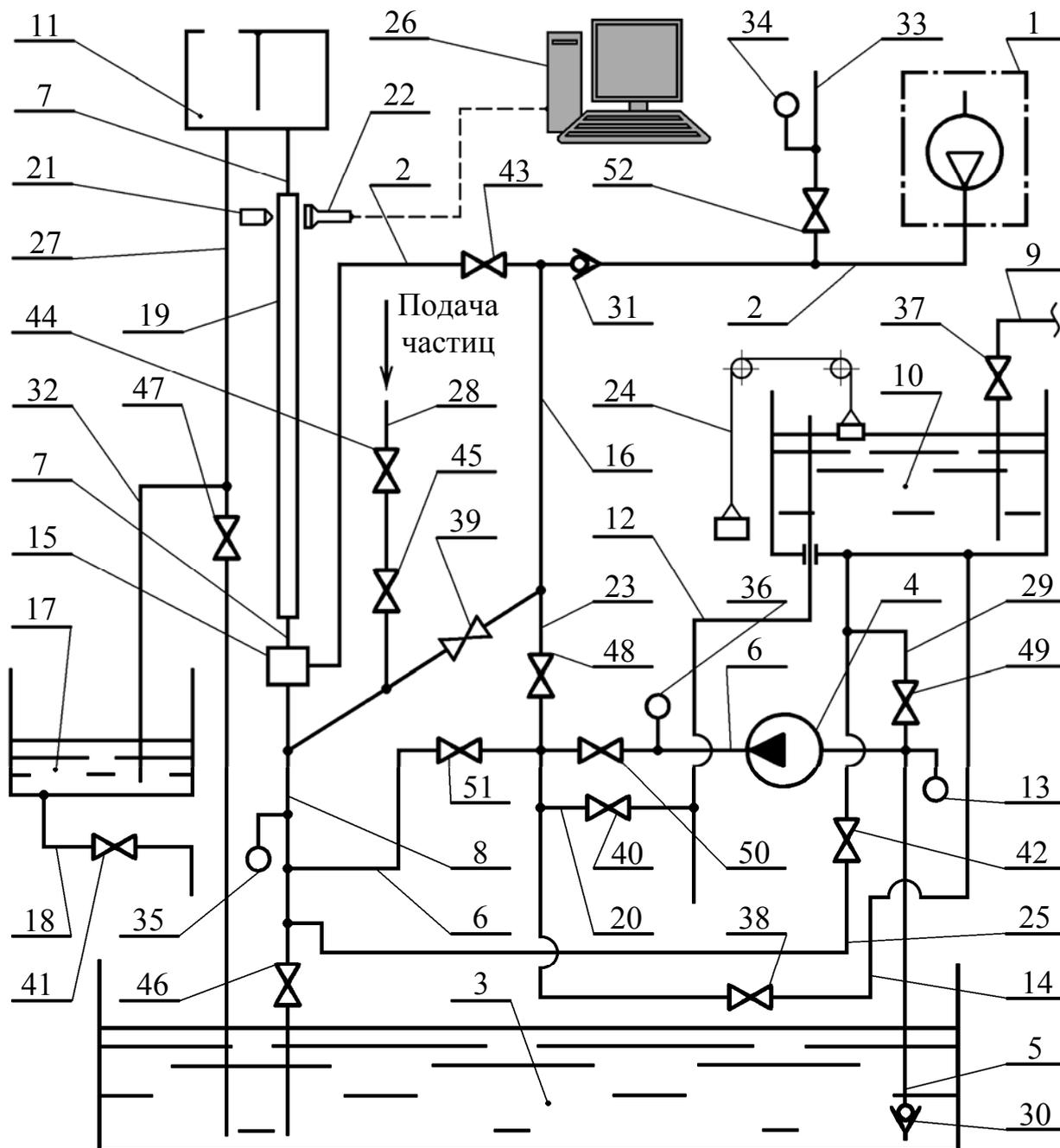


Рисунок 2.1 – Комплексный экспериментальный гидравлический стенд

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 маслоотделителя 56, регулятора давления 57, манометра 58 типа МТП-2/1 (ГОСТ 8625–77) и сообщенного с ресивером 55 предохранительного клапана 59.

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.

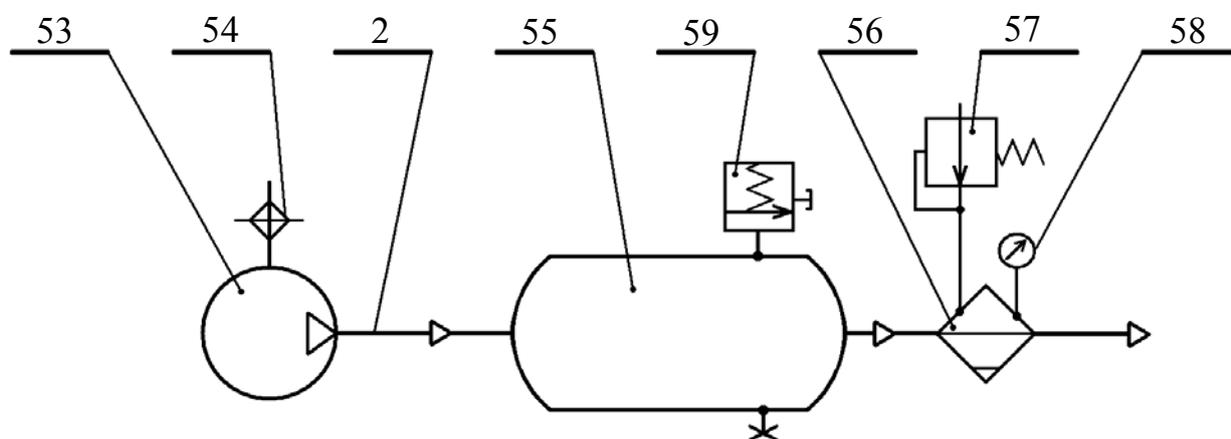


Рисунок 2.2 – Схема передвижной компрессорной установки типа СО-7Б

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

Продолжение таблицы 7.1

1		2	3
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
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
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
Максимальное допустимое давление внутри корпуса		кПа	300
Максимальное рабочее давление		кПа	100
Максимальные потери 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

### 2.1.2 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 [41, 111, 113].

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 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, маслоотделитель 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 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 вводятся 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 поступают 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 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 только снарядная структура течения содержит аномальную область, характеризующуюся снижением скорости подъема твердых час-

тиц при увеличении расходов воздуха и воды в эрлифте. Установление данного явления нарушения подъема твердых частиц при снарядной структуре течения подтвердило высказанную ранее профессором кафедры аэрогидромеханики Днепропетровского Национального университета Давидсоном В.Е. гипотезу и сфокусировало исследования на снарядном потоке.

Дальнейшие экспериментальные исследования движения твердых частиц проводились при снарядной структуре течения смеси следующим образом [41, 111, 113].

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 определялась 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:

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

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 главе 2.2.

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

### **2.1.3 Экспериментальные исследования параметров водовоздушного снарядного потока**

Экспериментальное исследование параметров снарядной структуры водовоздушной смеси было осуществлено на базе разработанного в НГУ комплексного экспериментального гидравлического стенда [41, 111, 113].

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 [41, 111, 113].

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

2. Устанавливается 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 [41, 111, 113].

В подъемной трубе 7 формируется водовоздушный поток при моделировании работы эрлифтной установки. Алгоритм запуска комплексного экспериментального гидравлического стенда изложен в пункте 2.1.2.

После запуска насоса 4 включается источник лазерного излучения 21 и подсоединенная к фоторезистору ЭВМ. Устанавливается 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 воздуха при 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 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 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 патрубков 18 в бассейн 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. Закрепление источника лазерного излучения 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.

#### 2.1.4 Обобщение результатов экспериментальных исследований

Обозначим приведенный к нормальным условиям объемный расход воздуха параметром  $Q_{2.0}$ . В трубе 19 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 наблюдался устойчивый подъем частиц твердого материала, а их попадание в воздушные снаряды приводило к замедлению подъема. Движение твердых фракций приобретало циклический характер с изменением мгновенной скорости частицы в широком диапазоне [114]. 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 [41, 113, 114]. Более подробно полученные результаты экспериментальных исследований подъема

твердых частиц снарядным потоком в сравнении с результатами аналогичных теоретических исследований приведены ниже в главе 2.2 после разработки соответствующего математического обеспечения.

Рассмотрим полученные результаты экспериментальных исследований морфологии восходящего гетерогенного потока 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.

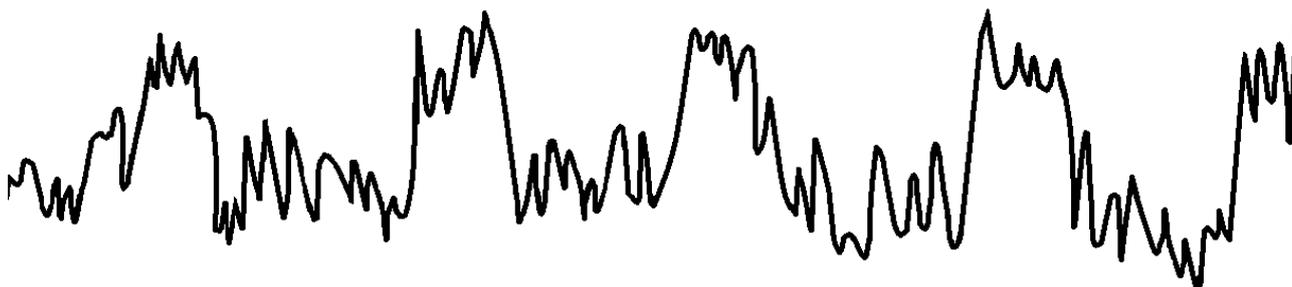


Рисунок 2.4 – Фрагмент записи колебаний светового тока при снарядной структуре течения потока водовоздушной смеси

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. Данные результаты совместно с авторской трактовкой физической природы «эрлифтного эффекта» и механизма происхождения «тяговой силы» [106] дают основания утверждать, что именно динамика ССТ является одной из главных причин происхождения неустойчивости в эрлифтных насосах.

Результаты исследований вертикального водовоздушного потока при снарядной структуре течения выборочно приведены в табл. 2.4 и на рис. 2.5–2.10 [41, 111, 112]. Для приведенных результатов величина относи-

тельного 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 [41].

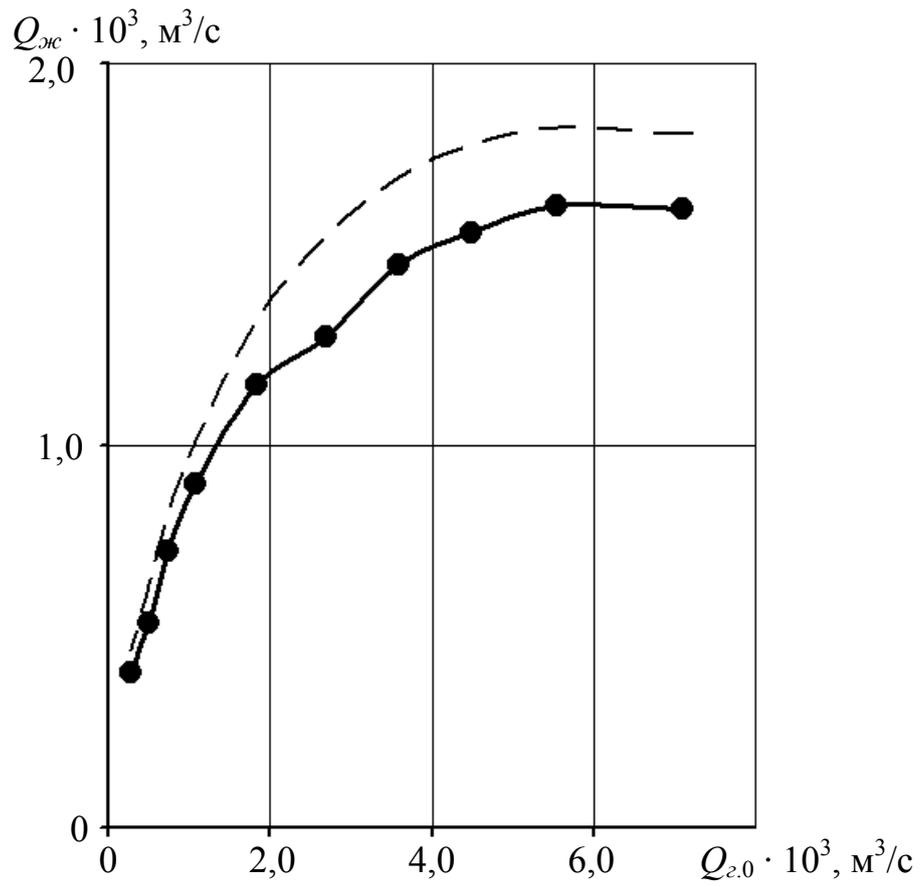
На рис. 2.5 представлены зависимости изменения расхода воды  $Q_{ж}$  в подъемной трубе 7 (см. схему комплексного экспериментального гидравлического стенда на рис. 2.1) от объемного расхода свободного воздуха  $Q_{г.0}$ . Изображенные на рис. 2.5 (а), (б) кривые соответствуют величинам относительного геометрического погружения смесителя подъемной трубы 0,95 и 0,4. 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 [115, 116]. 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 [114–116]. Следовательно, диаметр трубопровода оказывает определяющее влияние на длины образуемых и движущихся в потоке газовых снарядов и жидкостных пробок.

a)



б)

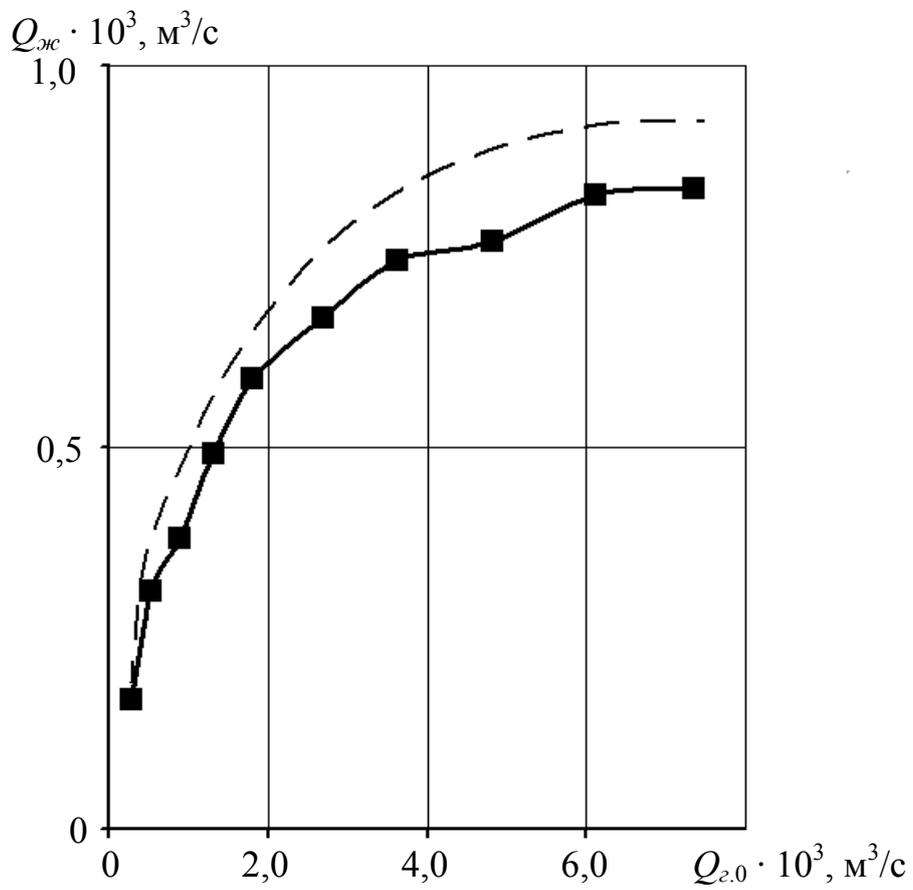


Рисунок 2.5 – Расходные характеристики эрлифта

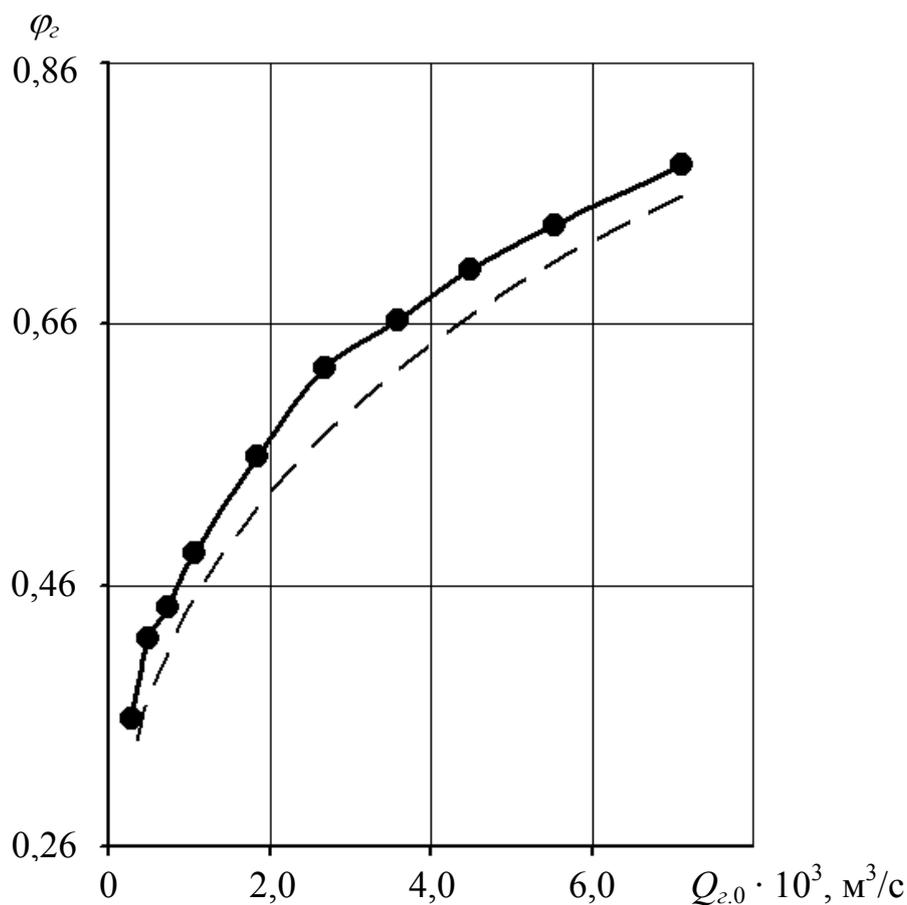


Рисунок 2.6 – Зависимости объемного газосодержания от объемного расхода свободного воздуха

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 [115, 116]. 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. Заключение 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		

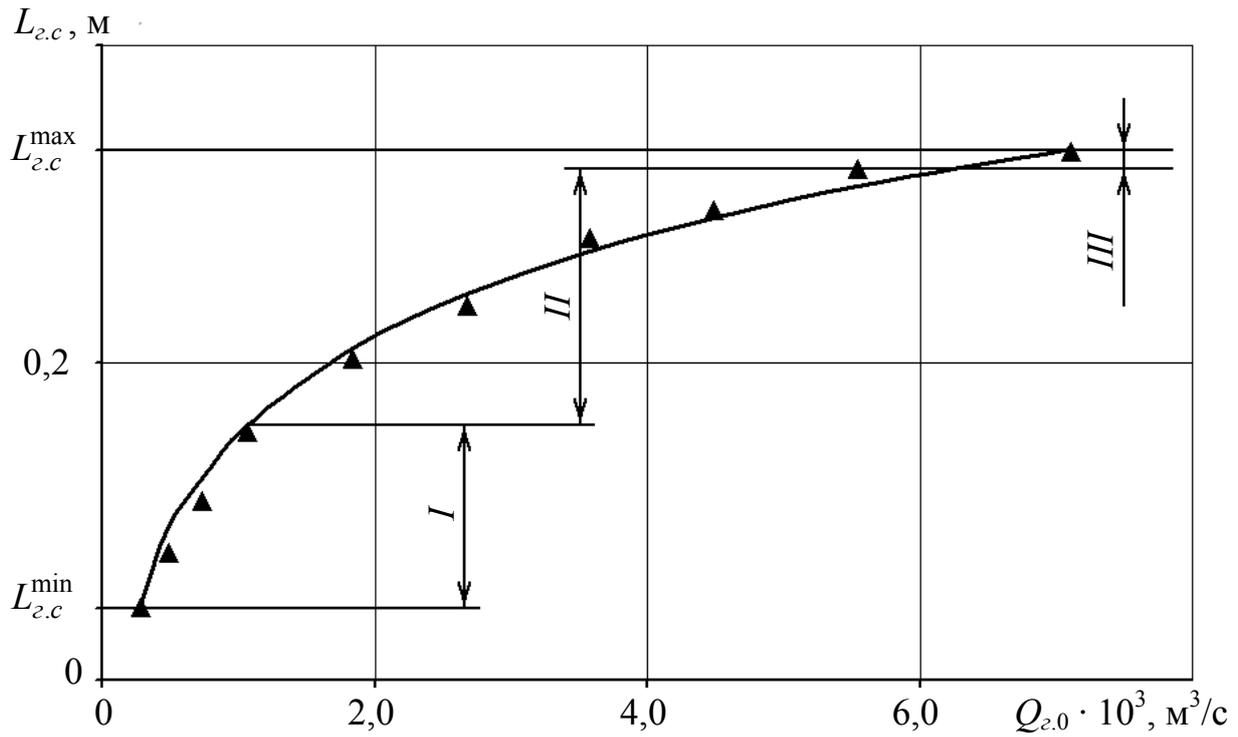


Рисунок 2.7 – Закономерность изменения длин газовых снарядов в области фиксированного сечения трубопровода

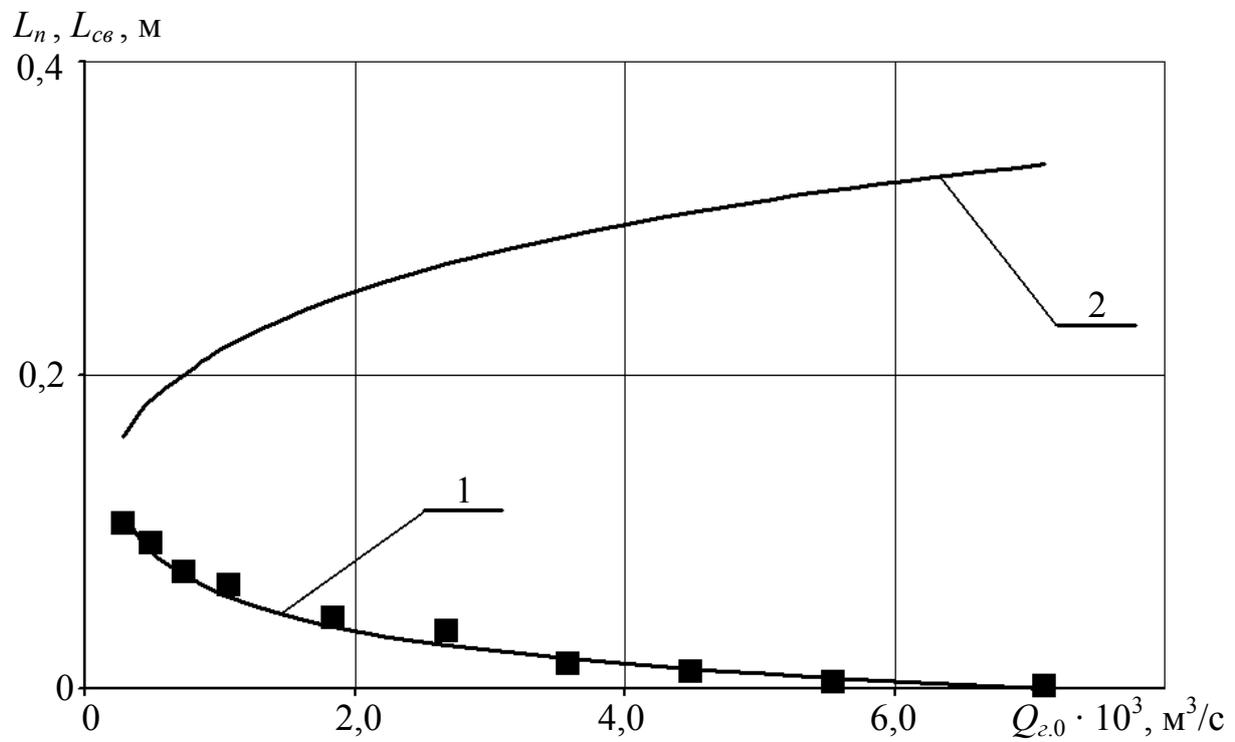


Рисунок 2.8 – Закономерности изменения длин жидкостных пробок и связок в области фиксированного сечения трубопровода

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».

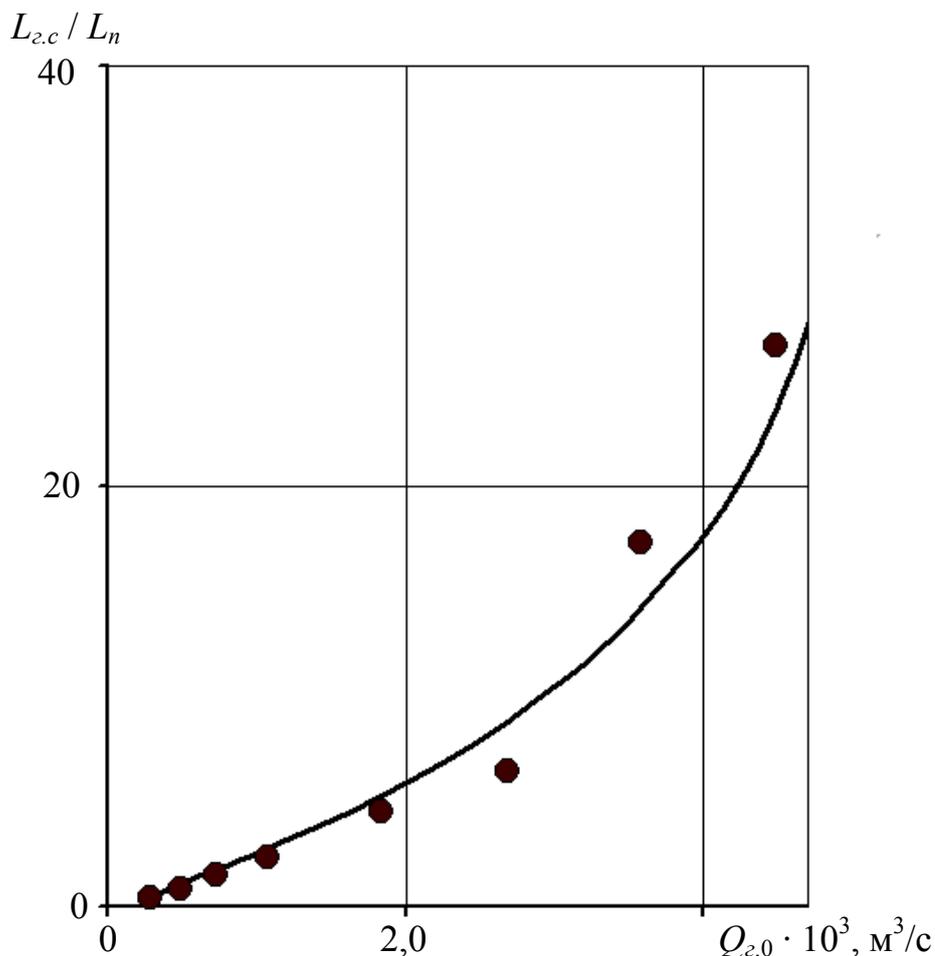


Рисунок 2.9 – Зависимость отношения длин воздушных снарядов к длинам жидкостных пробок в области фиксированного сечения трубопровода от расхода свободного воздуха

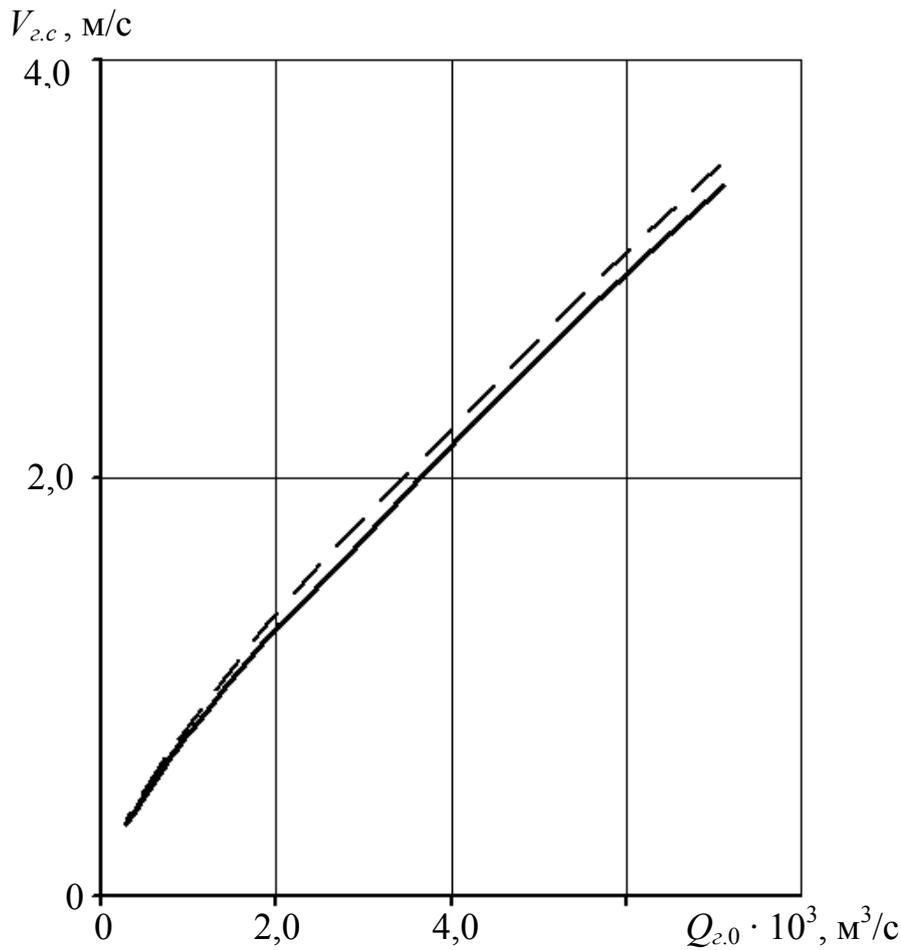


Рисунок 2.10 – Зависимости скорости газовых снарядов в области фиксированного сечения трубопровода от расхода свободного воздуха

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

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

Полученные экспериментальные зависимости изменения длин воздушных снарядов  $L_{z.c}$ , жидкостных пробок  $L_n$  и связок  $L_{св}$  от объемного расхода воздуха  $Q_{z.0}$  совместно с экспериментальной зависимостью изменения объемного газосодержания  $\varphi_z$  от параметра  $Q_{z.0}$  дают полную картину изменения длин газовых снарядов и жидкостных пробок по протяженности водовоздушного потока. 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.

## 2.2 Теоретические исследования процесса транспортирования твердого материала восходящим снарядным потоком

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

Начатые в 90-х годах 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 [41, 111, 115–117]. Первоначально в пунктах 2.2.1–2.2.5 параметры транспортирующей частицы потока по его протяженности считаются постоянными, т.е. эффектом расширения воздуха пренебрегают, а в главе 2.3 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 [41, 111, 115–117].

На рис. 7.11 (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 (2.2). Силы Саффмена, Бусройда и Магнуса с результирующим влиянием на движение частицы не более 6...8 % в уравнении не рассматриваются [115–117].

$$m_T \frac{dV_T}{dt} = R_g + R_a + R_c + R_{ин} = R_{\Sigma}, \quad (2.2)$$

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  $\theta_{mp}$  – угол наклона трубопровода 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 (рис. 2.11 (б)), м/с;  
 $m_{прис}$  – присоединенная масса, кг.

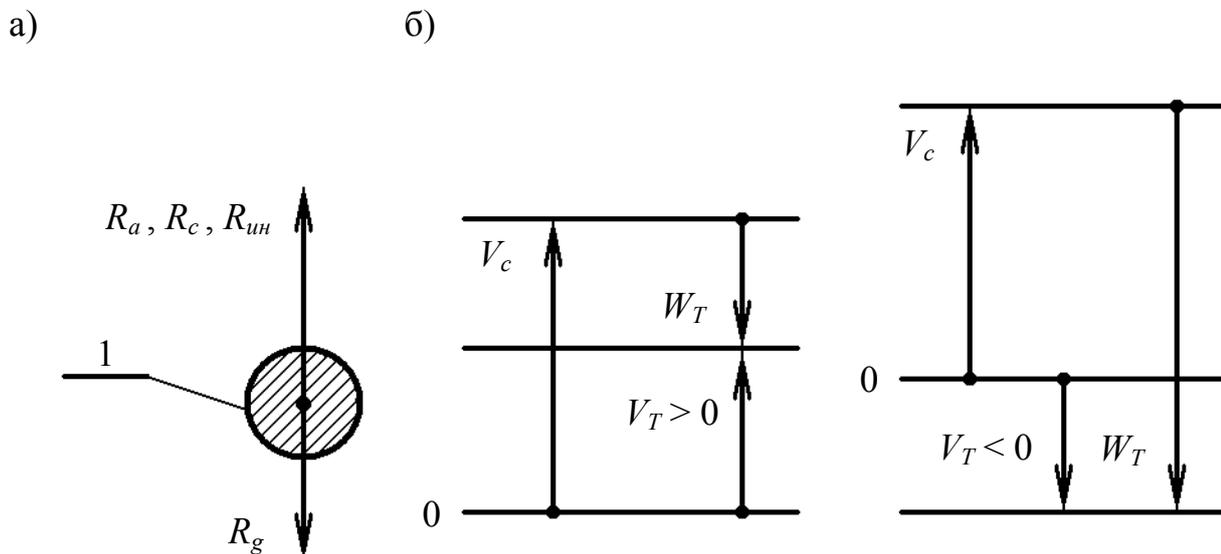


Рисунок 2.11 – Действующие на твердую частицу силы и ее кинематические характеристики

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

$$V_{Tн} < V_c , \quad (2.3)$$

где  $V_{Tн}$  – 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 [41, 111]:

$$m_{прис} = m_c / 2 .$$

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

В настоящее время единого выражения для описания функции  $C_x = f(\text{Re})$  в широком диапазоне изменения чисел  $\text{Re}$  не существует. Поэтому в дальнейшем используем полученную путем аппроксимации опытных данных известную кусочную зависимость [41, 111]:

$$C_x = \frac{A}{\text{Re}^n} \quad (2.4)$$

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

<i>I</i>	$0 < \text{Re}_I < 1$	$A_I = 24,$	$n_I = 1,$	(2.5)
<i>II</i>	$1 \leq \text{Re}_{II} < 30$	$A_{II} = 9,8,$	$n_{II} = 0,5,$	
<i>III</i>	$30 \leq \text{Re}_{III} < 400$	$A_{III} = 3,54,$	$n_{III} = 0,2,$	
<i>IV</i>	$400 \leq \text{Re}_{IV}$	$A_{IV} = 1,1,$	$n_{IV} = 0.$	

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

С учетом (2.3) – (2.5) уравнение (2.2) принимает следующий вид:

$$a_1 \frac{dV_T}{dt} = -a_2 + a_{3i} \cdot A_i \cdot W_T^{2-n_i}, \quad (2.6)$$

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

$$a_1 = 1 + \frac{1}{2} \frac{\rho_c}{\rho_T}, \quad (2.7)$$

$$a_2 = g \cdot \cos \theta_{mp} \left( 1 - \frac{\rho_c}{\rho_T} \right), \quad (2.8)$$

$$a_{3i} = \left( \frac{v_c}{d_T} \right)^{n_i} \frac{1}{2} \frac{S_M}{m_T} \rho_c = \frac{3}{4} \frac{\rho_c}{d_T \cdot \rho_T} \left( \frac{v_c}{d_T} \right)^{n_i}, \quad (2.9)$$

где  $v_c$  – кинематический коэффициент вязкости транспортирующей среды,  $\text{м}^2/\text{с}$ ;  
 $d_T$  – диаметр твердой частицы,  $\text{м}$ .

С учетом выражений (2.7) – (2.9), условия (2.3) и при постоянстве  $V_c$  запишем уравнение (2.6) для относительной скорости твердой частицы:

$$-a_1 \frac{dW_T}{dt} = -a_2 + a_{3i} \cdot A_i \cdot W_T^{2-n_i}. \quad (2.10)$$

В главе 2.1 монографии экспериментально установлено существование случаев зависания и даже нисходящего движения твердых частиц в восходящем потоке. Проверим, улавливают ли эти случаи уравнения (2.6) и (2.10). Принятое условие  $V_{Th} < V_c$  предопределяет, что  $V_T < V_c$  и начальная относительная скорость твердой частицы  $W_{Th} > 0$ . 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 (2.6) и (2.10) будет положительным.

Рассмотрим один из возможных вариантов движения твердой частицы при условии:

$$a_2 > a_{3i} \cdot A_i \cdot W_T^{2-n_i} . \quad (2.11)$$

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  $W_{Tn}$ :

$$W_{Tn} = \left( \frac{a_2}{a_{3i} \cdot A_i} \right)^{\frac{1}{2-n_i}} . \quad (2.12)$$

Из (2.11) следует, что для твердой частицы начальная относительная скорость меньше предельной относительной скорости, т.е.

$$W_{Th} < W_{Tn} . \quad (2.13)$$

Для абсолютной начальной скорости твердой частицы в варианте (2.11) из неравенств (2.3) и (2.13) можно получить следующее условие:

$$V_c - W_{Tn} < V_{Th} < V_c . \quad (2.14)$$

Скорости  $V_c$  и  $W_{Tn}$  являются независимыми, поэтому при условии (2.11) 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 (2.14) 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:

$$\frac{dV_T}{dt} < 0, \quad \frac{d^2V_T}{dt^2} > 0. \quad (2.15)$$

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:

$$a_2 < a_{3i} \cdot A_i \cdot W_T^{2-n_i} . \quad (2.16)$$

Вариант (2.16) 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 (2.16) 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 (2.16) случай (б) характеризуется падением твердой частицы с замедлением и зависанием, а случай (в) – выходом частицы на предельную скорость  $V_{Tn} < 0$ .

Варианту (2.16) соответствуют следующие условия:

$$\frac{dV_T}{dt} > 0 , \quad \frac{d^2V_T}{dt^2} < 0 . \quad (2.17)$$

Таким образом, применительно к вертикальному подъему твердого материала в рассмотренных вариантах (2.11) и (2.16) 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.

## 2.2.2 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 (2.10) 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:

$$t^* = L_y / V_c , \quad \bar{d}_T = d_T / L_y , \quad \bar{V}_T = V_T / V_c ,$$

$$\bar{t} = t/t^* = V_c \cdot t / L_y, \quad \bar{\rho}_c = \rho_c / \rho_T, \quad \bar{W}_T = (V_c - V_T) / V_c, \quad \bar{x} = x / L_y,$$

где  $\bar{d}_T$  – безразмерный диаметр твердой частицы;

$\bar{V}_T$  – безразмерная абсолютная скорость частицы;

$\bar{t}$  – безразмерное время движения частицы;

$\bar{\rho}_c$  – безразмерная плотность транспортирующей среды;

$\bar{W}_T$  – безразмерная относительная скорость частицы;

$x$  – координата частицы, изменяющаяся вдоль движения транспортирующей среды, м;

$\bar{x}$  – безразмерная координата частицы.

С учетом образованных безразмерных параметров уравнение (2.10) принимает следующий вид:

$$(1 + 0,5\bar{\rho}_c) \frac{d\bar{W}_T}{d\bar{t}} \frac{1 - \bar{\rho}_c}{E} - \frac{3}{4} \frac{\bar{\rho}_c \cdot A_i}{F^{n_i} \cdot \bar{d}_T^{n_i+1}} \bar{W}_T^{2-n_i}, \quad (2.18)$$

где  $i$  – диапазон изменения параметра Re (2.5);

$E$  и  $F$  – безразмерные комплексы,

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

Безразмерная предельная относительная скорость твердой частицы определяется из следующего выражения:

$$\bar{W}_{Tni} = \left( \frac{3}{4} \frac{\alpha_c \cdot F^{n_i}}{A_i \cdot E} \bar{d}_T^{n_i+1} \right)^{\frac{1}{2-n_i}}, \quad (2.19)$$

где

$$\alpha_c = (1 - \bar{\rho}_c) / \bar{\rho}_c.$$

Индексу « $i$ » на основании значений Re присваивается показатель соответствующего диапазона I – IV (2.5).

Значения  $A_i$  и  $n_i$  в пределах каждого диапазона I – IV принимаются постоянными (2.5), что дает возможность для данных диапазонов получить следующие выражения безразмерной предельной относительной скорости:

$$\bar{W}_{Tni} = 0,0555 \bar{d}_T^2 \alpha_c \frac{F}{E}, \quad (2.20)$$

$$\overline{W_{TnII}} = \overline{d_T} \left( 0,136 \alpha_c \frac{F^{1/2}}{E} \right)^{2/3}, \quad (2.21)$$

$$\overline{W_{TnIII}} = \left( 0,377 \alpha_c \frac{F^{1/5}}{E} \overline{d_T}^{6/5} \right)^{5/9}, \quad (2.22)$$

$$\overline{W_{TnIV}} = \left( 1,212 \alpha_c \frac{\overline{d_T}}{E} \right)^{1/2}. \quad (2.23)$$

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:

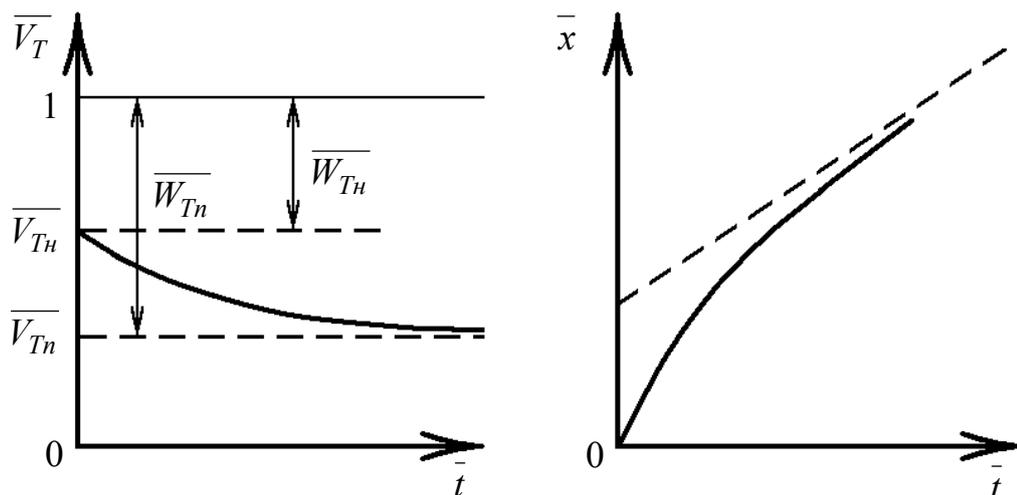
$$\overline{V_T} = 1 - \overline{W_T}.$$

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.

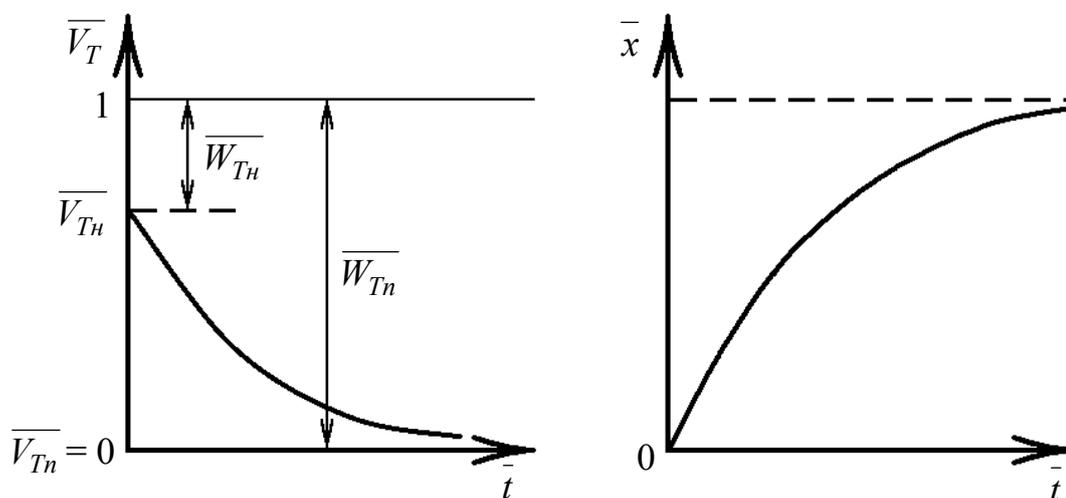
Установлено, что в зависимости от соотношения значений безразмерных параметров  $\overline{V_c}$ ,  $\overline{W_{Tn}}$  и  $\overline{W_{Tn}}$  может реализовываться 13 качественно различных типов движения твердой частицы [115–117]. Характер данных типов движения частицы графически проиллюстрирован на рис. 2.12–2.16 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.

Для всех представленных на рис. 2.12 и 2.13 типов движения твердой частицы выполняется неравенство  $\overline{W_{Tn}} < \overline{W_{Tn}}$ . При этом условие  $\overline{W_{Tn}} < 1$  справедливо для приведенного на рис. 2.12 (а) случая. Тождество  $\overline{W_{Tn}} = 1$  соответствует изображенному на рис. 2.12 (б) случаю. Неравенство  $\overline{W_{Tn}} > 1$  выполняется для представленных на рис. 2.12 (в) и рис. 2.13 графиков. Отображенные на рис. 2.12 (в), рис. 2.13 (а), (б) варианты соответствуют  $\overline{W_{Tn}} < 1$ ,  $\overline{W_{Tn}} = 1$ ,  $\overline{W_{Tn}} > 1$ . Величина  $\overline{V_{Tn}}$  характеризуется тангенсом угла  $\theta_n$ .

a)



б)



в)

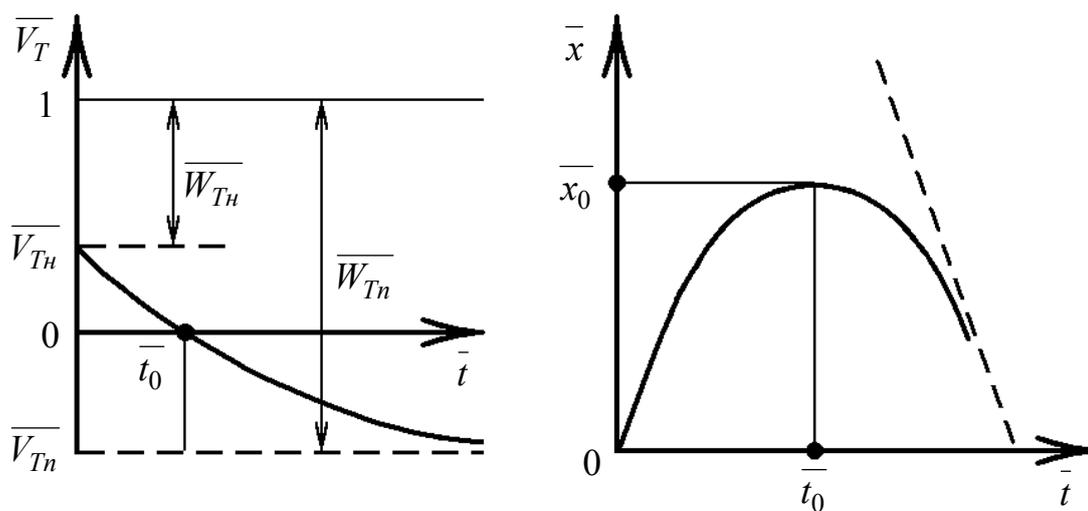


Рисунок 2.12 – Кинематические характеристики твердой частицы

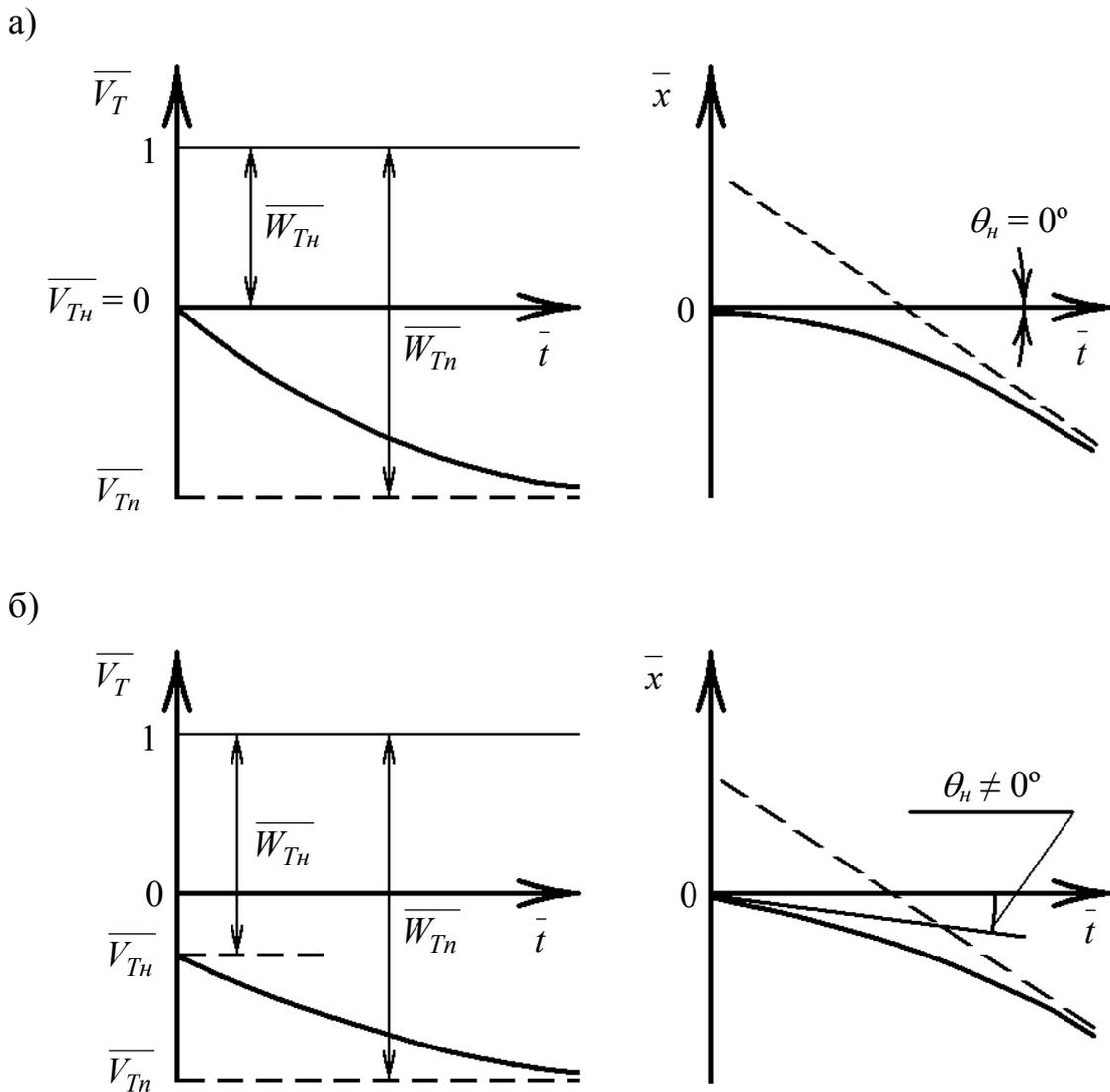
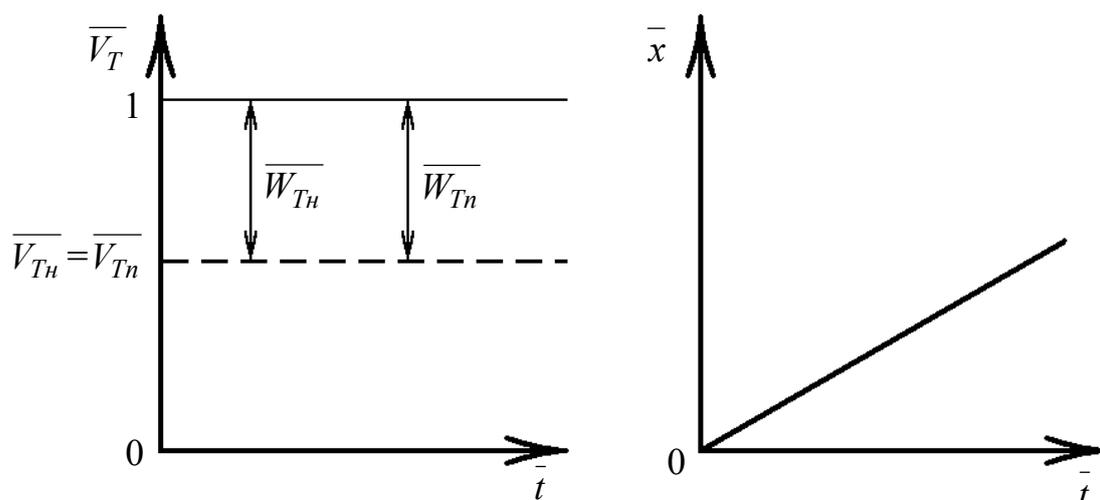


Рисунок 2.13 – Кинематические характеристики твердой частицы

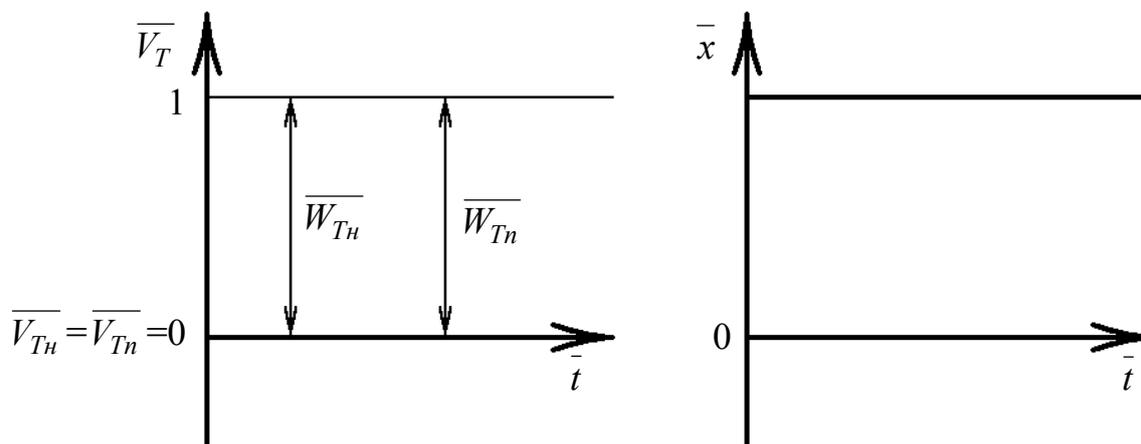
Представленные на рис. 2.14 типы движения твердой частицы реализуются в случае равенства безразмерных начальной и предельной относительных скоростей  $\overline{W}_{Tn} = \overline{W}_{Tn}$ . Движение частицы характеризуется постоянной скоростью, которая положительна при  $\overline{W}_{Tn} < 1$  (рис. 2.14 (а)), равна нулю при  $\overline{W}_{Tn} = 1$  (рис. 2.14 (б)) и отрицательна в случае  $\overline{W}_{Tn} > 1$  (рис. 2.14 (в)).

На рис. 2.15 и 2.16 изображены типы движения твердой частицы при выполнении условия  $\overline{W}_{Tn} > \overline{W}_{Tn}$ . Неравенство  $\overline{W}_{Tn} < 1$  выполняется для представленных на рис. 2.15 графиков. Отображенные на рис. 2.15 (а), (б), (в) типы движения твердой частицы, в свою очередь, возникают при соответственно  $\overline{W}_{Tn} > 1$ ,  $\overline{W}_{Tn} = 1$  и  $\overline{W}_{Tn} < 1$ . Условие  $\overline{W}_{Tn} > 1$  справедливо для приведенного на рис. 2.16 (а) случая. Тожество  $\overline{W}_{Tn} = 1$  выполняется для случая на рис. 2.16 (б) случае.

a)



б)



в)

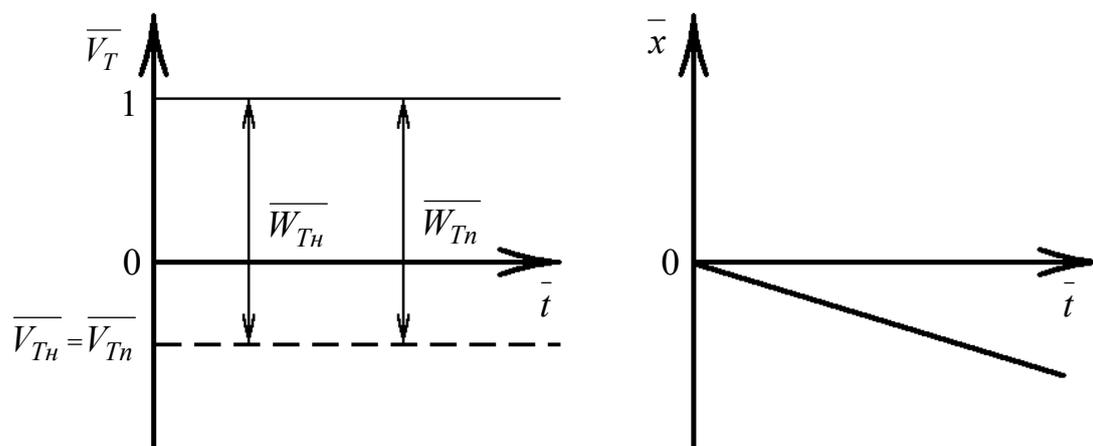


Рисунок 2.14 – Кинематические характеристики твердой частицы

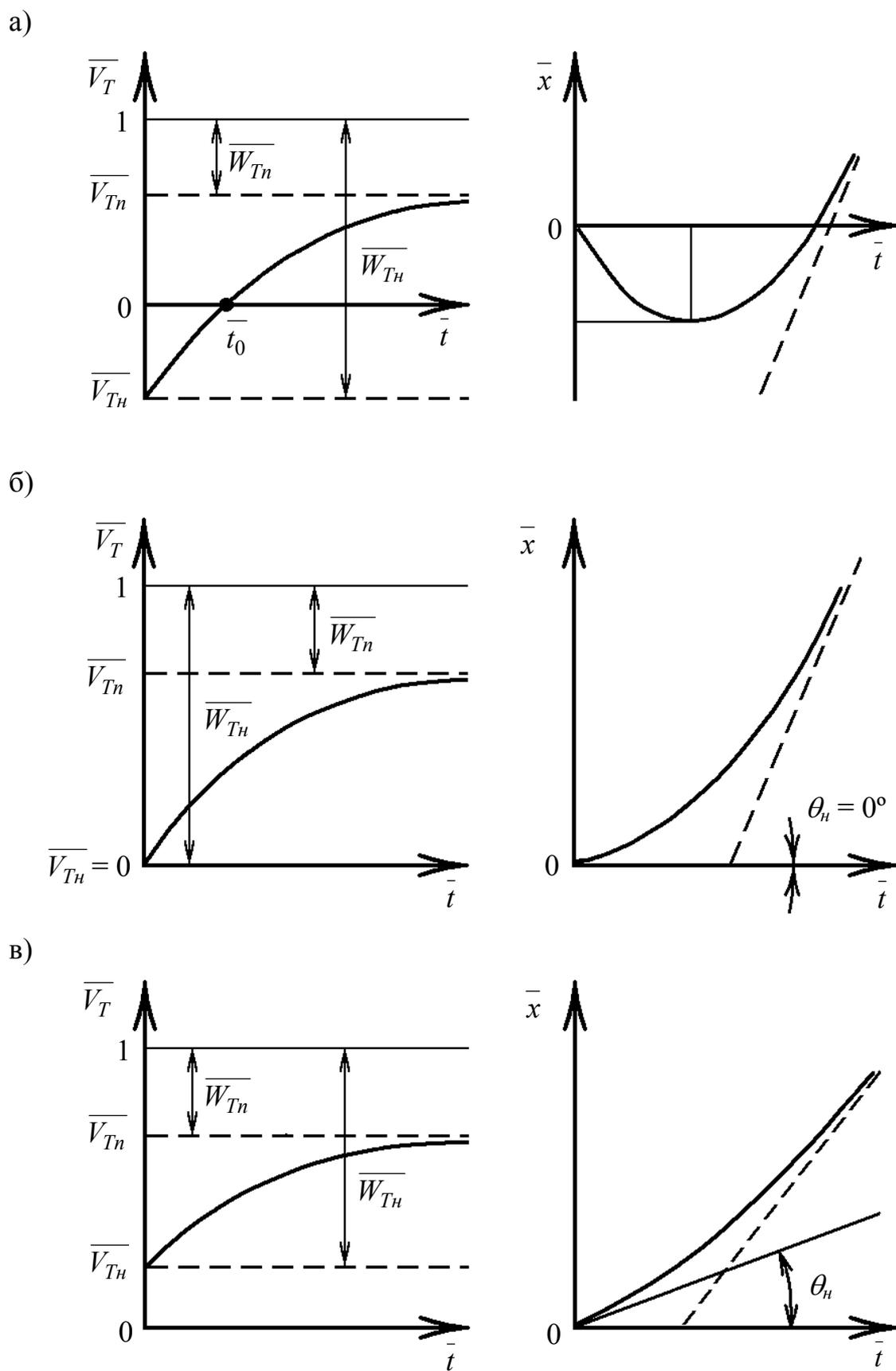
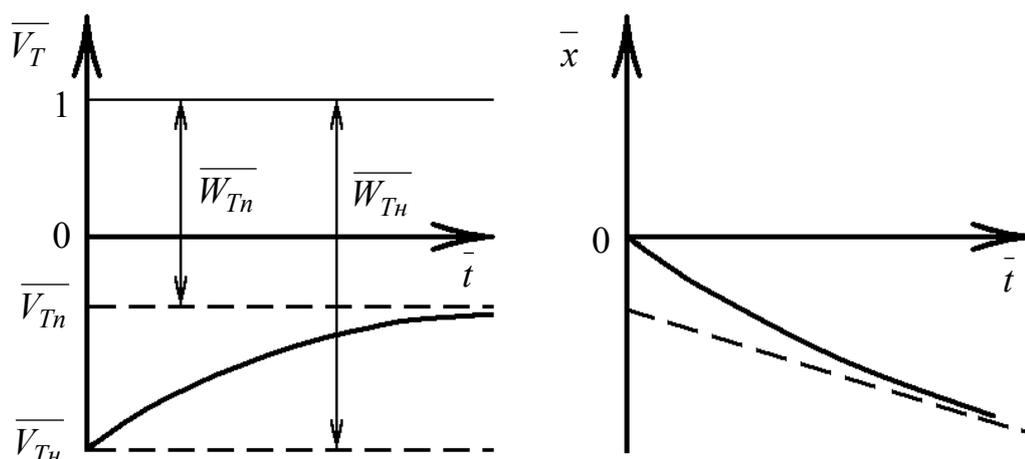


Рисунок 2.15 – Кинематические характеристики твердой частицы

а)



б)

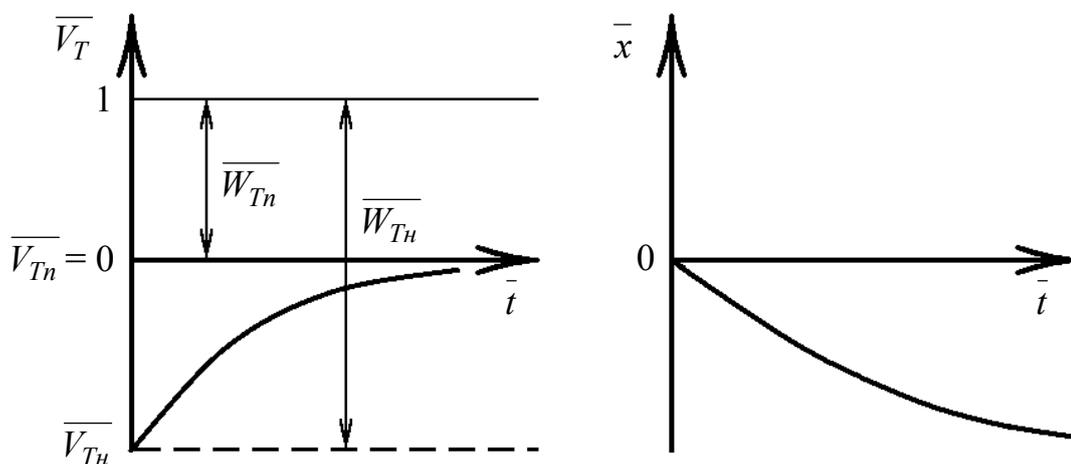


Рисунок 2.16 – Кинематические характеристики твердой частицы

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

$$\begin{aligned}
 \bar{W}_{Tn} &\leq 1, & \bar{W}_{Th} &< \bar{W}_{Tn}, \\
 \bar{W}_{Tn} &< 1, & \bar{W}_{Th} &= \bar{W}_{Tn}, \\
 \bar{W}_{Th} &\leq 1, & \bar{W}_{Th} &> \bar{W}_{Tn}.
 \end{aligned}
 \tag{2.24}$$

Параметры  $V_c$ ,  $V_{Th}$  и  $V_{Tn}$  являются независимыми, что показывает на теоретическую возможность реализации всех рассмотренных выше на рис. 2.12–2.16 типов движения твердой частицы.

### 2.2.3 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 [41, 111, 118].

Для получения зависимости изменения скорости твердой частицы уравнение (2.18) необходимо проинтегрировать в явном виде с учетом изменения значений  $A_i$ ,  $n_i$  в диапазонах (2.5) и выражений (2.20) – (2.23). 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 (2.18) в квадратурах и дать наглядную интерпретацию полученных результатов. Результатом интегрирования уравнения (2.18) является приведенная в общем виде следующая зависимость:

$$f_1(Z_i) = (\bar{t}_0 - \bar{t}) / \lambda_{ci} , \quad (2.25)$$

где  $\bar{t}_0$  – начальное значение безразмерного времени движения твердой частицы;  $\lambda_{ci}$  – постоянная, зависящая от среды и диапазонов (2.5),

$$\lambda_{ci} = \frac{1 - 0,5\bar{\rho}_c}{1 - \bar{\rho}_c} \cdot E \cdot \bar{W}_{Tni} ,$$

$$Z_i = \bar{W}_T / \bar{W}_{Tni} .$$

Функция  $f_1(Z_i)$  из выражения (2.25) по диапазонам I – IV (2.5) имеет следующий вид:

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

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

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

$$3) f_1(Z_{III}) = \frac{0,01953}{\prod_{k=1}^4 \sin^2 \frac{k\pi}{9}} \ln \left| \frac{1 - Z_{III}^{1/5}}{1 - Z_{0III}^{1/5}} \right| -$$

$$\begin{aligned}
& - \sum_{m=1}^4 \frac{0,1562}{\prod_{\substack{k=1 \\ k \neq m}}^4 \left( \cos \frac{2m\pi}{9} - \cos \frac{2k\pi}{9} \right)} \left[ \frac{1}{1 - \cos \frac{2m\pi}{9}} \ln \left| \frac{1 - 2Z_{III}^{1/5} \cos \frac{2m\pi}{9} + Z_{III}^{2/5}}{1 - 2Z_{0III}^{1/5} \cos \frac{2m\pi}{9} + Z_{0III}^{2/5}} \right| + \right. \\
& \left. + \frac{2}{\sin \frac{2m\pi}{9}} \left( \operatorname{arctg} \frac{Z_{III}^{1/5} - \cos \frac{2m\pi}{9}}{\sin \frac{2m\pi}{9}} - \operatorname{arctg} \frac{Z_{0III}^{1/5} - \cos \frac{2m\pi}{9}}{\sin \frac{2m\pi}{9}} \right) \right]; \quad (2.26)
\end{aligned}$$

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

Для определения безразмерной относительной скорости твердой частицы справедливы следующие соотношения:

$$\overline{W}_T = 1 - \frac{V_T}{V_c}, \quad (2.27)$$

$$\overline{W}_T = \overline{W}_{Tni} \cdot Z_i. \quad (2.28)$$

Используя выражения (2.20) – (2.28) для диапазонов  $I - IV$  (2.5) можно получить явные параметрические зависимости  $V_T(t)$  [41, 111, 118]. Так, например, для диапазона  $I$  такая зависимость имеет следующий вид:

$$V_{TI} = V_{Tn} \left[ 1 - \left( \frac{V_{Tn}}{V_{Tn}} - 1 \right) e^{D \cdot \tau} \right], \quad (2.29)$$

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 гомохронности),

$$D = \left[ 0,0555 \cdot \left( \frac{\rho_T}{\rho_c} - 0,5 \right) \right]^{-1}, \quad \tau = \frac{t \cdot v_c}{d_T^2}.$$

Для получения зависимости высоты подъема твердой частицы от времени  $x(t)$  необходимо проинтегрировать уравнение (2.18) дважды. Поступим следующим образом.

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

$$\frac{d\overline{W}_T}{dt} = \frac{d\overline{W}_T}{d\overline{S}} \overline{W}_T, \quad (2.30)$$

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

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

С учетом (2.30) уравнение (2.18) принимает вид:

$$(1 + 0,5\overline{\rho}_c) \cdot \overline{W}_T \frac{d\overline{W}_T}{d\overline{S}} = \frac{1 - \overline{\rho}_c}{E} - \frac{3}{4} \frac{\overline{\rho}_c}{d_T} C_x \cdot \overline{W}_T^2. \quad (2.31)$$

Результатом интегрирования уравнения (2.31) является представленная в общем виде следующая зависимость:

$$\overline{S} = \overline{S}_0 - f_2(Z_i) \cdot \lambda_{ci} \cdot \overline{W}_{Tni}, \quad (2.32)$$

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

Функция  $f_2(Z_i)$  из выражения (2.32) по диапазонам  $I - IV$  (2.5) имеет следующий вид:

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

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

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

$$\begin{aligned}
& + \sum_{m=1}^4 \frac{(-1)^m \cdot 5}{32 \sin \frac{m\pi}{9} \prod_{\substack{k=1 \\ k \neq m}}^4 \left( \cos \frac{2m\pi}{9} - \cos \frac{2k\pi}{9} \right)} \left[ 2 \left( \operatorname{arctg} \frac{Z_{III}^{1/5} - \cos \frac{2m\pi}{9}}{\sin \frac{2m\pi}{9}} - \right. \right. \\
& \left. \left. - \operatorname{arctg} \frac{Z_{0III}^{1/5} - \cos \frac{2m\pi}{9}}{\sin \frac{2m\pi}{9}} \right) - \operatorname{ctg} \frac{2m\pi}{9} \ln \frac{1 - 2Z_{III}^{1/5} \cos \frac{2m\pi}{9} + Z_{III}^{2/5}}{1 - 2Z_{0III}^{1/5} \cos \frac{2m\pi}{9} + Z_{0III}^{2/5}} \right]; \quad (2.33)
\end{aligned}$$

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

Адаптируем математическое описание (2.20) – (2.33) к расчету параметров движения твердой частицы в снарядном 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 снарядного потока [41, 111, 118].

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

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

Предложенное математическое обеспечение (2.20) – (2.33) 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 (2.25) и (2.32) представляют закон движения твердой частицы в поднимающихся с постоянной скоростью воздушных снарядах и жидкостных пробках. Полученные результаты решений дифференциальных уравнений (2.18) и (2.31) с учетом специфики расчета при ССТ дают возможность установить в общем виде основные закономерности движения частиц в вертикальном снарядном потоке.

#### **2.2.4 Решение модельной задачи о транспортировании твердого материала в вертикальном снарядном потоке**

На основании полученных уравнений (2.25) и (2.32) 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 [41, 111, 118].

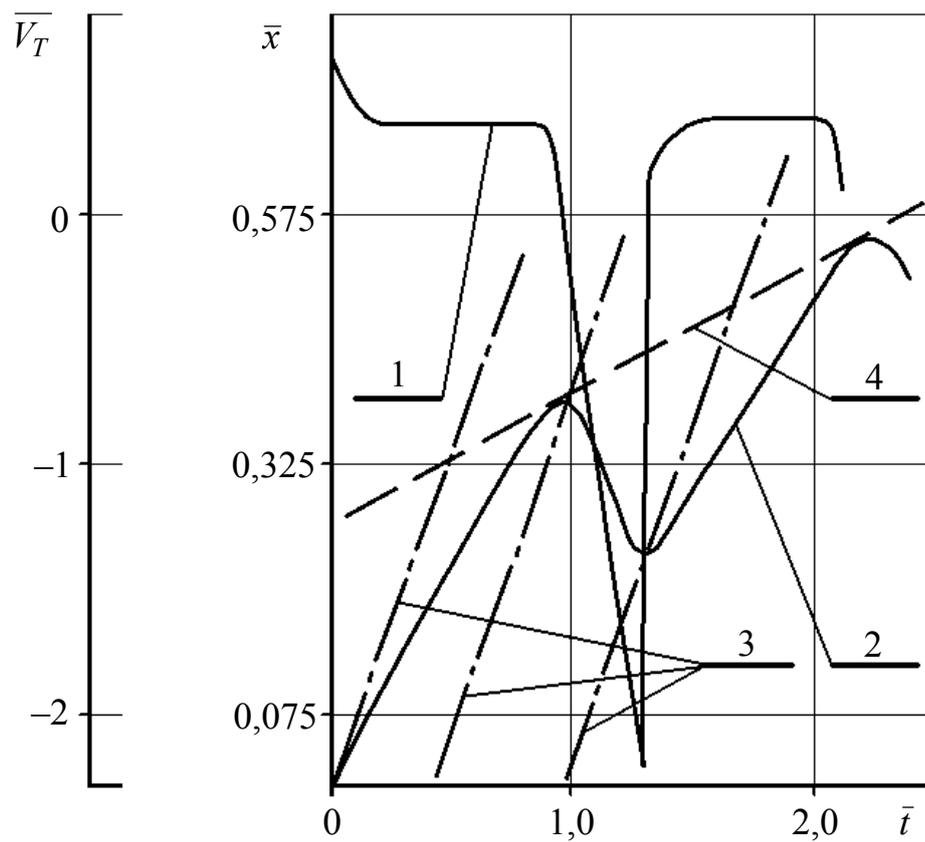
Целью моделирования является отработка методики для определения критических параметров снарядного газожидкостного течения, характеризующих потерю (кризис) транспортирующей способности потока.

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. 2.17, 2.18 и представлены в виде зависимостей  $\overline{V}_T = f(\overline{t})$  (кривая 1) и  $\overline{x} = f(\overline{t})$  (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  $\overline{V}_{Tnж} = 0,365$  и  $\overline{W}_{Tnж} = 0,635$ , соответственно.

а)



б)

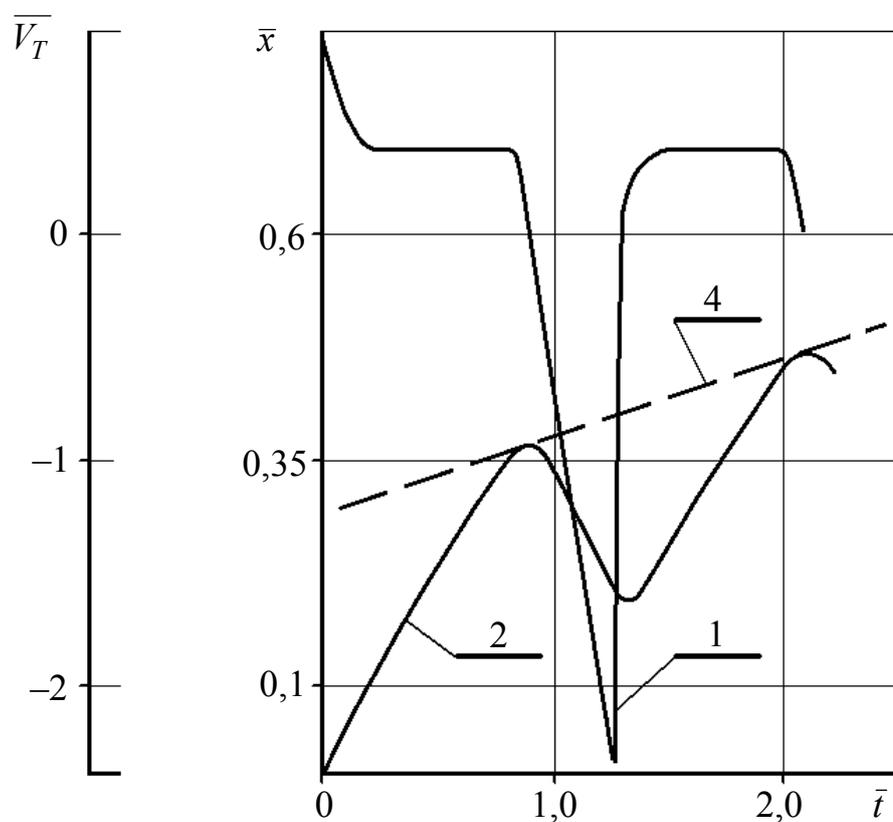
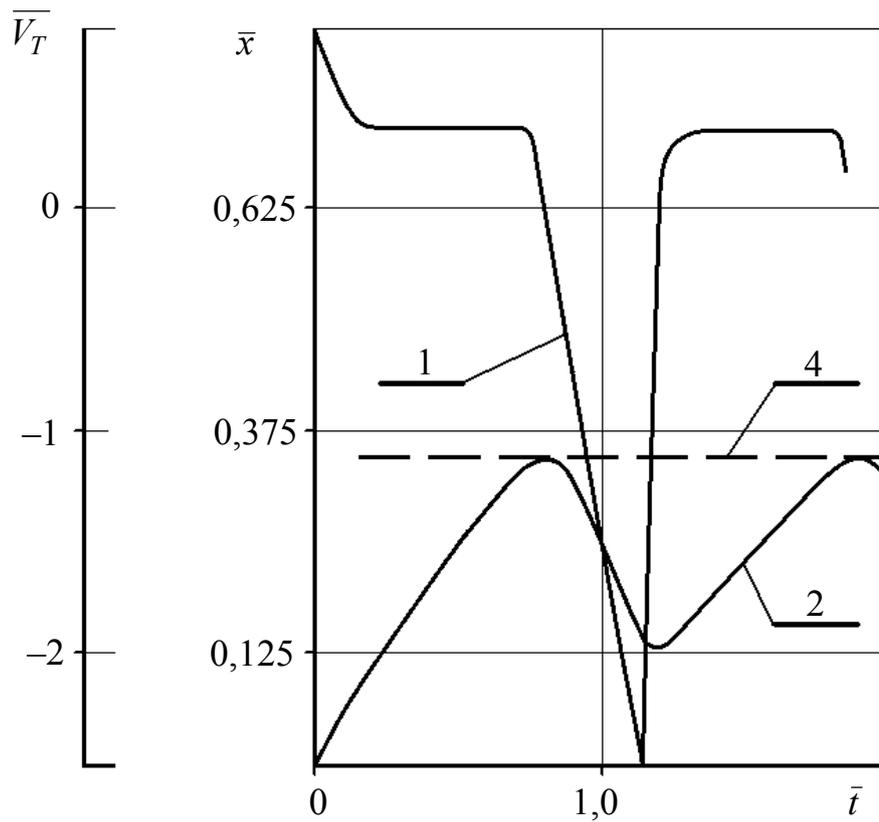


Рисунок 2.17 – Закономерности движения частицы в снарядном потоке при:  
 а)  $L_{z.c} / L_n = 0,85$ ;      б)  $L_{z.c} / L_n = 1,0$

а)



б)

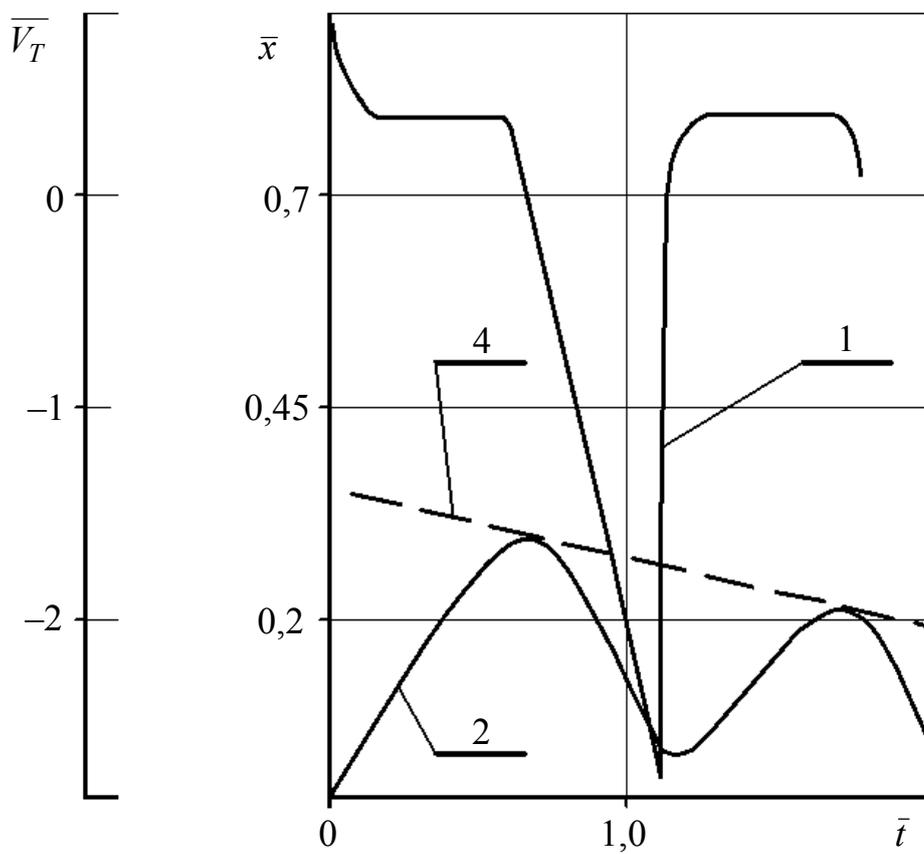


Рисунок 2.18 – Закономерности движения частицы в снарядном потоке при:  
 а)  $L_{z.c} / L_n = 1,25$ ;      б)  $L_{z.c} / L_n = 1,75$

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 ( $L_{z.c} / L_n$ ) 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. 2.17, 2.18 случаях твердая частица в пределах каждой связки поднимается в жидкостной пробке и опускается в газовом снаряде. На рис. 2.17 (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. 2.17 и 2.18 пунктирными линиями 4. В безразмерной форме фазовая скорость твердой частицы представляет собой тангенс угла между указанной выше огибающей и осью  $\overline{t}$ :

$$\overline{V_{T\phi}} = \frac{d\overline{x_\phi}}{d\overline{t}} . \quad (2.34)$$

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. 2.17 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. 2.18 (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. 2.18 (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. 2.18.

Таким образом, разработанное математическое описание движения твердых частиц с заданными физико-механическими характеристиками при снарядной структуре течения (2.20) – (2.34) 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 [36–40, 42–105] и является, по своей сути, суперпозицией двух последовательных расчетов двухфазных потоков в пределах связки: «твердое-газ», «твердое-жидкость». Предложенный подход, по мнению автора монографии, является определенным шагом в развитии аналитических моделей и прикладной теории многофазных течений.

Для установления целесообразности дальнейшего использования предложенного математического аппарата необходимо выполнить проверку достоверности получаемых с его использованием результатов.

### **2.2.5 Сравнение результатов теоретических и экспериментальных исследований движения твердых частиц при снарядной структуре течения**

С использованием уравнений (2.20) – (2.34) выполнены расчеты параметров движения твердых частиц для условий описанного выше эксперимента [41, 111, 113, 115, 116]. 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 [41, 111, 119]. При этом использовались экспериментально определенные величины расходов воды и воздуха в потоке, а также длины газовых снарядов и жидкостных пробок. С учетом незначительной длины трубы 19 (табл. 2.1), размеры поднимающихся в ней газо-

вых 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  $V_{TP}^{\vartheta}$  (2.1) являются их фазовыми скоростями. Результаты экспериментальных и теоретических исследований движения частиц приведены в табл. 2.5, а также выборочно отображены на рис. 2.19–2.21 [41, 111, 113, 115, 116]. Построенные на основании экспериментальных и расчетных данных зависимости отображены соответственно сплошными и пунктирными линиями. Значения объемного расхода воздуха на всех нижеприведенных графиках указаны при нормальных условиях. Вычисления фазовой скорости твердых частиц в снарядном потоке выполнялись на основании зависимостей (2.20) – (2.34).

На рис. 2.19 и 2.20 приведены зависимости изменения фазовой скорости твердых частиц  $V_{T\phi}$  (кривые 1) и скорости снарядов сжатого воздуха  $V_{z.c}$  (кривые 2) от объемного расхода подводимого к смесителю 15 воздуха  $Q_{z.0}$ . 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 [41, 111, 114]. 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 направлении потока направлению (рис. 2.19 (б) и рис. 2.20 (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. 2.19 (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 [41, 111, 113, 115, 116]. Выявленный аномальный участок уменьшения фазовой скорости твердых частиц находится в начале снарядной структуры течения.

На рис. 2.20 (а), (б) отображены результаты исследований движения твердых частиц с диаметром  $d_T = 0,01 \text{ м}$  и плотностями  $\rho_T = 1100; 1400 \text{ кг/м}^3$ , соот-

ветственно. 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 [41, 111, 113].

Зависимости изменения фазовой скорости твердых частиц  $V_{Tф}$  с различными размерами и плотностями приведены на рис. 2.21. 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.

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. 2.19–2.21 зависимостей увеличение объемного газосодержания и скорости газовых снарядов соответствует росту объемного расхода воздуха. Одной из наиболее близких зависимостей изменения  $V_{Tф}$  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 [41, 111, 113].

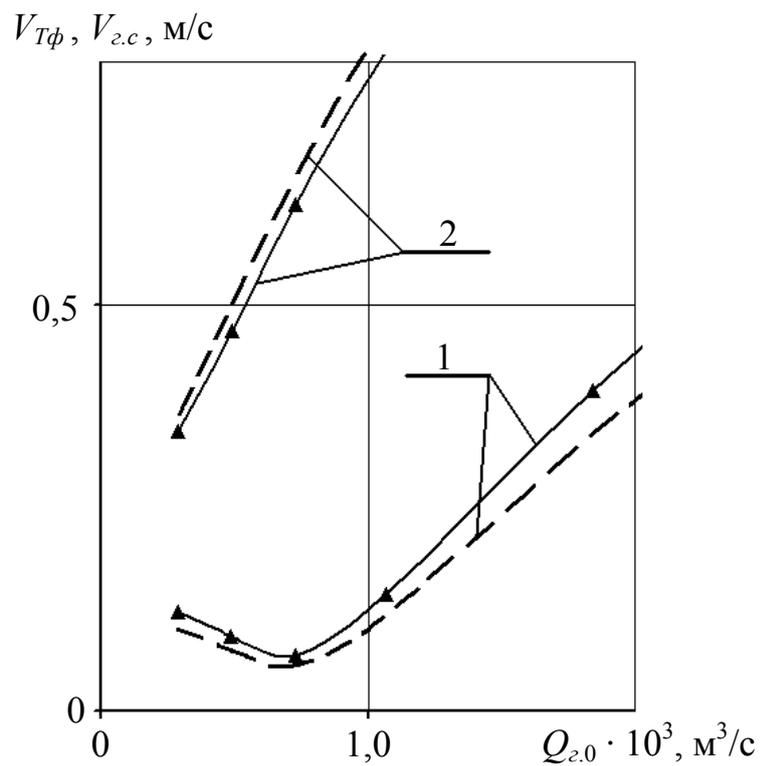
Таблица 2.5 – Результаты экспериментальных и теоретических исследований фазовой скорости движения твердых частиц

		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										
Плотность твердых частиц, $\text{кг}/\text{м}^3$	Диаметр твердых частиц, мм	Значения фазовой скорости твердых частиц, полученные в результате экспериментальных (Э) и теоретических (Т) исследований, м/с																			
		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
1200	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
	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
	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

Продолжение таблицы 2.5

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
	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
	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
1400	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

a)



б)

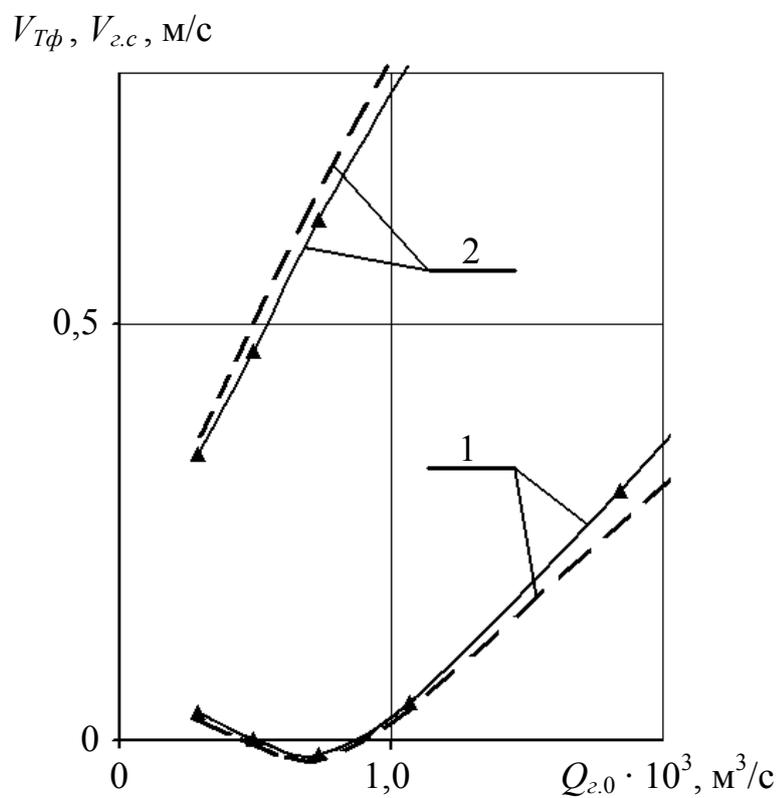
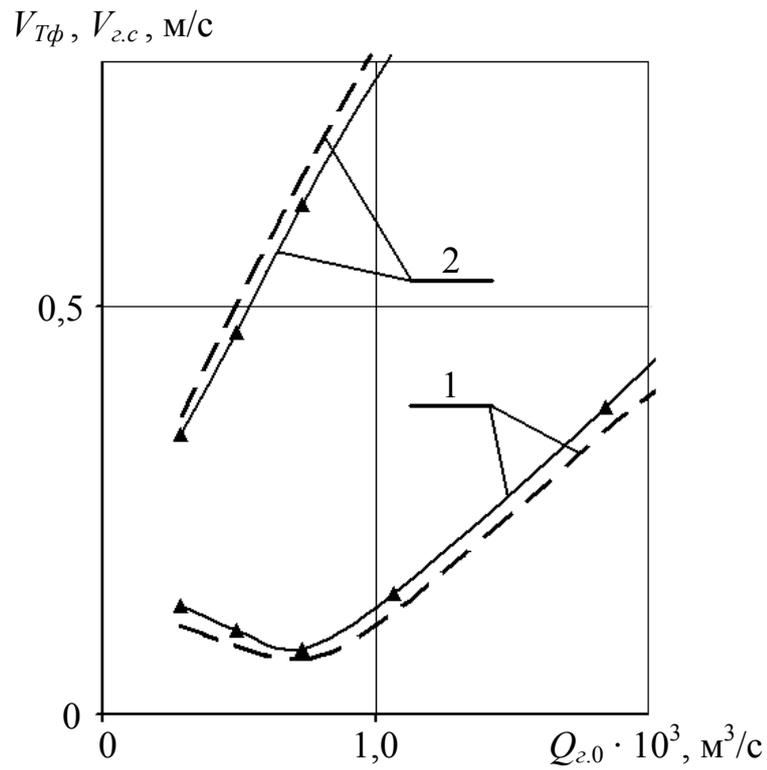


Рисунок 2.19 – Зависимости фазовой скорости твердых частиц и скорости воздушных снарядов от объемного расхода воздуха для различной крупности частиц

a)



б)

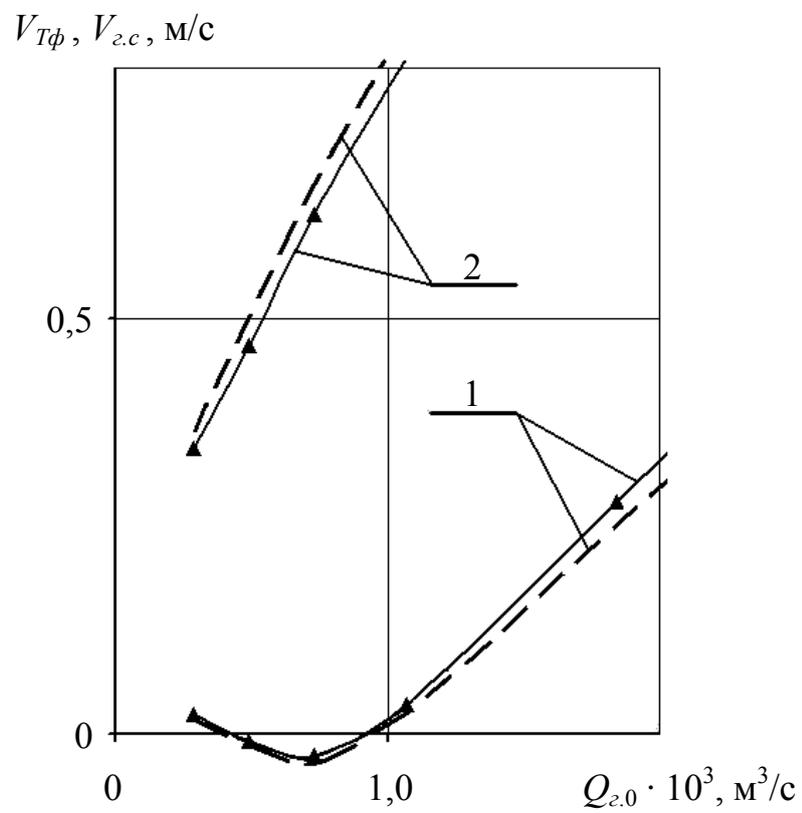


Рисунок 2.20 – Зависимости фазовой скорости твердых частиц и скорости воздушных снарядов от объемного расхода воздуха для различных плотностей частиц

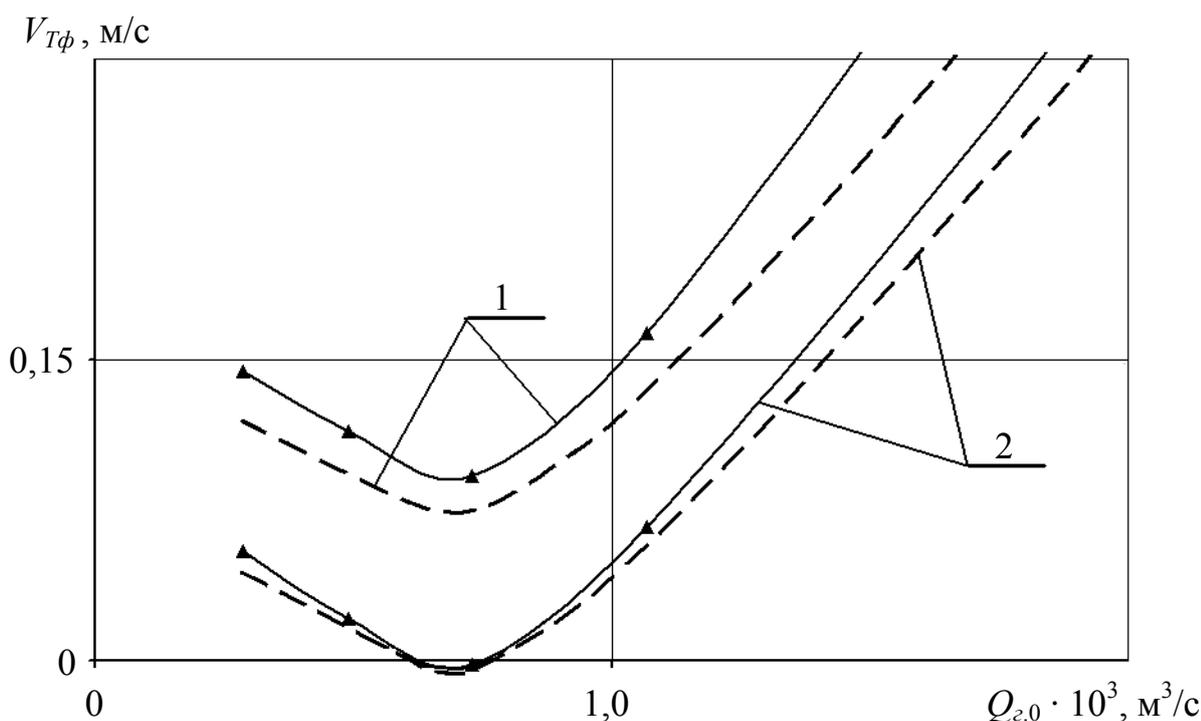


Рисунок 2.21 – Зависимости фазовой скорости твердых частиц от объемного расхода воздуха для различных размеров и плотностей частиц

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.

### 2.3 Алгоритмы расчета квазистационарных процессов в трехфазном потоке подъемного трубопровода морского эрлифта

Тенденция совершенствования методологической базы в настоящее время состоит в переходе от стационарной постановки задач при описании рабочих процессов в эрлифте к их рассмотрению в квазистационарном приближении. Повышение точности расчетных методов в таких условиях напрямую зависит от повышения степени универсальности используемых математических моделей за счет увеличения количества учитываемых определяющих факторов.

В методах [42–105] 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 забуркой 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 интерес для подводной разработки месторождений полезных ископаемых.

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») [42–105]. 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 [106, 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 [106], что обуславливает высокую степень влияния характеристик этой структуры на параметры ГЭГ в целом. В подъемном трубопроводе газовые снаряды за счет расширения воздуха удлиняются 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 аккумулярованного 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 [114]. Тем не менее, расчет параметров транспортирования твердого материала при снарядной структуре течения в известных работах базируется на использовании модели «несущей среды» [62–66, 106, 108]. Аналогичные недостатки присущи и работе Гриффитса [96]. Такой упрощенный подход не учитывает специфику

транспортирования крупных тяжелых частиц снарядным потоком и, следовательно, не позволяет получать объективную информацию для проектирования работоспособных глубоководных гидроподъемов с преобладающей протяженностью ССТ.

Для кольцевой и дисперсной структур течения скорости смеси соизмеримы со скоростями при пневмотранспорте твердого материала [106]. 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» [70–73, 106, 107]. Однако, для этих структур ввиду высоких газосодержаний в качестве несущей среды рассматривается газ.

Из вышеизложенного следует, что 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 механизма транспортирования твердых частиц газовыми снарядами и жидкостными пробками, а также изменения морфологии потока.

Разработанная численная полуэмпирическая модель [41] 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 устранения данного недостатка для определения параметров ССТ разработана принципиально новая модель, состоящая из двух блоков уравнений. Аналитический блок включает полученные уравнения движения частиц в газовых снарядах и жидкостных пробках (2.20) – (2.34). Численный блок уравнений представлен зависимостями [41], позволяющими отслеживать изме-

нения параметров потока (в частности давлений, размеров и плотностей газовых снарядов) по длине подъемного трубопровода. Полученная модель, по сути, является численно-аналитической и квазистационарной, что, несомненно, повышает достоверность расчетных данных т.к. рабочие режимы эрлифтов изначально имеют неустановившуюся природу [41].

Под квазистационарной трехфазной комплексной моделью будем понимать тот факт, что в ее стационарный численный блок, описывающий движение двухфазной пульповоздушной смеси пошагово вживлены нестационарные уравнения движения твердых частиц.

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 гидроподъема, 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 (2.20) – (2.34) 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 [41] 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 [41, 113, 114]. Этот фактор с учетом установленного при экспериментальных исследованиях соответствия значений длины газового снаряда и диаметра трубопровода непосредственно вначале снарядного потока (глава 2.1) позволяет моделировать отношение длин газового снаряда и образуемой им связки в данных условиях  $L_{г.с} / L_{св}$  известным значением объемного газосодержания смеси  $\varphi_г$ .

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 (2.20) – (2.34). Вычисления физических параметров смеси  $p$ ,  $\rho_2$ ,  $V_n$ ,  $V_2$  и  $\varphi_2$  выполняются с шагом  $dx$  по длине многофазного потока. 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  $p$ ,  $\rho_2$ ,  $V_n$ ,  $V_2$ ,  $\varphi_2$  и параметров движения выделенной единичной частицы должны вестись параллельно, но с опережением вычислений по полуэмпирической модели двухфазного пульповоздушного 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 (2.20) – (2.34) 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. Сказанное распространяется и на группу частиц с одинаковыми физико-механическими характеристиками.

Разработанный подход к расчету параметров снарядной структуры течения с учетом динамики твердых частиц монодисперсного состава заключается в следующем [41, 111, 119]:

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.

2. На основании полученных 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  $L_{г.с}$ , жидкостных пробок  $L_n$  и связок  $L_{св}$ .

3. В соответствии с аналитическим описанием движения твердой частицы (2.20) – (2.34) 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.

Согласно этому алгоритму, предложенное математическое описание нестационарного 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.

Разработанный алгоритм расчета потока подъемного трубопровода с соответствующей блок-схемой приведены в работе [41].

В работе [2] установлено, что предварительное дробление твердого материала до заданных размеров перед его подъемом является целесообразным. Однако это требует использования на больших глубинах соответствующих техни-

ческих средств, что снижает надежность всего комплекса оборудования. 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). Поэтому с практической точки зрения рассмотрение транспортирования частиц монодисперсного состава в морском эрлифте является идеализированным случаем. Следовательно, для получения более высокой точности при проектировании промышленных установок со значительной протяженности транспортного тракта необходимо дальнейшее совершенствование методологического обеспечения.

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 подъемного трубопровода. 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 уменьшающейся транспортирующей способностью потока, то это приведет к срыву режима транспортирования с возможной последующей забутовкой трубопровода. В этом случае необходимо принимать специальные меры, исключаящие агломерацию частиц, либо направленные на разрушение агломератов. Если же размеры агломератов обеспечивают их подъем выше области наименьшей транспортирующей способности снарядного потока, 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. Это позволит с достаточной точностью прогнозировать срыв устойчивого подъема твердого материала, т.к. в этом случае транспортирование более мелких и легких частиц будет гарантировано.

Разработанный алгоритм расчета параметров трехфазного потока в подъемном трубопроводе для случая гидроподъема твердых частиц полидисперсного состава приведен в работе [41].

*Алгоритм расчета глубоководного эрлифтного гидроподъема твердого материала*

Математический аппарат для определения параметров ГЭГ с учетом характеристик питающей пневмосистемы, растворимости воздуха, наличия одновременно существующих в подъемном трубопроводе основных структур течения трехфазного потока изложен в работе [41]. Данный аппарат 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 особенности расчета параметров гетерогенного потока в транспортном трубопроводе морского эрлифта, обусловленные спецификой транспортирования крупных тяжелых частиц.

В главе 2.2 выявлено снижение фазовой скорости частиц вначале снарядной структуры течения, что указывает на возможность циклического движения твердых частиц и роста объемов аккумулярованного в потоке твердого материала. Поэтому основным отличием расчета является то, что параллельно с вычислениями параметров снарядного потока в подъемном трубопроводе ведется проверка соблюдения заданного расхода твердой фазы по длине ССТ. Отслеживать изменение текущего значения концентрации твердой фазы позволяет определение фазовой скорости частиц вдоль снарядного потока при рассмотрении группы частиц. 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 НИПИ «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 [2].

В нижеприведенном варианте разработанного алгоритма расчета параметров 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 состоит в следующем:

1. Задаются исходные данные, 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. Выбирается диаметр подводящего трубопровода  $D_{подв}$ , обеспечивающий минимальную транспортирующую скорость пульпы.

3. Определяется значение массового расхода воздуха  $M_2$  в глубоководном эрлифте, обеспечивающее заданный расход твердого материала  $M_T$  по всей длине подъемного трубопровода при принятии равенства диаметров подводящего и подъемного трубопроводов  $D_{подв} = D_n$ . В случае расчета параметров снарядной структуры течения рассматривается движение группы частиц и на каждом расчетном шаге:

а) вычисляются фазовая скорость частиц, а также текущие значения концентрации твердого материала и массового расхода твердой фазы  $M_{Tp}$ ;

б) проверяется соблюдение обеспечения заданного расхода твердого материала  $M_T$  по всей длине подъемного трубопровода  $M_{Tp} = M_T$ .

4. Определяется распределение давления по длине пневмопровода и выбирается компрессор.

5. Вычисляются удельная энергоемкость и к.п.д. эрлифтного гидроподъема.

Рациональные параметры ГЭГ определяются путем выполнения нескольких расчетов по приведенному выше алгоритму для различных значений объемной концентрации твердой фазы в потоке пульпы подводящего трубопровода  $\varphi_T$  и постоянстве  $M_T$  с последующим выбором значений массового расхода воздуха  $M_2$ ,  $\varphi_T$ , а также диаметров подъемного  $D_n$  и подводящего  $D_{подв}$  трубопроводов, соответствующих максимальному к.п.д. гидроподъема. Принятие при определении параметров эрлифтного гидроподъема ПМК хорошо обтекаемой шарообразной формы обеспечивает устойчивость процесса гидроподъема с запасом. В более детальной форме расчетный алгоритм изложен в работе [41].

Таким образом, разработанный алгоритм 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.

## 2.4 Исследования квазистационарных рабочих процессов в глубоководных эрлифтах

### 2.4.1 Характерные случаи движения твердых частиц в снарядном потоке подъемного трубопровода

На основании разработанного в работе [107] метода расчета эрлифтного гидроподъема и соответствующего программного обеспечения выполнены исследования транспортирования твердых частиц при снарядной структуре течения для установки с постоянным диаметром подъемного трубопровода [41, 111, 114]. 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) [41, 111]. 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  $D_{подв} = D_n = 0,46$  м. Результаты расчетов выборочно приводятся ниже.

На рис. 2.26 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 1250 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, снарядной, кольцевой и дисперсной структур течения. По протяженности пузырьковой и снарядной 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 1200 кг/м<sup>3</sup> с глубины 4000 м, а также ПМК диаметром 0,009 м и плотностью 1150 кг/м<sup>3</sup> с глубины 3500 м приведены на рис. 2.27 (а) и рис. 2.27 (б), соответственно. Глубина погружения смесителя для этих вариантов гидроподъема составляет 1900 м. На рис. 2.27 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 транспор-

вания мелких частиц на участке снарядной структуры течения скорость твердой фазы возрастает аналогично скорости жидкости.

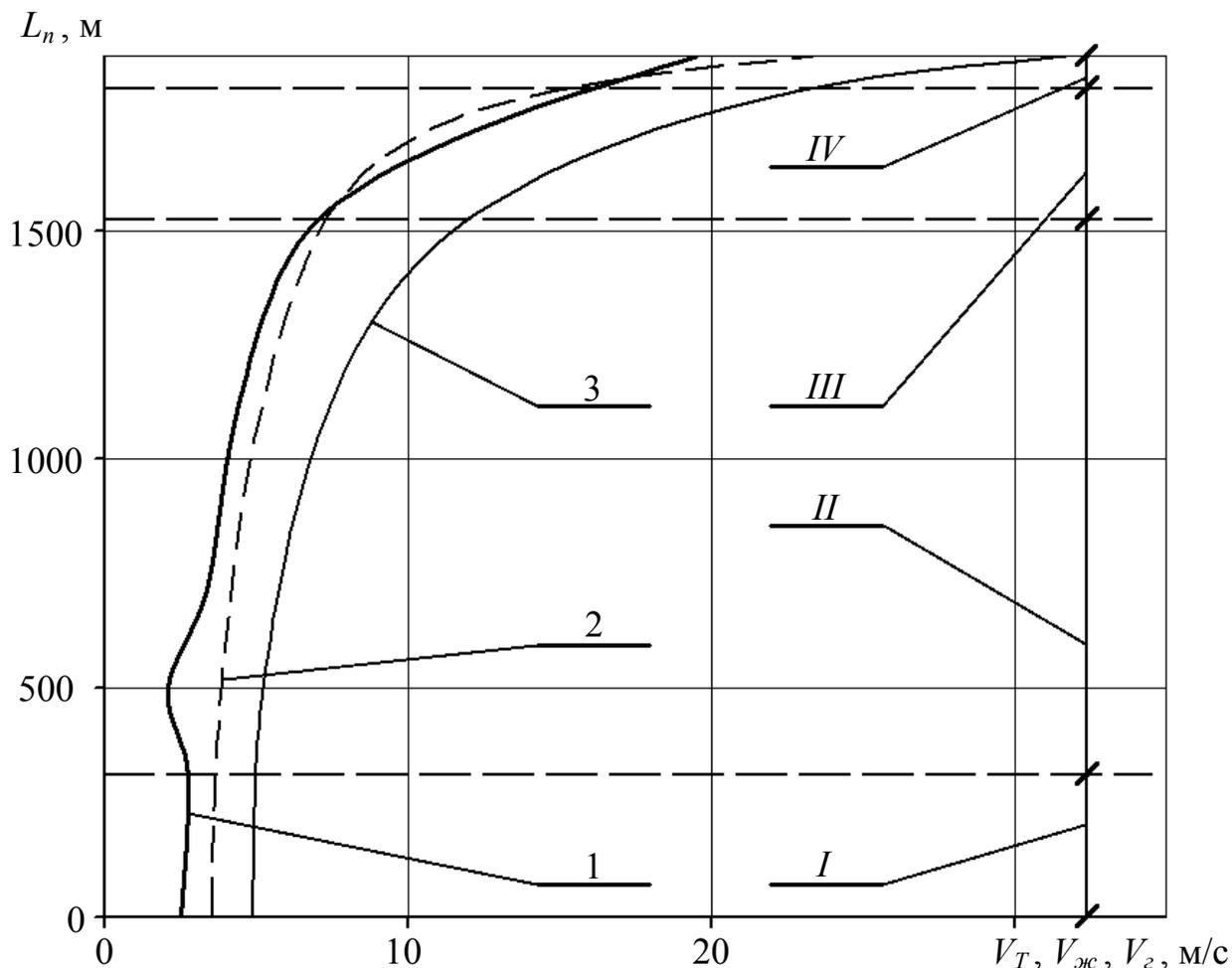


Рисунок 2.26 – Зависимости изменения скоростей твердой, жидкой и газовой фаз по длине подъемного трубопровода

Остановимся более подробно на анализе закономерностей движения твердых частиц при ССТ. На рис. 2.26 и рис. 2.27 (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.

В расчетах максимальные значения скоростей и амплитуд восходящего движения твердых частиц в пределах всех связок достигались на выходах из жидкостных пробок и 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. На рис. 2.26 и 2.27 (а) наименьшая скорость твердых частиц по длине ССТ показывает местоположение минимальной транспортирующей способности снарядного потока.

Ниже описаны наиболее типичные результаты моделирования, полученные при исследовании транспортирования монодисперсных составов частиц шарообразной формы с постоянной плотностью  $\rho_T = 2200 \text{ кг/м}^3$  [41, 111, 114–116].

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.

Условное поперечное сечение трубопровода, в котором фазовая скорость твердых частиц с одинаковыми физико-механическими характеристиками имеет нулевое значение, можно охарактеризовать как «предельное» сечение для данных частиц. Предельное сечение не может быть выше области наименьшей транспортирующей способности потока. Наряду с отсчитываемой от смесителя эрлифта координатой предельного сечения в расчетах более удобно рассматривать расстояние от первого газового снаряда до предельного сечения без учета длины пузырьковой структуры. При этом расстояние от первого газового снаряда до предельного сечения можно охарактеризовать как предельный 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 предельного 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 предельного 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.

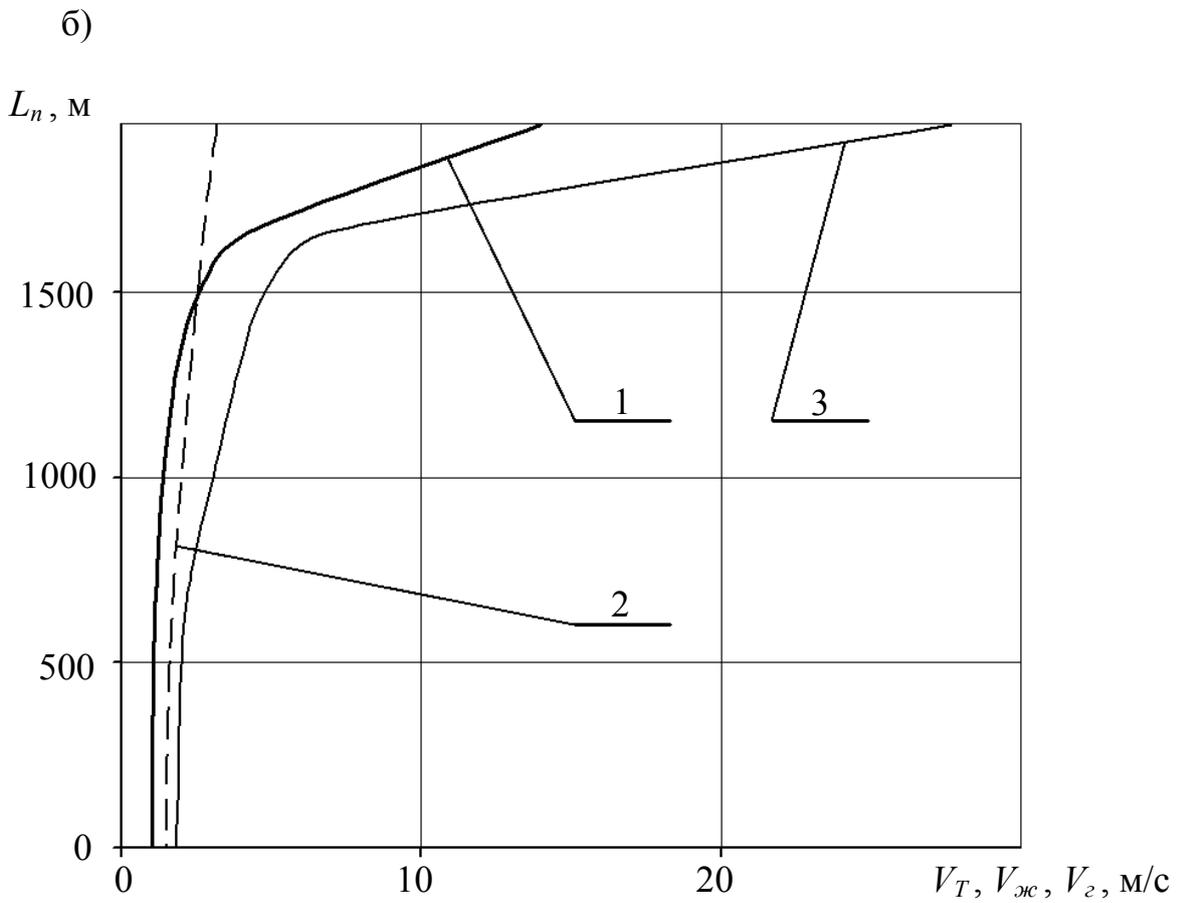
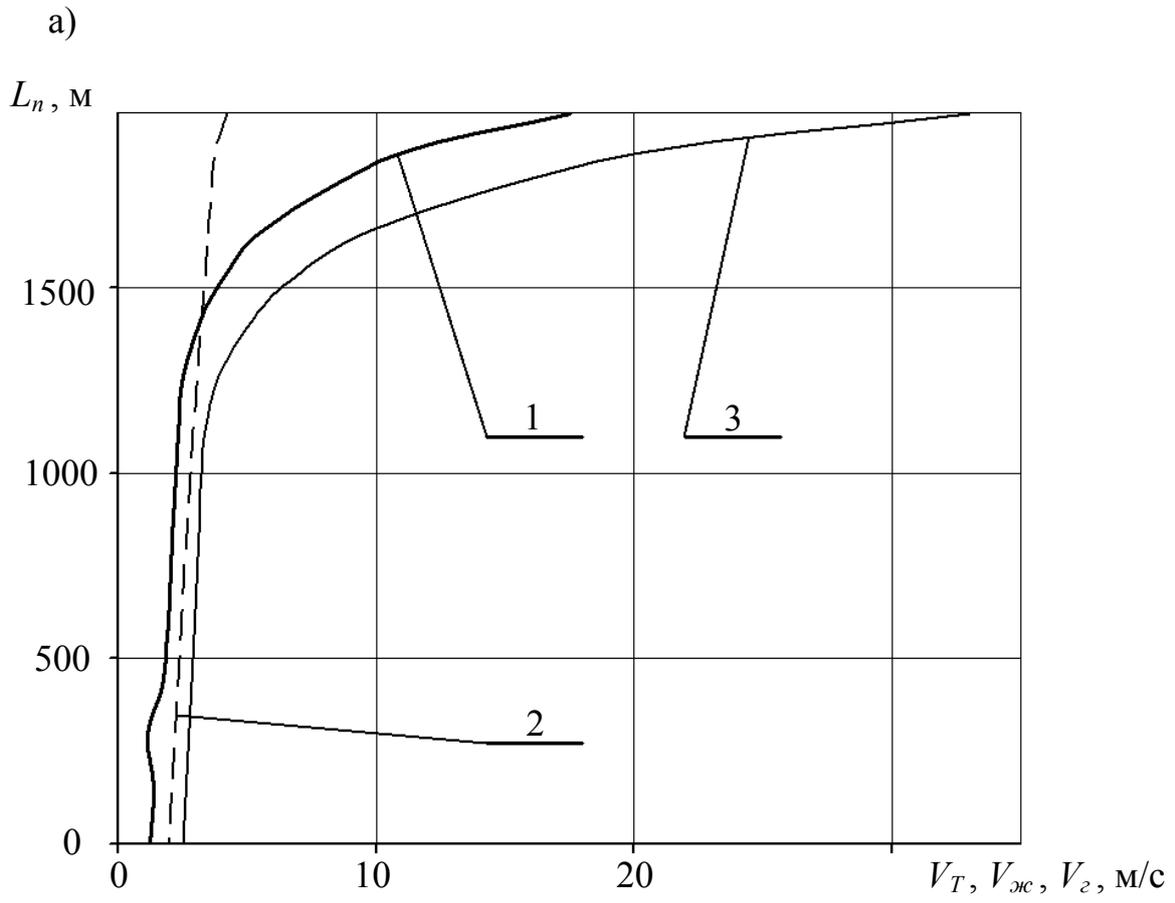


Рисунок 2.27 – Зависимости изменения скоростей фаз по длине подъемного

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 [41, 111, 114]:

- 1) мелкие частицы диаметром до  $0,004 \dots 0,005$  м, осуществляющие непрерывный подъем в жидкостных пробках и газовых снарядах;
- 2) средние частицы диаметром до  $0,02 \dots 0,03$  м, движущиеся скачкообразно с замедлением подъема или почти остановкой в газовых снарядах;
- 3) крупные частицы диаметром до  $0,5 \dots 0,12$  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 [106], 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 предельное сечение в области минимальной транспортирующей способности снарядного потока, расстояние от смесителя до зоны срыва подъема частиц уменьшается.

Местонахождение предельного 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) [41, 111, 114]. 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 [41, 111]). Указанные особенности присущи только снарядной структуре течения. Именно в области предельного 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 [95, 94, 106], 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 главе 2.3. 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 с целью сокращения объема расчетов можно ограничиться вычислением фазовой скорости частиц на расстоянии от зоны возникновения снарядной структуры течения до верхней границы области 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.

## 2.4.2 Исследование влияния специфики транспортирования крупных тяжелых частиц на энергетические параметры гидроподъема

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 жидкости в приемной емкости 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» [106], а для вычисления его величины предлагается следующая формула:

$$\eta_{э.Т} = \frac{N_{н.Т}}{N_2},$$

где  $N_{н.Т}$  – гидравлическая мощность потока твердого материала из подъемного трубопровода;

$N_2$  – изотермическая мощность подводимого к смесителю потока сжатого воздуха,

$$N_{н.Т} = Q_T \cdot g \cdot [(\rho_T - \rho_в) \cdot H_p + \rho_T \cdot H_0],$$

$$N_2 = Q_{2.0} \cdot p_a \cdot \ln \frac{p_{см} + p_a}{p_a},$$

где  $Q_T$  – объемный расход твердой фазы смеси на выходе из подъемного трубопровода, м<sup>3</sup>/с.

Значение «к.п.д. по пульпе» эрлифтного гидроподъема твердого материала будет превышать соответствующее значение «к.п.д. по твердому материалу». Кроме того, расчетное значение «к.п.д. по твердому материалу» также будет завышенным относительно фактического его значения, ввиду не учета потери полной энергии из-за циклического (восходящего-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 [41, 111, 120]. Вычисления с учетом специфики транспортирования твердого материала проводились на основании приведенного в главе 2.3 соответствующего алгоритма. При этом величина диаметра подводящего трубопровода задавалась. Определение параметров потока подъемного трубопровода ГЭГ без учета особенностей транспортирования крупных тяжелых частиц осуществлялось только на основании решаемой численным методом полуэмпирической модели двухфазного пульповоздушного потока [41]. Физико-механические параметры частиц приняты идентичными соответствующим характеристикам ПМК Аравийского месторождения Индийского океана [41, 111]. Возможность агломерации твердого материала в подъемном трубопроводе ГЭГ, а также взаимодействие частиц между собой и со стенками трубопроводов в рамках данных исследований не рассматривались. В расчетах рассмотрен случай транспортирования ПМК диаметром  $d_T = 0,05$  м, а также принято  $D_{подв} = D_n = 0,22$  м, плотность морской воды  $\rho_с = 1028$  кг/м<sup>3</sup> и высота подъема твердого материала над поверхностью водного бассейна  $H_0 = 20$  м.

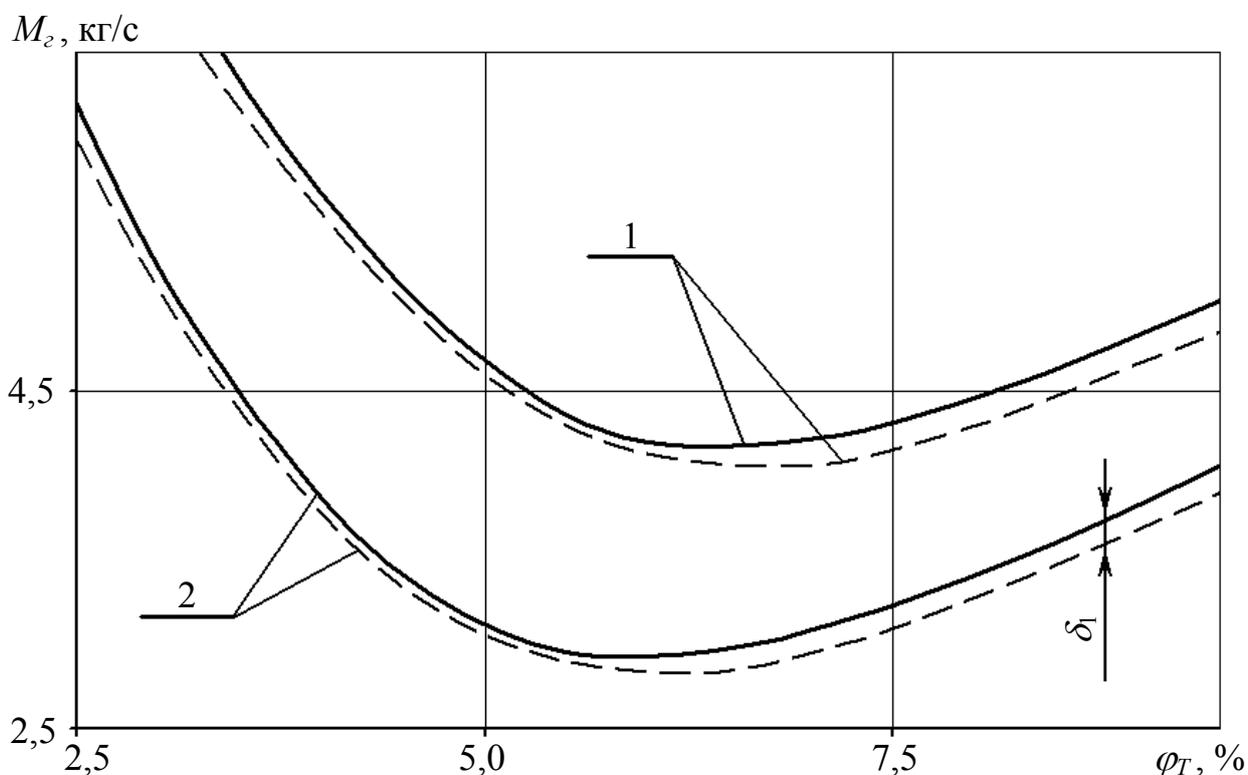


Рисунок 2.28 – Зависимости массового расхода воздуха от концентрации твердой фазы в потоке пульпы подводящего трубопровода

Полученные результаты расчетов выборочно проиллюстрированы на рис. 2.28–2.32. Полученные с учетом и без учета специфики транспортирования твердого материала зависимости в представленных ниже графических построениях отображены соответственно сплошными и пунктирными линиями.

На рис. 2.28 представлены зависимости изменения массового расхода воздуха  $M_2$  от объемной истинной 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 концентрацией твердой фазы. Учет особенностей транспортирования твердых тяжелых частиц указывает на необходимость повышения величин минимальных расходов воздуха на 4...6 % для обеспечения соответствующих им рациональных концентраций. Разность между результатами расчетов с учетом и без учета динамики транспортирования частиц в снарядном потоке  $\delta_1$  возрастает с увеличением концентрации твердой фазы в потоке пульпы подводящего трубопровода. Это объясняется возрастанием количества аккумулялированной в снарядной структуре течения твердой фазы.

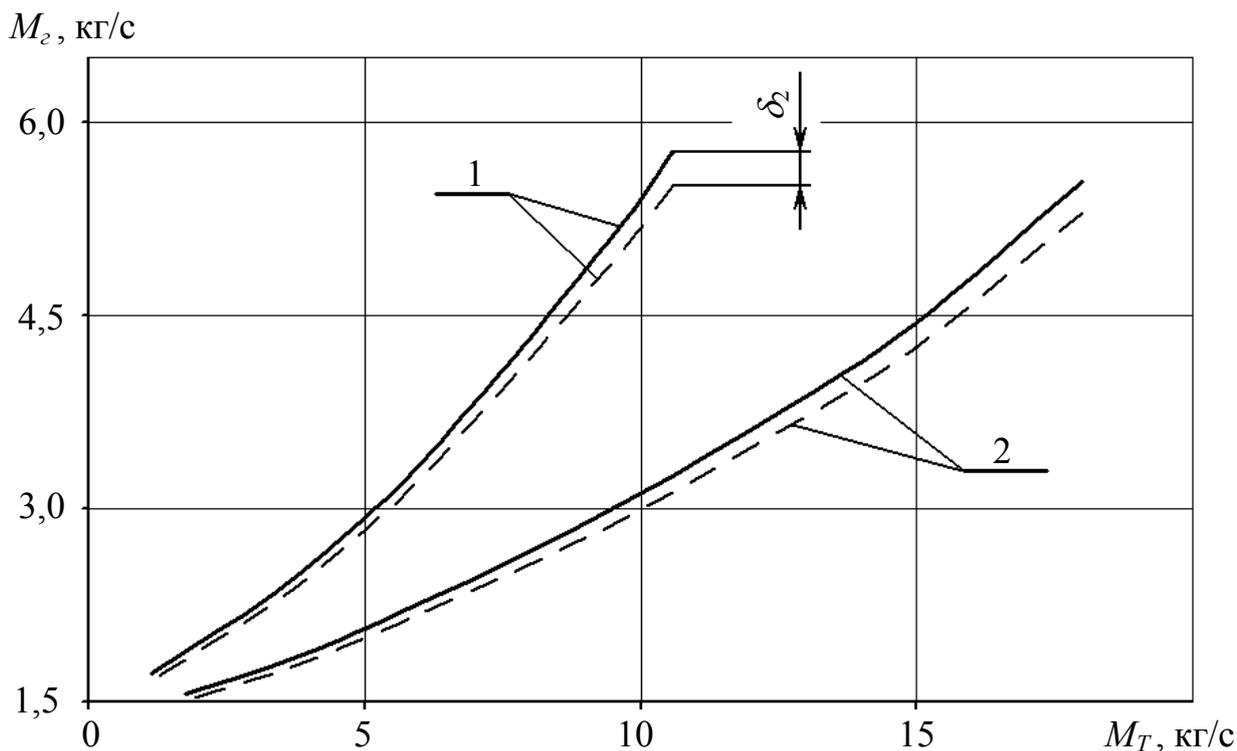


Рисунок 2.29 – Зависимости массового расхода воздуха от массового расхода твердой фазы для различных глубин разработки месторождения

На рис. 2.29 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. Таким образом, 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 [41, 111, 114].

Рис. 2.30 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 истинной концентрации твердой фазы в потоке пульпы подводящего трубопровода 6 % и 5 % (соответствующие кривые 1 и 2).

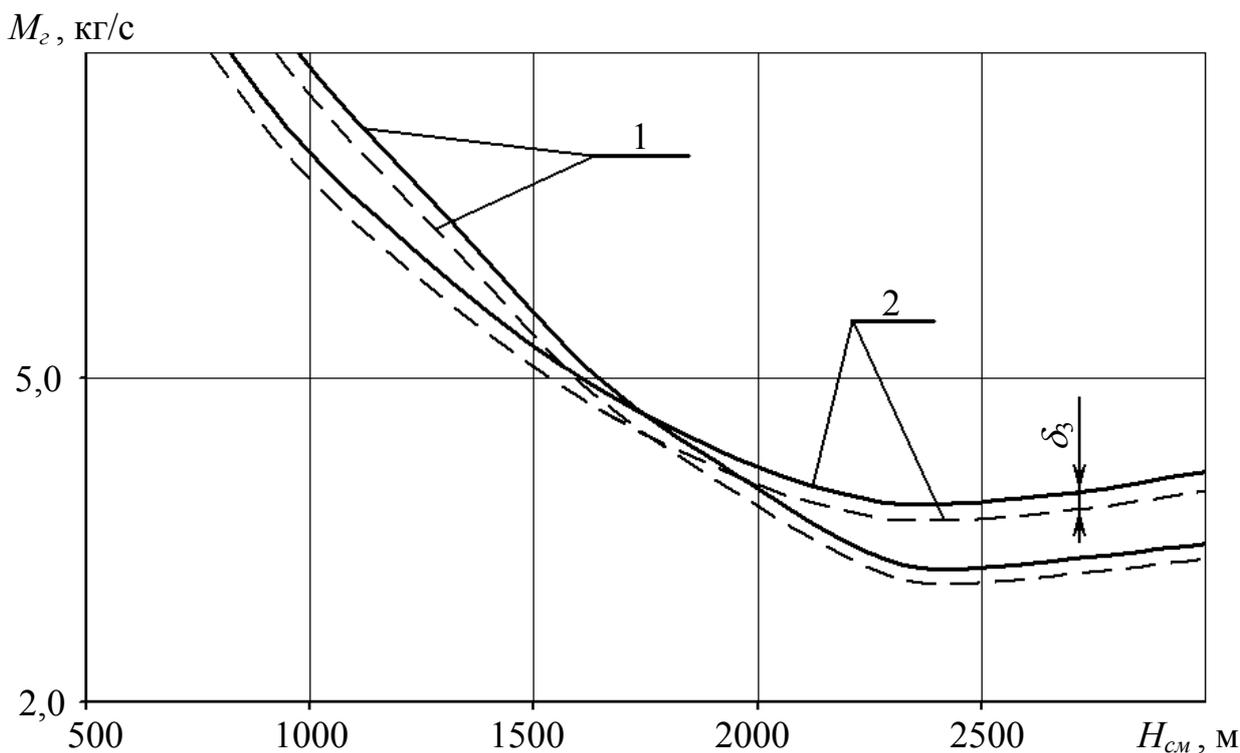


Рисунок 2.30 – Зависимости массового расхода воздуха от глубины погружения смесителя

Из графиков следует, что каждой величине глубины погружения смесителя соответствует рациональный расход подводимого к смесителю воздуха. Значения массового расхода воздуха, определенные с учетом специфики транспор-

тирования 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.

На рис. 2.31 отображены зависимости изменения удельной энергоемкости  $N$  от массового расхода твердого материала  $M_T$  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. 2.29 случае. Увеличение глубины разработки месторождения повышает затрачиваемую на подъем твердого материала удельную энергоемкость. Расчеты с учетом особенностей транспортирования крупных тяжелых частиц показывают на увеличение удельной энергоемкости вследствие получения результатов с повышенным расходом воздуха. Разность результатов расчета  $\delta_4$  с учетом и без учета специфики транспортирования ПМК возрастает с увеличением расхода твердой фазы в подъемном трубопроводе, что объясняется возрастанием количества аккумулированного в снарядной структуре течения твердого материала.

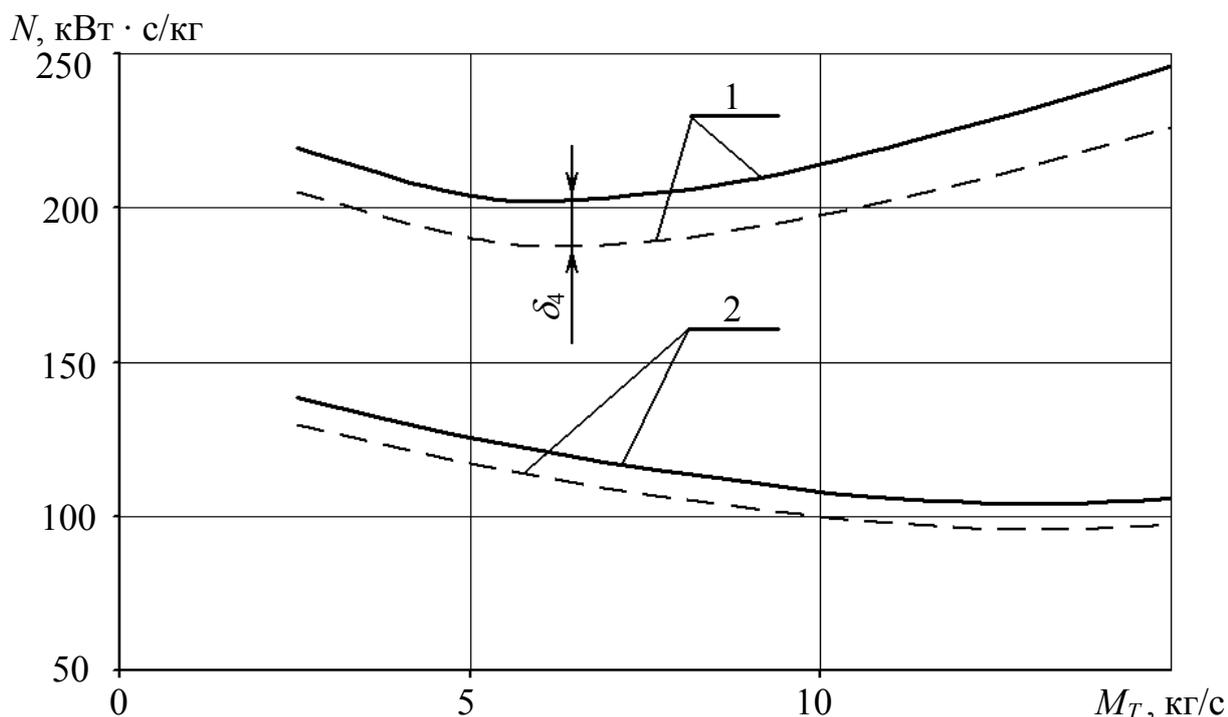


Рисунок 2.31 – Зависимости удельной энергоемкости от массового расхода твердого для различных глубин разработки месторождения

На рис. 2.32 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 погру-

жения смесителя приняты идентичными величинам аналогичных параметров в рассмотренном на рис. 2.29 случае. Зависимости показывают, что для гидроподъема ПМК монодисперсного состава с диаметром частиц 0,05 м расчеты без учета специфики транспортирования твердой фазы ошибочно завышают к.п.д. установки по твердому материалу на 2...4 %.

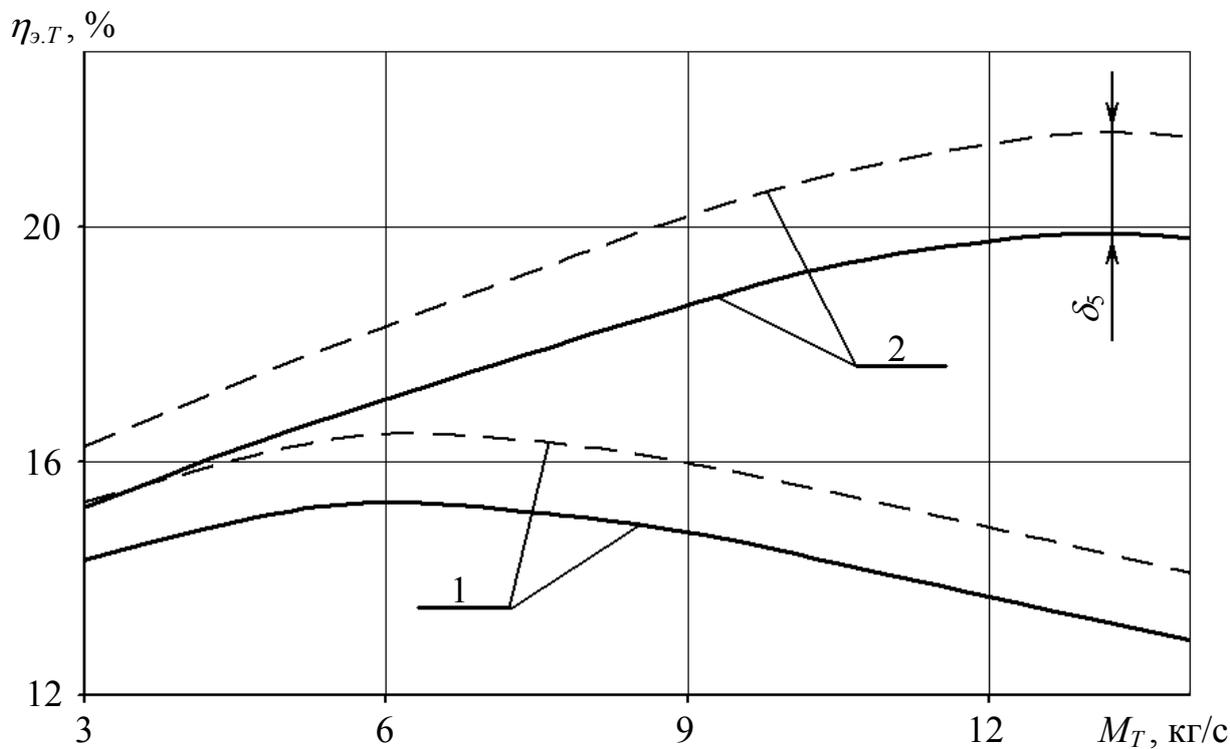


Рисунок 2.32 – Зависимости к.п.д. гидроподъема от массового расхода твердого материала для различных глубин разработки месторождения

Из рассмотренных выше зависимостей следует, что величина расхода воздуха, полученная для гидроподъема ПМК диаметром 0,05 м на основании расчета без учета специфики транспортирования частиц, не обеспечивает заданную производительность ГЭГ по твердому материалу. Очевидно, что аналогичный расчет параметров глубоководного гидроподъема 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 снаряженным потоком. Данное явление по результатам экспертизы Международной академии автора 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». Учет возможности возникновения данного явления при проектировании и эксплуатации эрлифтных гидроподъемов минерального сырья в составе МГК позволит предотвратить аварийные ситуации, связанные с забуртовкой транспортного трубопровода твердым материалом.

### 3 РАЗРАБОТКА МЕТОДОВ РАСЧЕТА ДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В НАСОСНЫХ И ЭРЛИФТНЫХ СИСТЕМАХ

#### 3.1 Прогрессивные методы расчета нестационарных течений в гидросистемах

В настоящее время регулярные методы расчета динамики многофазных смесей находятся в стадии разработки. Вероятно, методы расчета динамических параметров гетерогенных потоков должны учитывать тенденции развития аналогичных методов для однородной жидкости. Кроме того, в глубоководных гидроподъемах кроме многофазных потоков имеют место и однофазные течения (процессы запуска и останова). Поэтому глава 3.1 посвящена рассмотрению гидродинамики однофазного потока.

##### 3.1.1 Метод характеристик

Разработка методов расчета динамики многофазных потоков ввиду принципиальных особенностей и значительной трудоемкости подразумевает многоэтапность в плане их усовершенствования и достраивания, поэтому в качестве отправного пункта обратимся к классическим методам моделирования динамических процессов при транспортировании однородной жидкости.

Магистраль гидросистем в большинстве случаев состоит из цилиндрических труб постоянного поперечного сечения. Система уравнений нестационарного движения жидкости в таких трубах имеет вид [38]:

$$\frac{\partial p}{\partial t} + V \frac{\partial p}{\partial x} + \rho c^2 \frac{\partial V}{\partial x} = 0, \quad (3.1)$$

$$\frac{\partial V}{\partial t} + V \frac{\partial V}{\partial x} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} - g \cdot \sin \alpha - \frac{2C_f}{d} |V|V, \quad (3.2)$$

где  $V$  – скорость течения (средняя по поперечному сечению);

$\rho$  – плотность движущейся жидкости;

$c$  – скорость Жуковского (скорость распространения малых возмущений в жидкости с учетом податливости стенок трубопровода);

$d$  – диаметр трубопровода;

$C_f$  – коэффициент потерь на трение;

$\alpha$  – угол наклона трубы к горизонтальной плоскости;

$x$  – координата, отсчитываемая вдоль оси трубопровода.

Скорость Жуковского  $c$  равна

$$c = \sqrt{\frac{K}{\rho}}, \quad (3.3)$$

где  $K$  – модуль объемного сжатия.

При выводе выражения для скорости Жуковского обычно обращаются к закону Гука:

$$\rho = \rho_0 \left( 1 + \frac{p_c - p_{c0}}{K_{ж}} \right), \quad (3.4)$$

где  $\rho_0$  – плотность при статическом давлении  $p_{c0}$ ;

$p_c$  – статическое давление;

$K_{ж}$  – модуль объемного сжатия жидкости.

Стенки труб предполагаются упругими, и поэтому площадь поперечного сечения трубы зависит от давления также по закону Гука, т.е.

$$F(x, t) = F_0(x) \cdot \left( 1 + e \frac{p_c - p_{c0}}{E} \right),$$

где  $F_0(x)$  – площадь проходного сечения трубы при давлении  $p_{c0}$ ;

$e$  – безразмерный коэффициент, зависящий от формы поперечного сечения трубы и толщины стенок;

$E$  – модуль Юнга материала трубопровода.

Последние два выражения справедливы лишь при

$$p_c - p_{c0} \ll K_{ж} \quad \text{и} \quad e(p_c - p_{c0}) \ll E,$$

поэтому в указанном диапазоне их можно представить в виде

$$\rho = \rho_0 \exp \frac{p_c - p_{c0}}{K_{ж}}, \quad F = F_0 \exp \frac{e(p_c - p_{c0})}{E},$$

то есть

$$\rho F = \rho_0 F_0 \exp \frac{p_c - p_{c0}}{K},$$

где  $K$  – приведенный модуль объемного сжатия, учитывающий упругость, как самой жидкости, так и стенок трубы,

$$K = \frac{K_{ж}}{1 + e \frac{K_{ж}}{E}}. \quad (3.5)$$

Таким образом

$$c = \sqrt{\frac{K}{\rho}} = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{c_0^2} + e \frac{\rho}{E}}}, \quad (3.6)$$

где  $c_0 = \sqrt{\frac{K_{жс}}{\rho}}$  – скорость звука в жидкости в неограниченном пространстве.

Метод характеристик является численным методом, который наиболее полно может учесть наличие трения в трубопроводах и нелинейных эффектов для произвольных систем трубопроводов с любым числом и функциональным назначением элементов автоматики и турбомашин.

Приведем краткое изложение метода характеристик в авторской интерпретации.

Рассмотрим сначала протяженный участок гидросхемы (между двумя элементами арматуры), и будем предполагать, что на этом участке сохраняются постоянными  $d$ ,  $c$ ,  $F$ ,  $C_f$  (угол наклона трубопровода  $\alpha$  в принципе может быть переменным, но он должен быть известным в зависимости от  $x$ ). Ось  $x$  направим вдоль оси трубы. Введем в уравнения (3.1) и (3.2) вместо скорости  $V$  объемный расход

$$q = VF,$$

где  $F$  – площадь проходного поперечного сечения трубопровода.

Система (3.1), (3.2) теперь запишется в виде:

$$\frac{\partial p}{\partial t} + \frac{q}{F} \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\rho c^2}{F} \frac{\partial q}{\partial x} = 0, \quad (3.7)$$

$$\frac{\partial q}{\partial t} + \frac{q}{F} \frac{\partial q}{\partial x} + \frac{F}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} = -F \cdot g \cdot \sin \alpha - \frac{2C_f |q|q}{d \cdot F}. \quad (3.8)$$

Система уравнений (3.7), (3.8) является гиперболической системой в частных производных для двух искомых функций  $p(x,t)$  и  $q(x,t)$ . По физическому смыслу локальные сопротивления являются местами разрыва давления, но расход на таких элементах непрерывен. Точно так же, если в гидросистеме находится турбина или насос, то, отвлекаясь от геометрических размеров, такие объекты можно считать локальными элементами с разрывом давления (между входом и выходом).

Как известно, понятие характеристик возникает при рассмотрении задачи Коши для системы уравнений. Рассмотрим в плоскости переменных  $(x,t)$  некоторую кривую

$$x = f(t) , \quad (3.9)$$

и будем считать, что на ней заданы значения искомым функций  $p(x,t)$  и  $q(x,t)$ , т.е. задано

$$p = p(t, f(t)) , \quad q = q(t, f(t)) . \quad (3.10)$$

Задача Коши заключается в определении функций  $p$  и  $q$  в окрестности начальной кривой (3.9) по заданным начальным значениям этих функций (3.10) на кривой (3.9) при помощи системы дифференциальных уравнений (3.7), (3.8).

Для того чтобы решить задачу Коши в окрестности начальной кривой (3.9), необходимо иметь возможность найти из системы уравнений (3.7), (3.8) и начальных условий (3.10) все частные производные искомым функций

$\frac{\partial p}{\partial t}$ ,  $\frac{\partial p}{\partial x}$ ,  $\frac{\partial q}{\partial t}$  и  $\frac{\partial q}{\partial x}$  в точках на начальной кривой (3.10). (Если удастся

найти все первые производные, то тогда, нетрудно показать, можно найти все производные более высокого порядка и решить задачу Коши в окрестности начальной кривой при помощи разложения в ряд Тейлора).

Если кривая (3.9) такова, что в ее окрестности удастся решить локальную задачу Коши (т.е. удастся при помощи системы дифференциальных уравнений (3.7), (3.8) и начальных условий (3.10) вычислить все

производные  $\frac{\partial p}{\partial t}$ ,  $\frac{\partial p}{\partial x}$ ,  $\frac{\partial q}{\partial t}$  и  $\frac{\partial q}{\partial x}$  на кривой (3.9)), то такая кривая является

обыкновенной кривой (3.9) такова, что в ее окрестности задача Коши является неопределенной (т.е. не удастся найти все указанные производные), то такая кривая называется характеристикой. В окрестности характеристической кривой задача Коши является неопределенной из-за недостатка начальных данных, заданных только на этой кривой. Задача в окрестности характеристики становится определенной только в случае задания дополнительных данных, кроме данных, заданных на ней. Из сказанного следует, что характеристики являются местом «склейки» различных решений (т.е. в данном случае различных гидродинамических течений), то есть, если с одной стороны от характеристики течение задано, то с другой стороны оно, в принципе, может быть любым.

Найдем дифференциальные уравнения для определения характеристических кривых (3.9) и те условия, которые должны выполняться на этих кривых.

Пусть начальные данные (3.10) заданы; тогда

$$\frac{dp}{dt} = \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial p}{\partial x} f' , \quad \frac{dq}{dt} = \frac{\partial q}{\partial t} + \frac{\partial q}{\partial x} f' . \quad (3.11)$$

Подчеркнем, что если  $p$  и  $q$  на кривой  $x = f(t)$  заданы в виде (3.10), то известны только  $\frac{dp}{dt}$  и  $\frac{dq}{dt}$ , а частные производные  $\frac{\partial p}{\partial t}$ ,  $\frac{\partial p}{\partial x}$  и т.д. по отдельности не известны.

Выразим производные  $\frac{\partial p}{\partial t}$  и  $\frac{\partial q}{\partial t}$  из (3.11):

$$\frac{\partial p}{\partial t} = \frac{dp}{dt} - \frac{\partial p}{\partial x} f', \quad \frac{\partial q}{\partial t} = \frac{dq}{dt} - \frac{\partial q}{\partial x} f', \quad (3.12)$$

и подставим эти выражения в систему (3.7), (3.8). Получим

$$\left( \frac{q}{F} - f' \right) \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\rho c^2}{F} \frac{\partial q}{\partial x} = A_1, \quad (3.13)$$

$$\frac{F}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \left( \frac{q}{F} - f' \right) \frac{\partial q}{\partial x} = A_2, \quad (3.14)$$

где обозначено

$$A_1 = -\frac{dp}{dt}, \quad A_2 = -\frac{dq}{dt} - F \cdot g \cdot \sin \alpha - \frac{2C_f |q|q}{d \cdot F}. \quad (3.15)$$

Выражения (3.13) и (3.14) в каждой точке начальной кривой (3.9) можно рассматривать как алгебраическую систему для определения производных  $\frac{\partial p}{\partial x}$ ,  $\frac{\partial q}{\partial x}$ . Если определитель этой системы

$$\Delta = \begin{vmatrix} \frac{q}{F} - f' & \frac{\rho c^2}{F} \\ \frac{F}{\rho} & \frac{q}{F} - f' \end{vmatrix} \quad (3.16)$$

не равен нулю, то тогда из (3.13) и (3.14) находятся производные  $\frac{\partial p}{\partial x}$  и  $\frac{\partial q}{\partial x}$ , а

из (3.12) – производные  $\frac{\partial p}{\partial t}$  и  $\frac{\partial q}{\partial t}$ . В этом случае задача Коши в окрестности начальной кривой (3.9) разрешима (случай, когда кривая (3.9) – обыкновенная). Если же кривая (3.9) такова, что определитель (3.16) равен нулю  $\Delta = 0$ , то производные  $\frac{\partial p}{\partial x}$  и  $\frac{\partial q}{\partial x}$  из системы (3.13) и (3.14) не могут быть вычислены.

При этом, чтобы задача была совместной (т.е. чтобы течение в окрестности

кривой физически могло существовать), нужно чтобы одновременно обращался в нуль еще и определитель, полученный при помощи замены в  $\Delta$  любого столбца столбцом из правых частей. В этом случае кривая (3.9) является характеристикой.

Таким образом, для того чтобы кривая (3.9) была характеристикой, должны выполняться следующие два условия

$$\begin{vmatrix} \frac{q}{F} - f' & \frac{\rho c^2}{F} \\ \frac{F}{\rho} & \frac{q}{F} - f' \end{vmatrix} = 0, \quad (3.17)$$

$$\begin{vmatrix} A_1 & \frac{\rho c^2}{F} \\ A_2 & \frac{q}{F} - f' \end{vmatrix} = 0. \quad (3.18)$$

Раскрывая определитель (3.17), получим

$$\left(\frac{q}{F} - f'\right)^2 - c^2 = 0 \quad \text{или} \quad f'_{1,2} = \frac{q}{F} \pm c = V \pm c. \quad (3.19)$$

Это выражение показывает, что на плоскости  $(x,t)$  существует два характеристических направления

$$\left(\frac{dx}{dt}\right)_1 = f'_1 = V + c, \quad (3.20)$$

$$\left(\frac{dx}{dt}\right)_2 = f'_2 = V - c. \quad (3.21)$$

Выражения (3.20) и (3.21) можно рассматривать как дифференциальные уравнения характеристических кривых на плоскости  $(x,t)$ . Кривые, на которых выполняется условие (3.20), будем называть характеристиками 1-го семейства; соответственно характеристиками второго семейства называются кривые, на которых выполняется соотношение (3.21).

Физический смысл формул (3.20) и (3.21) заключается в том, что в гидропроводе существует два фронта распространения волн возмущений: один перемещается вдоль оси  $x$  со скоростью  $V + c$ , а другой – со скоростью  $V - c$ . Если труба не очень податлива, то обычно  $V < c$ , и это означает, что существуют волны возмущения, которые бегут вдоль положительного направления оси  $x$  (вниз по потоку) со скоростью  $V + c$ , и есть волны, которые бегут вдоль отрицательной оси  $x$  (вверх по потоку, навстречу потоку) со скоростью  $V - c$ . Если  $c \gg V$ , то при расчетах можно пренебречь величиной  $V$  и

можно считать, что волны распространяются по потоку и против потока со скоростью Жуковского  $c$ .

Из (3.18) имеем соотношение

$$\left(\frac{q}{F} - f'\right)A_1 - \frac{\rho c^2}{F}A_2 = 0 ,$$

которое должно выполняться на характеристических линиях. Подставив сюда  $f'_1 = \frac{q}{F} + c$ , получим

$$\frac{dp}{dt} + \frac{\rho c}{F} \frac{dq}{dt} + \rho c \left( g \cdot \sin \alpha + \frac{2C_f |q|q}{d \cdot F^2} \right) = 0 ,$$

или

$$dp + \frac{\rho c}{F} dq + \rho c \left( g \cdot \sin \alpha + \frac{2C_f |q|q}{d \cdot F^2} \right) dt = 0 . \quad (3.22)$$

Это условие выполняется на характеристических кривых первого семейства (3.20). На характеристических кривых второго семейства (3.21) выполняется условие:

$$-dp + \frac{\rho c}{F} dq + \rho c \left( g \cdot \sin \alpha + \frac{2C_f |q|q}{d \cdot F^2} \right) dt = 0 . \quad (3.23)$$

Таким образом, в каждом участке трубопровода имеется две системы волн возмущения:

а) волны, которые переносят возмущение вниз по потоку со скоростью  $V + c$ ; на фронте каждой такой волны между параметрами  $p$  и  $q$  существует взаимосвязь (3.22);

б) волны, которые переносят возмущение против потока со скоростью  $V - c$ ; на фронте каждой такой волны выполняется связь между параметрами  $p$  и  $q$ , которая задается уравнением (3.23).

Выражения (3.22) и (3.23) называются характеристическими условиями или условиями совместности.

Уравнения характеристик (3.20), (3.21) и условия совместности (3.22), (3.23) полностью заменяют исходную систему дифференциальных уравнений (3.2), (3.6), и выгодно отличаются от нее тем, что представляют собой систему в полных дифференциалах.

Последний факт лежит в основе численной процедуры, используемой для решения характеристической системы уравнений.

### 3.1.2 Численный метод характеристик

Как было показано в п. 3.1.1, в гидросистеме существует два семейства характеристик, на которых выполняются определенные условия, а именно:

– первое семейство:

$$dx = \left( \frac{q}{F} + c \right) dt, \quad (3.24)$$

$$dp + \frac{\rho c}{F} dq + \Phi dt = 0; \quad (3.25)$$

– второе семейство:

$$dx = \left( \frac{q}{F} - c \right) dt, \quad (3.26)$$

$$-dp + \frac{\rho c}{F} dq + \Phi dt = 0, \quad (3.27)$$

где введено обозначение

$$\Phi = \rho c \left( g \cdot \sin \alpha + \frac{2C_f |q|q}{d \cdot F^2} \right).$$

В основу численного метода решения нестационарных уравнений положена конечно-разностная аппроксимация характеристической системы уравнений (3.25), (3.27).

Общая процедура численного метода характеристик построена на использовании решения нескольких элементарных задач.

Для удобства рассуждений будем пользоваться фазовой плоскостью  $(x, t)$  (рис. 3.1).

Первая элементарная задача. Пусть гидродинамические параметры известны в момент времени  $t_1$  в двух близких точках  $A$  и  $B$ . Найдем параметры в точке  $D$  пересечения характеристик разных семейств  $AD$  и  $BD$ , выходящих из точек  $A$  и  $B$ .

Изобразим точки  $A$ ,  $B$ , и  $D$  на фазовой плоскости.

Проведем из точки  $A$  элемент характеристики первого семейства, для чего дифференциальное уравнение (3.24) заменим в первом приближении конечно разностным соотношением:

$$x - x_A = \left( \frac{q}{F} + c \right)_A (t - t_A). \quad (3.28)$$

На самом деле прямая (3.28) является уравнением касательной в точке  $A$  к характеристике первого семейства, проходящей через эту точку.

Точно так же проведем через точку  $B$  прямую, касательную к характеристике второго семейства, проходящей через точку  $B$ , заменив уравнение (3.26) конечно-разностным:

$$x - x_B = \left( \frac{q}{F} + c \right)_B (t - t_B). \quad (3.29)$$

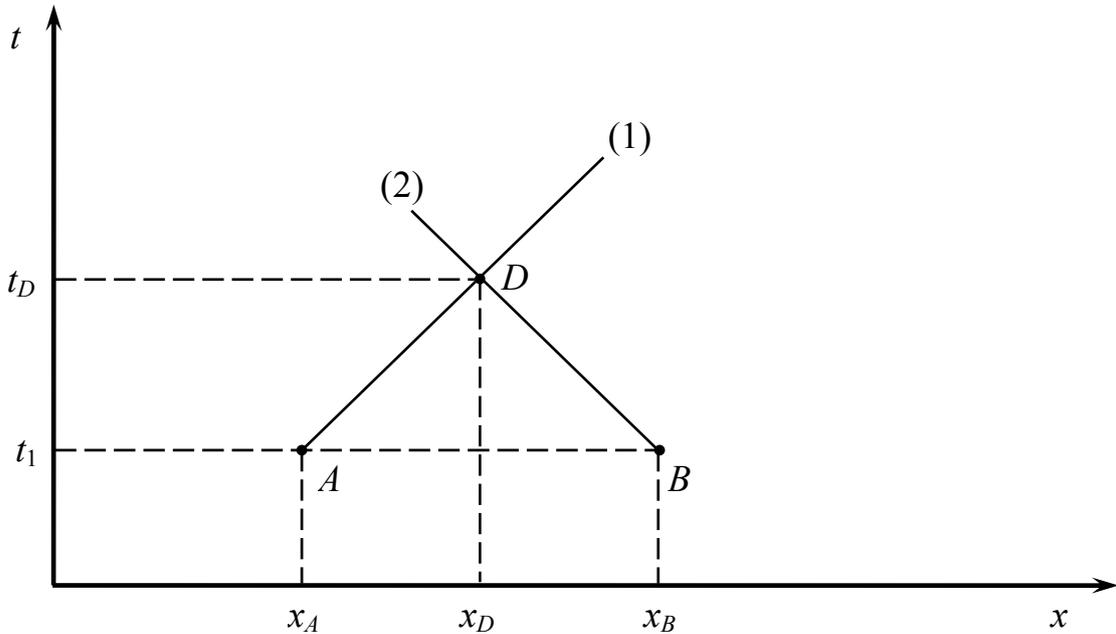


Рисунок 3.1 – Схема к решению первой элементарной задачи метода характеристик

Совместное решение этих двух уравнений определяет координаты  $x_D, t_D$  точки пересечения  $D$  элементов характеристик  $AD$  и  $BD$  на плоскости  $(x, t)$ , или, говоря физическим языком, момент встречи  $t_D$  и место встречи  $x_D$  фронтов прямой и обратной волн, вышедших в момент времени  $t_1 = t_A = t_B$  соответственно из точек  $A$  и  $B$ .

Заметим, что определитель системы (3.28), (3.29) равен

$$\Delta_1 = \begin{vmatrix} 1 & -\left(\frac{q}{F} + c\right)_A \\ 1 & -\left(\frac{q}{F} - c\right)_B \end{vmatrix} = \left(\frac{q}{F} + c\right)_A - \left(\frac{q}{F} - c\right)_B = \left(\frac{q}{F}\right)_A - \left(\frac{q}{F}\right)_B + c_A + c_B$$

и при достаточно близких точках  $A$  и  $B$  не может обращаться в нуль, поскольку при  $B \rightarrow A$  имеем  $\Delta \rightarrow 2c_A$ .

Заменим теперь характеристические условия (3.25) вдоль характеристики первого семейства  $AD$  конечно-разностным соотношением

$$p_D - p_A + \left(\frac{\rho c}{F}\right)_A (q_D - q_A) + \Phi_A(t_D - t_1) = 0, \quad (3.30)$$

а условие (3.27) вдоль элемента характеристики второго семейства  $BD$  – соотношением:

$$-(p_D - p_B) + \left(\frac{\rho c}{F}\right)_B (q_D - q_B) + \Phi_B(t_D - t_1) = 0. \quad (3.31)$$

Поскольку  $t_D$  определено уже из решения системы (3.28), (3.29), то уравнения (3.30), (3.31) представляют собой систему для определения величин  $p_D$  и  $q_D$ . Заметим, что определитель этой системы

$$\Delta_2 = \begin{vmatrix} 1 & \left(\frac{\rho c}{F}\right)_A \\ -1 & \left(\frac{\rho c}{F}\right)_B \end{vmatrix} = \left(\frac{\rho c}{F}\right)_A + \left(\frac{\rho c}{F}\right)_B = 2\frac{\rho c}{F}$$

не обращается в нуль (на рассматриваемом участке трубопровода мы считаем  $c$  и  $F$  постоянными).

Таким образом, первая элементарная задача всегда разрешима и позволяет найти параметры течения в момент времени  $t_D > t_1$  в точке  $x_D$ , в которой встречаются фронты двух волн, вышедших из точек  $A$  и  $B$  навстречу друг с другом.

Вторая элементарная задача. Известны параметры течения в точке  $K$  в момент времени  $t_1$  слева от сосредоточенного элемента арматуры, расположенного при  $x = l$ . Требуется, зная динамический закон этого элемента, найти параметры течения на этом элементе в момент  $t_N$  прихода к нему прямой волны из точки  $K$  (см. рис 3.2).

Как и ранее, пользуясь уравнением (3.24), запишем уравнение касательной к характеристике 1-го семейства в точке  $K$ :

$$x - x_K = \left(\frac{q}{F} + c\right)_K (t - t_K), \quad (3.32)$$

и пользуясь тем, что местоположение сосредоточенного элемента фиксировано, т.е.  $x_N = x_M = l$ , из (3.32) найдем время прихода фронта прямой волны от точки  $K$  к данному элементу ( $t_N$ ):

$$t_N = \frac{l - x_K}{\left(\frac{q}{F} + c\right)_K} + t_K .$$

Вдоль участка  $KN$  характеристики 1-го семейства имеет место соотношение (3.25), которое в конечно-разностном виде аналогично (3.30) имеет вид:

$$p_N - p_K + \left(\frac{\rho c}{F}\right)_K (q_N - q_M) + \Phi_A(t_N - t_1) = 0 . \quad (3.33)$$

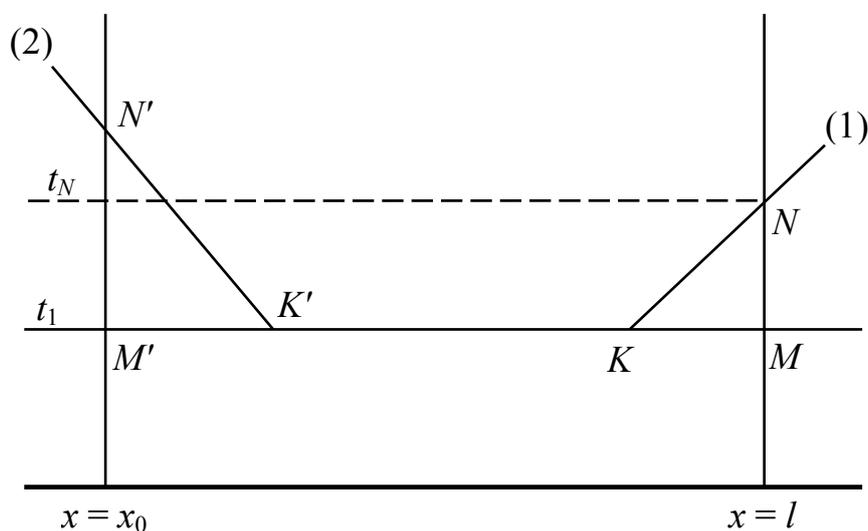


Рисунок 3.2 – Схема к решению второй элементарной задачи метода характеристик

Это уравнение содержит две неизвестных величины  $p_N$  и  $q_N$  и для их определения нужно знать динамический закон рассматриваемого элемента арматуры, т.е. его динамическую характеристику (просьба не путать с используемым здесь понятием «характеристик дифференциальных уравнений»).

Во многих ситуациях динамический закон сосредоточенного элемента может быть представлен в виде:

$$p'' - p' = f(q) , \quad (3.34)$$

где  $p''$  – давление на выходе;

$p'$  – давление на входе в данный элемент.

Такой вид, например, имеет формула Вайсбаха для определения потерь давления на произвольном местном сопротивлении. В таком же виде можно представить «расходно-напорную характеристику» турбины или насоса,

включенных в гидросеть, если число оборотов фиксировано; если же число оборотов турбины или насоса  $n$  изменяется с течением времени  $n = n(t)$ , то вместо (3.34) можно записать

$$p'' - p' = f(n(t), q) = f(t, q) . \quad (3.35)$$

В несколько ином виде записывается динамический закон для таких элементов как редуктор давления или регулировочный кран, у которых проходное сечение меняется под действием перепада давления, упругих сил пружин и сил трения.

Предположим, что элемент, рассматриваемый во второй элементарной задаче, принадлежит к типу, для которых динамический закон имеет вид (3.34). Кроме того, предположим, что давление на выходе за элементом известно  $P'' = P_0''$ .

В указанном случае имеем

$$p = p_0'' - f(q) , \quad (3.36)$$

где через  $p$  обозначено давление со стороны подводящего трубопровода. Поскольку временной интервал  $(t_N - t_1)$  рассматривается как малый, то закон (3.36) можно линеаризовать:

$$p_N = p_M + \left( \frac{\partial p}{\partial q} \right)_M (q_N - q_M) = p_0'' - f(q_M) - f'(q_M)(q_N - q_M) . \quad (3.37)$$

Решая это уравнение совместно с (3.33), находим значения  $p_N$  и  $q_N$  в момент времени  $t_N$ .

Аналогичным образом решается вторая элементарная задача и для случая, когда локальный элемент с динамическим законом типа (3.34) находится в точке  $x = 0$  выше по потоку от точки  $K'$ . В этом случае следует рассмотреть элемент характеристики второго семейства  $K'N'$  и конечно-разностную аппроксимацию условия (3.27) на  $K'N'$ .

Третья элементарная задача. В пределах линий (не на концах) расположен локальный элемент с динамическим законом вида (3.35):

$$p'' - p' = f(t, q) . \quad (3.38)$$

Требуется найти параметры на этом элементе в последующий момент времени, если в предыдущий момент времени  $t_1$  эти параметры слева и справа на участках линии известны.

Такому закону, как уже говорилось, удовлетворяет турбина или насос в процессе раскрутки, стационарного режима и выключения, а также некоторые элементы автоматики.

Пусть рассматриваемый элемент расположен в точке  $x = x_0$  (трубопровод до и за этим элементом может иметь различные геометрические и механические характеристики), (рис. 3.3).

Выберем в момент времени  $t_1$  две точки  $A$  и  $B$ , одну перед рассматриваемым элементом, вторую – за ним. Проведем через точку  $A$  прямую, касательную к характеристике первого семейства в точке  $A$ .

$$x - x_A = \left( \frac{q}{F} + c \right)_A (t - t_1), \quad (3.39)$$

а через точку  $B$  – прямую, касательную к характеристике 2-го семейства в точке  $B$ :

$$x - x_B = \left( \frac{q}{F} - c \right)_B (t - t_1), \quad (t_A = t_B = t_1). \quad (3.40)$$

Подберем точки  $A$  и  $B$  так, чтобы прямые (3.39) и (3.40) пересекались в точке  $N$  с координатой  $x_N = x_0$  (фактически если, например, точка  $A$  фиксирована, то приходится методом последовательных приближений подбирать координату  $x_B$  до тех пор, пока решение системы  $(x_N, t_N)$  (3.39) и (3.40) не будет удовлетворять условию  $x_N = x_0$ ).

Теперь запишем в конечно-разностном виде характеристические условия (3.25) и (3.27) вдоль  $AN'$  и  $BN''$ , соответственно (через  $N'$  и  $N''$  обозначены точки, принадлежащие входу и выходу данного элемента в момент времени  $t_N$ ). Имеем

$$\begin{aligned} p'_N - p_A + \left( \frac{\rho c}{F} \right)_A (q_N - q_A) + \Phi_A(t_N - t_1) &= 0, \\ -(p''_N - p_B) + \left( \frac{\rho c}{F} \right)_B (q_N - q_B) + \Phi_B(t_N - t_1) &= 0. \end{aligned} \quad (3.41)$$

Здесь  $p_{N'} = p'_N$  и  $p_{N''} = p''_N$  – давления на входе и на выходе для данного элемента в момент времени  $t_N$ .

При написании системы (3.41) мы учли, что расход через сосредоточенный элемент на входе и выходе одинаков:  $q_N = q'_N = q''_N$ .

Система (3.41) содержит три неизвестных величины  $q_N$ ,  $p'_N$  и  $p''_N$ , которые связаны между собой еще и уравнением (3.38).

Поскольку параметры элемента в момент времени  $t_1$  известны, то уравнение (3.38) целесообразно линеаризовать в окрестности точки  $M(t_1, q_M)$ . Именно

$$p''_N - p'_N = f(t_1, q_M) + \frac{\partial f}{\partial t}(t_1, q_M)(t_N - t_1) + \frac{\partial f}{\partial q}(t_1, q_M)(q_N - q_M), \quad (3.42)$$

причем

$$f(t_1, q_M) = p_M'' - p_M' .$$

Решая совместно систему (3.41), (3.42), находим величины  $p_N''$ ,  $p_N'$ ,  $q_N$  в новый момент времени  $t_N$ .

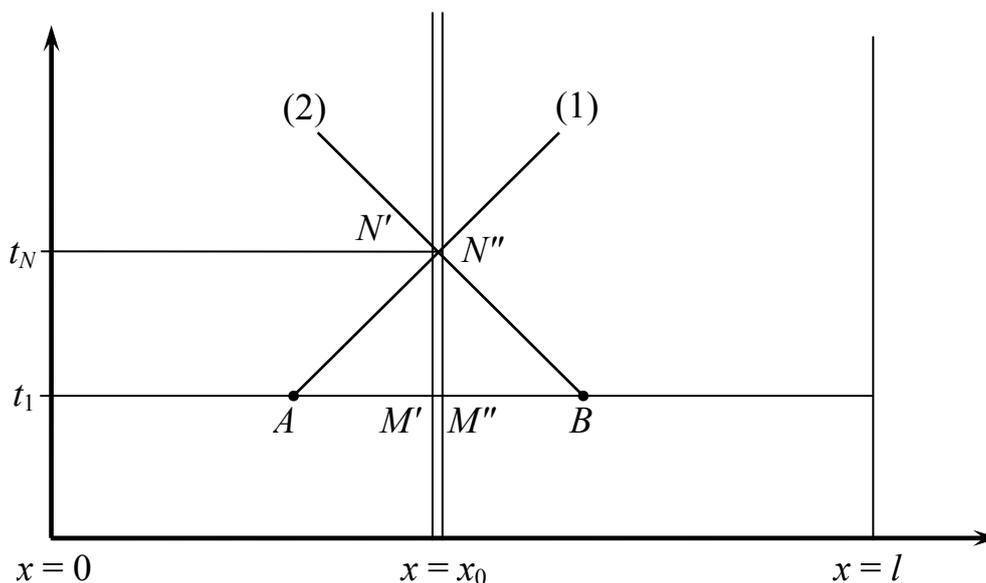


Рисунок 3.3 – Схема к решению третьей элементарной задачи метода характеристик

Последняя система уравнений определяет, как влияет сеть вниз и вверх по потоку на работу такого элемента гидросети, как скажем, турбина или насос. Мгновенные «параметры» турбины или насоса определяются «согласованием» собственной «напорно-расходной характеристики» с динамическими процессами во всасывающем и нагнетающем патрубках.

Как видно из изложенного, метод характеристик для заданной гидросистемы с определенными геометрическими параметрами и локальными элементами с известными динамическими законами позволяет путем непосредственного вычислительного эксперимента моделировать всевозможные переходные и нестационарные режимы, возникающие в сети при любом режиме работы элементов автоматики и агрегатов сети.

Среди недостатков метода характеристик надо отметить трудность прогнозирования режимов возникновения резонансов в гидросистеме.

### 3.1.3 Разработка методики и программного обеспечения для расчета динамических процессов в однородной жидкости

Углубленный анализ существующих методов моделирования нестационарных процессов в сложных гидравлических системах [221–123], выполненный авторами настоящей монографии в работах [124, 125] показал, что для по-

строения методики расчета параметров переходного процесса наиболее подходящим является численный метод характеристик.

Ни один из методов моделирования нестационарных процессов в гидросистемах [121–123] не позволяет так же легко оперировать множеством сложных начальных и граничных условий, как метод характеристик. Такая особенность в совокупности с достаточно простой численной реализацией дает широкие возможности для моделирования нестационарных процессов, так как наиболее полно позволяет учесть наличие трения в трубопроводах и нелинейных эффектов для произвольных систем трубопроводов с любым числом и функциональным назначением элементов автоматики и турбомашин [124].

Дифференциальные уравнения для определения характеристических кривых записываются следующим образом [123]:

$$\left(\frac{dx}{dt}\right)_1 = f_1' = V + c, \quad \left(\frac{dx}{dt}\right)_2 = f_2' = V - c. \quad (3.43)$$

Индексом «1» обозначены характеристики так называемого первого семейства, а индексом «2» – второго.

Соотношения, которые должны выполняться на характеристических линиях, выглядят следующим образом:

$$\begin{aligned} p + \frac{\rho c}{F} dq + \rho c \left( g \cdot \sin \alpha + \frac{2C_f |q|q}{d \cdot F^2} \right) dt &= 0, \\ -dp + \frac{\rho c}{F} dq + \rho c \left( g \cdot \sin \alpha + \frac{2C_f |q|q}{d \cdot F^2} \right) dt &= 0 \end{aligned} \quad (3.44)$$

Решение системы уравнений (3.44) эквивалентно интегрированию следующих обыкновенных дифференциальных уравнений вдоль соответствующих семейств характеристик (в терминах напора  $h$  и скорости  $V$ ):

$$\frac{g}{c} \frac{dh}{dt} + \frac{dV}{dt} + \frac{2C_f}{2} \frac{V|V|}{d} = 0 \quad (3.45)$$

вдоль семейства характеристик

$$dx = (V + c)dt \quad (3.46)$$

и уравнения

$$-\frac{g}{c} \frac{dh}{dt} + \frac{dV}{dt} + \frac{2C_f}{2} \frac{V|V|}{d} = 0 \quad (3.47)$$

вдоль семейства характеристик

$$dx = (V - c)dt . \quad (3.48)$$

Для численного интегрирования системы (3.45) – (3.48) используется прямоугольная сетка на плоскости  $(x, t)$ , густота разбиения которой определяется шагом интегрирования по времени (рис. 3.4).

В результате представления дифференциальных уравнений (3.45) – (3.48) в конечных разностях, получим две системы алгебраических уравнений:

$$\begin{cases} x_P - x_R = (V'_x + c)\Delta t, \\ \frac{g}{c}(h_P - h_R) + V_P - V_R + \frac{2C_f V_R |V_R| \Delta t}{d} = 0; \end{cases} \quad (3.49)$$

$$\begin{cases} x_P - x_S = (V''_x - c)\Delta t, \\ -\frac{g}{c}(h_P - h_S) + V_P - V_S + \frac{2C_f V_S |V_S| \Delta t}{d} = 0, \end{cases} \quad (3.50)$$

совместное решение которых определяет  $x_R, x_S, h_P$  и  $V_P$ , т.е. определяет параметры потока в точке  $P$ .

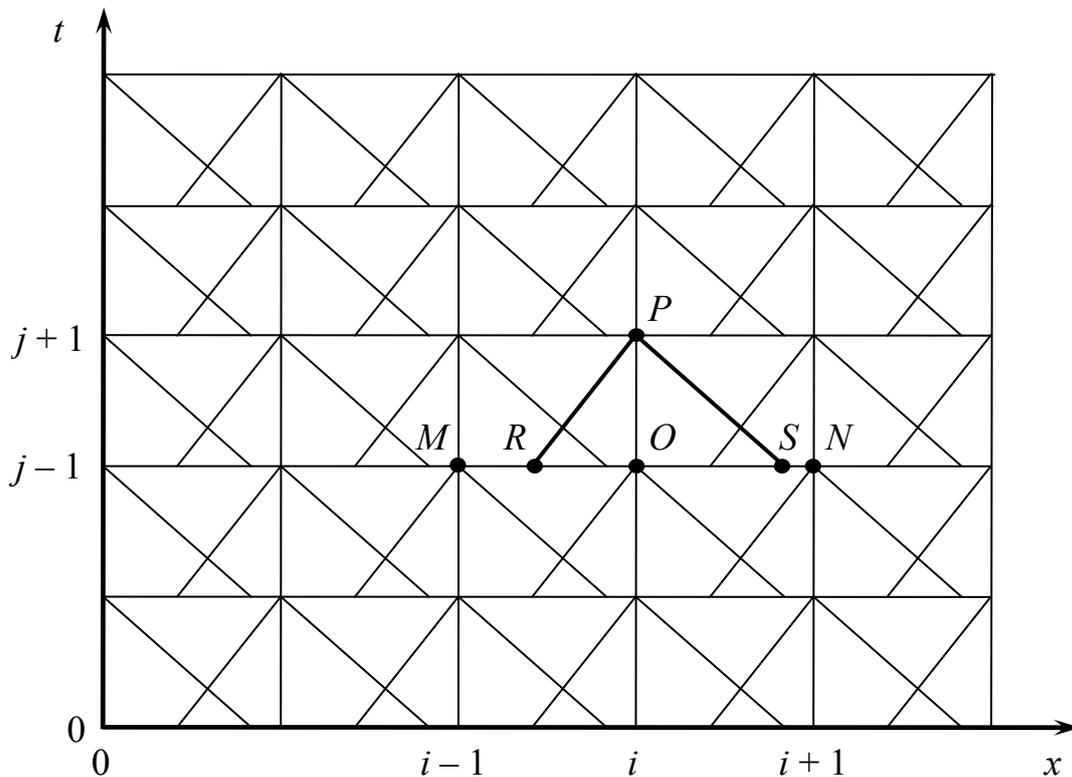


Рисунок 3.4 – Схема расчетной сетки

Значения  $V'_x$  и  $V''_x$  первоначально принимаются равными значению скорости в точке  $O$ , но поскольку положения точек  $R$  и  $S$  зависят от этих величин, то наклоны характеристик пересчитываются по скорректированным значениям  $V'_x = (V_R + V_P)/2$  и  $V''_x = (V_S + V_P)/2$  до тех пор, пока два последовательно полученных значения  $V'_x$  и  $V''_x$  будут отличаться друг от друга достаточно мало.

Для решения систем уравнений (3.49) – (3.50) также необходимо задаться соответствующими начальными и граничными условиями.

Логическим завершением данной главы является разработка методики определения параметров гидроудара, вызванного перекрытием задвижки в выходном сечении горизонтального трубопровода, с целью выработки максимально удобного интерфейса программного обеспечения на базовой простейшей модели движения однородной жидкости. Методика представлена в виде укрупненного алгоритма на рис. 3.5.

Согласно приведенному алгоритму методика реализуется следующим образом:

1) В качестве исходных данных задаются соответствующие расходные и геометрические параметры трубопровода, коэффициенты сопротивления по длине трубопровода и местные сопротивления, а также закон и время срабатывания запорно-регулирующих элементов.

2) Трубопровод условно разбивается на  $N$  частей. Строится характеристическая плоскость (рис. 3.4). Задаются нулевые строки массивов значений скорости среды  $V_i^0 = \{V_0^0, \dots, V_N^0\}$  и напора  $h_i^0 = \{h_0^0, \dots, h_N^0\}$ .

3) Задаются граничные условия на концах трубопровода  $V_0^j = \{V_0^0, \dots, V_0^M\}$ ,  $h_N^j = \{h_N^0, \dots, h_N^M\}$ .

4) Запускается цикл для расчета значений  $V_i^j$  и  $h_i^j$ .

5) По заранее заданному закону рассчитывается скорость среды около задвижки (или другого сосредоточенного элемента гидросети)  $V_0^j = f(\tau_s)_j$ .

6) Полученные значения скорости сохраняются в соответствующих ячейках заранее зарезервированного массива.

7) Напору в начальном сечении трубопровода присваивается начальное значение  $h_N^j = h_{нов}$ .

8) Величинам  $V'_x$ ,  $V''_x$  скоростей в промежуточных точках расчетной сетки присваивается начальное значение  $V_i^j$ .

9) Определяются координаты  $x_S$  и  $x_R$  соответствующих точек характеристической плоскости из системы уравнений для характеристик

$$\begin{cases} x_P - x_S = (V''_x - c)\Delta t, \\ x_P - x_R = (V'_x + c)\Delta t. \end{cases}$$

10) При помощи интерполяции определяются значения  $h_R$ ,  $h_S$ ,  $V_R$ ,  $V_S$  в соответствующих точках через рассчитанные на предыдущем временном слое значения  $h_{i-1}^j$ ,  $h_i^j$ ,  $h_{i+1}^j$ ,  $V_{i-1}^j$ ,  $V_i^j$ ,  $V_{i+1}^j$ .

11) Полученные в п. 10 промежуточные значения напора и скорости в точках  $R$  и  $S$  характеристической плоскости временно заносятся в ячейки зарезервированных массивов с индексами  $(i, j)$ .

12) Осуществляется поиск значений  $h_i^{j+1}$  и  $V_i^{j+1}$  из системы уравнений:

$$\begin{cases} \frac{g}{c}(h_i^{j+1} - h_R) + V_i^{j+1} - V_R + \frac{2C_f V_R |V_R| \Delta t}{d} = 0, \\ -\frac{g}{c}(h_i^{j+1} - h_S) + V_i^{j+1} - V_S + \frac{2C_f V_S |V_S| \Delta t}{d} = 0. \end{cases}$$

13) Сохранение  $h_i^{j+1}$  и  $V_i^{j+1}$  в соответствующих ячейках зарезервированного массива значений напора и скорости.

14) Пересчет вспомогательных величин  $(V'_x)_i = (V_R + V_i^{j+1})/2$ ,  $(V''_x)_i = (V_S + V_i^{j+1})/2$ , корректирующих наклон характеристик.

15) Сравнение пар величин  $(V'_x)_i$  и  $V'_x$ ,  $(V''_x)_i$  и  $V''_x$ .

16) Если значения  $(V'_x)_i$  и  $(V''_x)_i$  достаточно мало отличаются от соответственно  $V'_x$  и  $V''_x$ , то достигнута удовлетворительная точность вычисления наклонов характеристик.

17) Если условия

$$\begin{cases} |V'_x - (V'_x)_i| < \varepsilon, \\ |V''_x - (V''_x)_i| < \varepsilon, \end{cases}$$

не выполняются, то повторяется пересчет величин  $(V'_x)_i$  и  $(V''_x)_i$  по заново полученным значениям.

18) Сохраняются скорректированные при помощи условий в п. 16 и 17 значения координат  $x_S$  и  $x_R$ .

19) Переход к расчету следующего участка трубопровода.

20) Если для  $j$ -го момента времени произведен расчет напора и скорости жидкости во всех узловых точках характеристической плоскости, то осуществляется переход к вычислению этих величин из системы

$$\begin{cases} \frac{g}{c}(h_i^{j+1} - h_R) + V_i^{j+1} - V_R + \frac{2C_f V_R |V_R| \Delta t}{d} = 0, \\ -\frac{g}{c}(h_i^{j+1} - h_S) + V_i^{j+1} - V_S + \frac{2C_f V_S |V_S| \Delta t}{d} = 0 \end{cases}$$

на следующем временном слое.

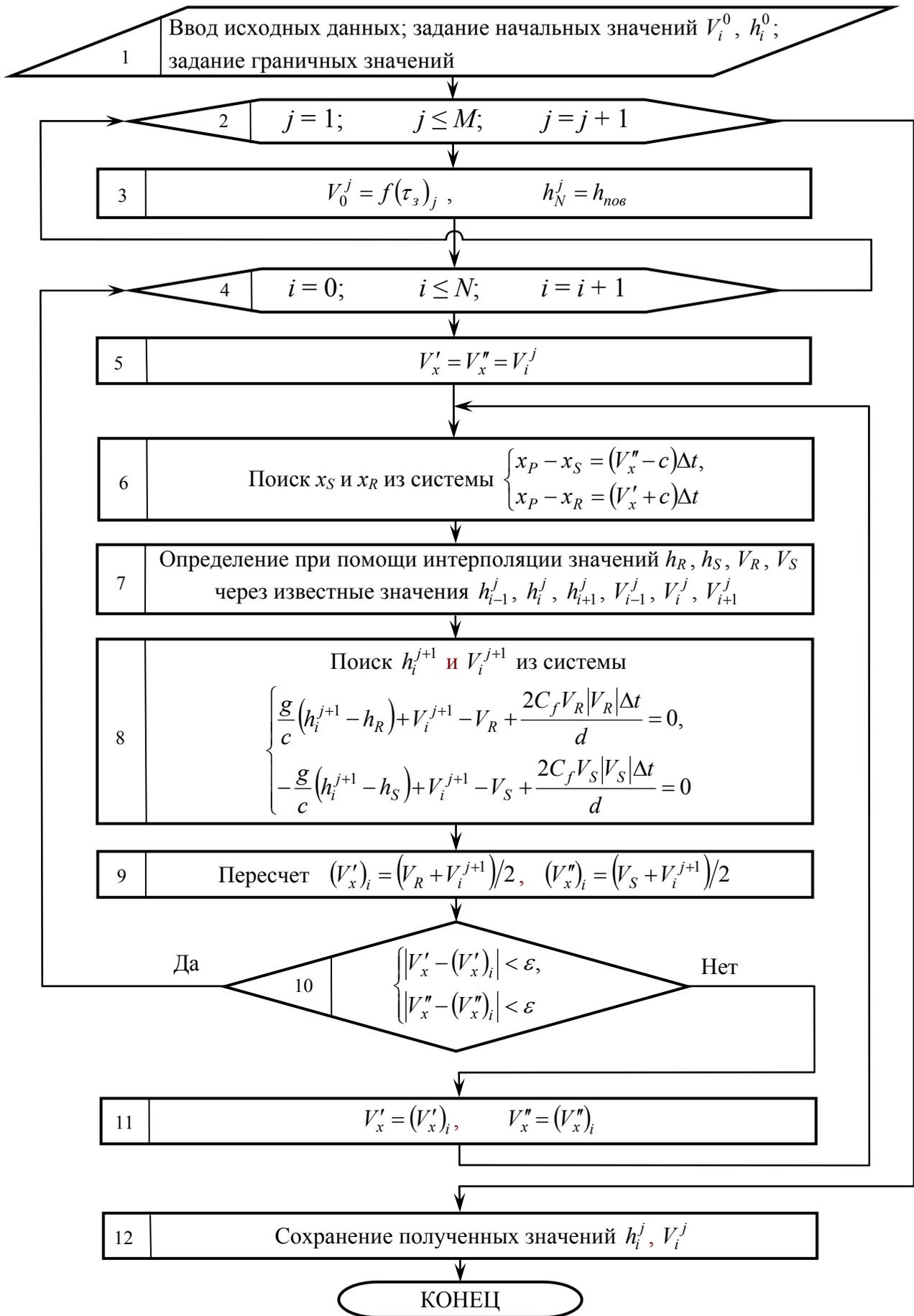


Рисунок 3.5 – Блок-схема укрупненного алгоритма расчета параметров нестационарных процессов

21) Исходя из полученных значений напоров, в точках по длине трубопровода, в зависимости от времени строится зависимость  $h = h(t)$  для каждой точки дискретизации трубопровода.

22) Для полученных значений скоростей, по длине трубопровода строится зависимость  $V = V(t)$  для каждой точки дискретизации трубопровода.

Для реализации расчетов по приведенной выше методике была разработана программа, которая позволяет задавать параметры трубопровода, начальные и граничные условия, закон изменения скорости потока на сосредоточенном элементе и получать результаты в графическом виде, а также в виде таблиц численных значений. Программа также позволяет выполнять сравнение результатов с экспериментальными данными. Ее интерфейс представлен на рисунке 3.6.

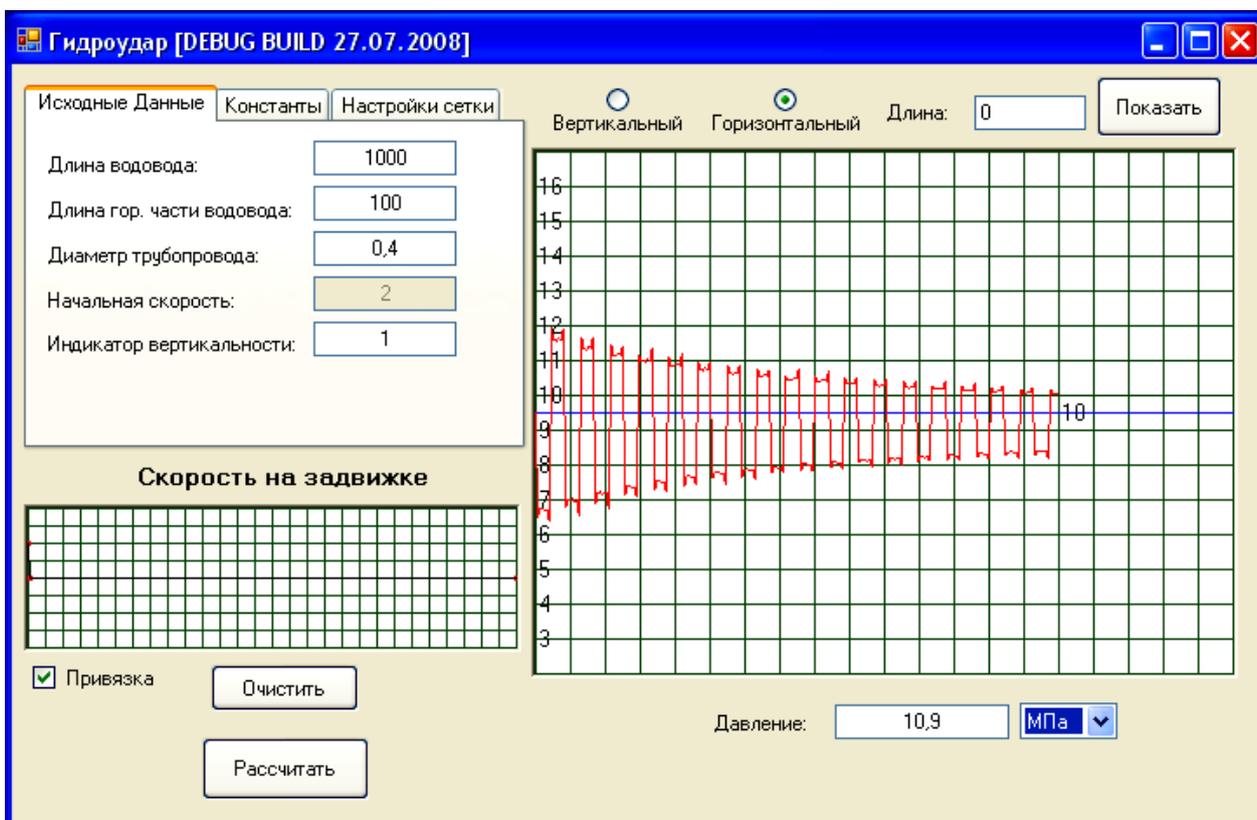


Рисунок 3.6 – Интерфейс разработанного программного обеспечения

Для подтверждения достоверности разработанной методики были проведены численные расчеты в условиях, совпадающих с условиями проведенных экспериментов [126]. Кроме того, каждый из численных экспериментов дублировался на электрической модели исследуемой системы по ранее разработанной методике электрического моделирования, составленной при помощи программы Multisim [127, 128].

На рис. 3.7 изображена картина гидравлического удара для трубопроводной системы, описанной в [126] для следующих условий. Длина трубопровода  $L = 12,20$  м, скорость движения жидкости  $V_{жс} = 0,4$  м/с, внутренний диаметр трубопровода  $d_{вн} = 245$  мм, время закрытия задвижки, срабатыва-

ние которой влечет за собой гидравлический удар,  $\tau_3$  мало по сравнению с фазой удара, что позволяет считать исследуемый гидроудар прямым.

Величина изменения давления фиксировалась осциллографом, подсоединенным к датчику давления, который находился в непосредственной близости от задвижки.

На рис. 3.8 показаны аналогичные зависимости с той лишь разницей, что длина трубопровода  $L = 9,14$  м.

Как видно из рис. 3.7 и 3.8, пики давлений расчетных и экспериментальных кривых довольно точно совпадают по величине и по времени. Расчетная картина первых нескольких пиков давления, представляющих наибольшую опасность при гидроударе, близка к реальной. При этом результаты расчета по методу характеристик более близки к экспериментальным данным.

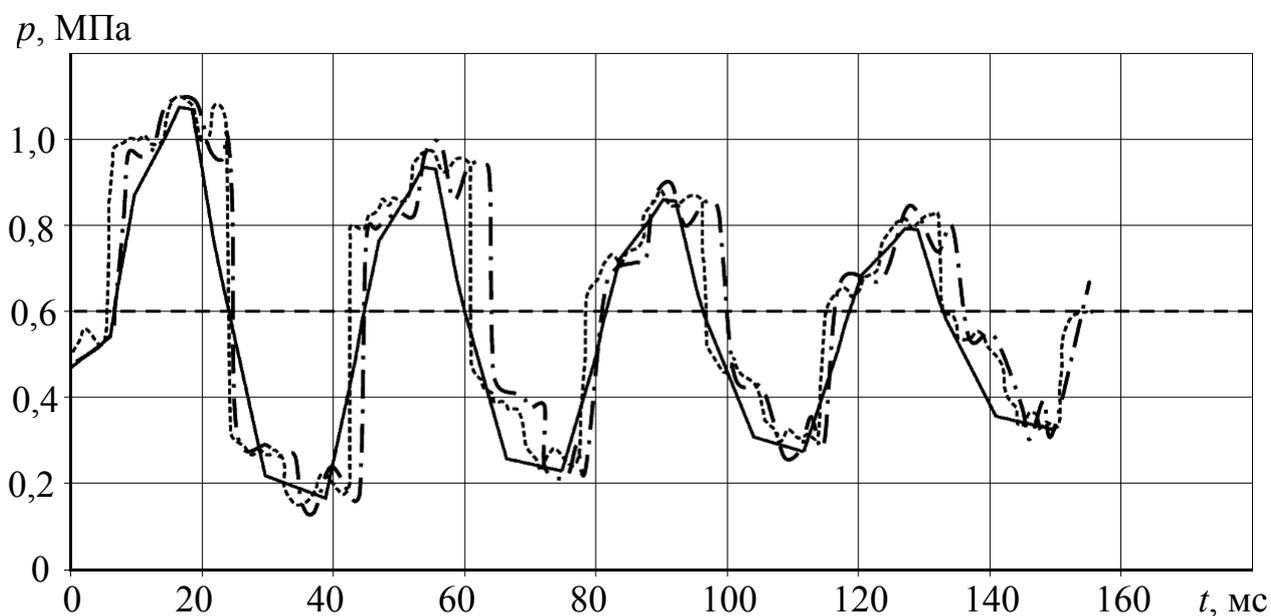


Рисунок 3.7 – Сравнение результатов расчетов с экспериментальными данными (длина трубопровода  $L = 12,20$  м):

- численный расчет по методу характеристик;
- ..... натурный эксперимент;
- · - · - · виртуальное электрическое моделирование

Апробация методики была осуществлена с использованием ее программного обеспечения для определения амплитуд давлений в месте установки задвижки, при разном времени ее срабатывания, и различных скоростях течения жидкости в трубопроводе, применительно к разработанному оригинальному способу запуска и остановки глубоководного гидроподъема [129, 130]. Гидроудар является одним из наиболее опасных быстрых переходных процессов, которые могут сопровождать работу любой гидротранспортной системы. Дополнительные трудности возникают при эксплуатации горнодобывающего оборудования в сложных условиях больших глубин, в связи с жесткими требованиями, предъявляемыми к работоспособности и живучести элементов трубного става гидроподъема, силовых агрегатов, запорно-регулирующей арматуры и др.

Для достижения поставленной цели были выполнены систематические численные эксперименты (в широком диапазоне изменения исходных данных) при варьировании скоростью движения жидкости и временем срабатывания регулирующей задвижки, результаты которых выборочно приведены ниже.

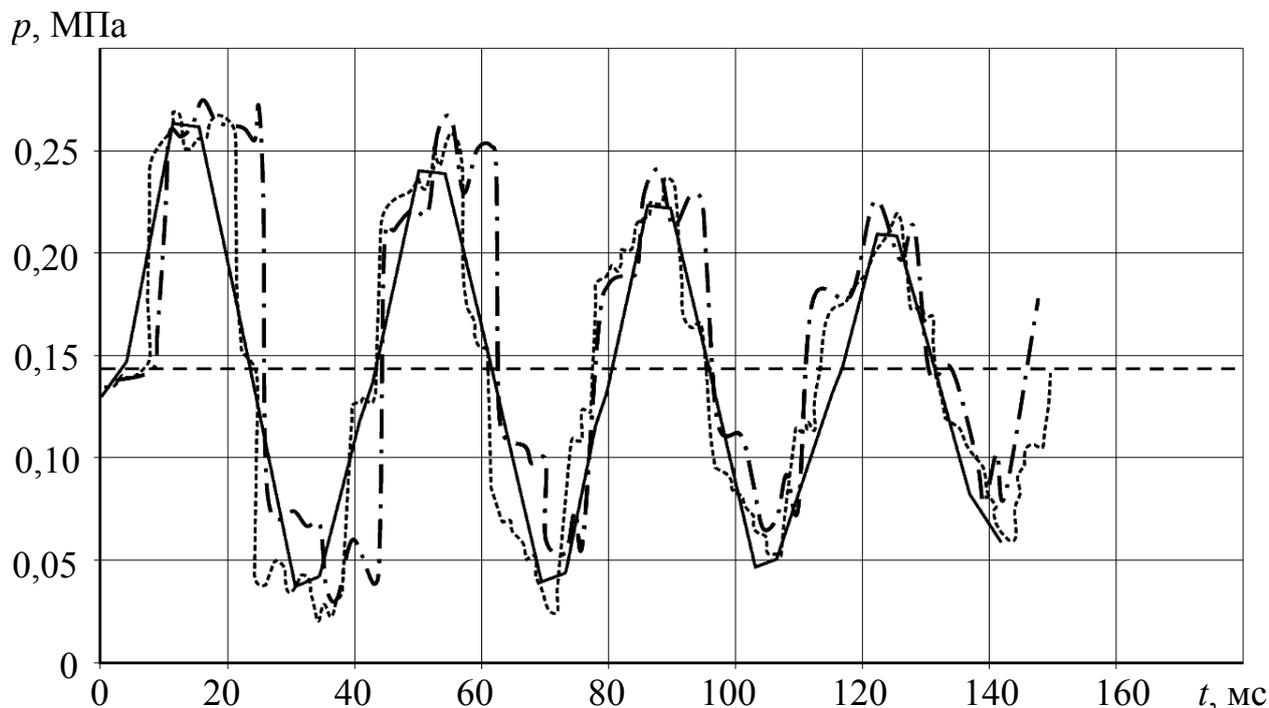


Рисунок 3.8 – Сравнение результатов расчетов с экспериментальными данными (длина трубопровода  $L = 9,14$  м):

- численный расчет по методу характеристик;
- ..... натурный эксперимент;
- · - · - · виртуальное электрическое моделирование

Подробное описание предлагаемого способа, а также соответствующие алгоритм и циклограмма приведены в десятом разделе настоящей монографии. Суть изобретения заключается в осуществлении запуска эрлифта на смесителе с оптимальной глубиной погружения, превосходящей максимально возможный напор, развиваемый компрессором. При этом в нижней части подводящего трубопровода эрлифта, расположенной ниже уровня установки шнека бункерадозатора, подающего твердый материал, транспортируется только морская вода. В этой части трубопровода установлена управляемая задвижка  $Z_2$  (рис. 10.8), предотвращающая попадание морской воды во время процедуры упрощенного повторного запуска установки [131], уменьшая тем самым фактическую глубину погружения смесителя. Наряду с этим, закрытие задвижки приведет к гидроудару.

Следует отметить, что время срабатывания задвижки  $Z_2$  во многом определяет эффективность предлагаемого способа, а ее местоположение может варьироваться в зависимости от конкретных условий эксплуатации глубоководного гидроподъема.

Задаваясь местоположением данной задвижки  $l_3$  можно определить фазу гидравлического удара, возникающего в системе при ее перекрытии по формуле  $T = \frac{2l_3}{c} = 3,71$  с. Таким образом, самый опасный прямой удар будет происходить при перекрытии задвижки за время  $\tau_3 < 3,71$  с.

$p$ , МПа

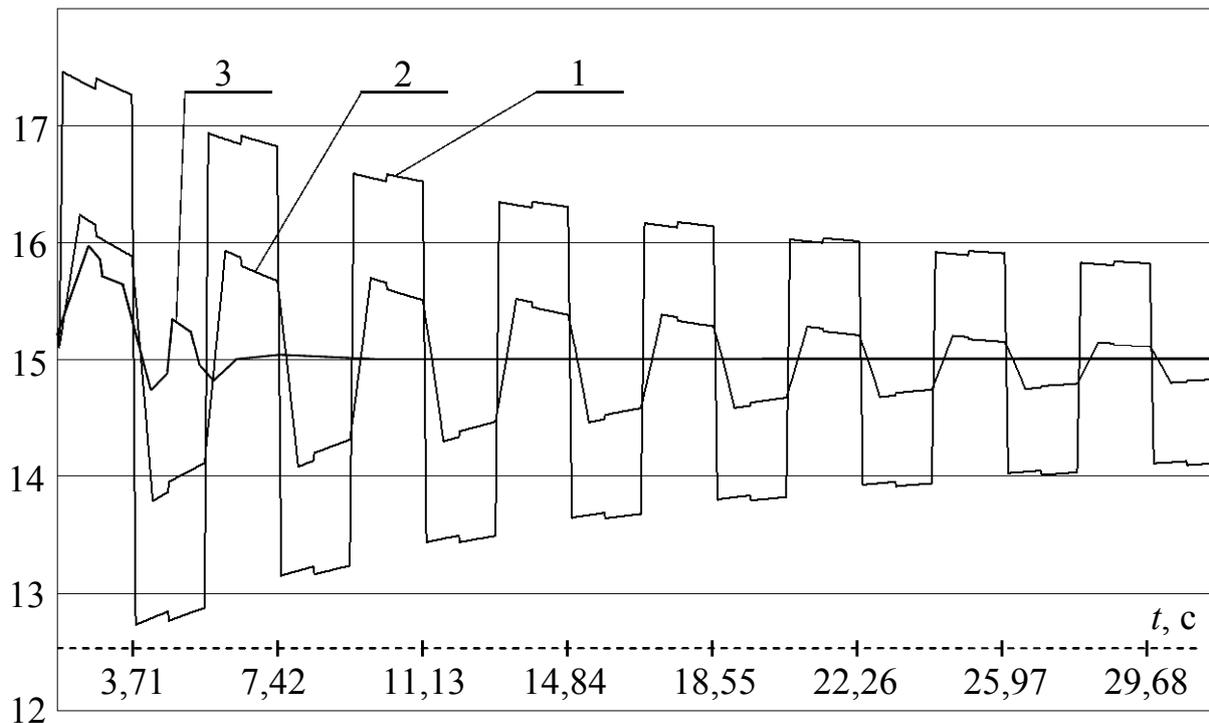


Рисунок 3.9 – Зависимости амплитуд колебаний давления от времени при скорости движения жидкости 2 м/с и разном времени перекрытия задвижки:

1 –  $\tau_3 = 0,01$  с; 2 –  $\tau_3 = 4$  с; 3 –  $\tau_3 = 30$  с

На рис. 3.9, 3.10 показаны зависимости давления от времени в месте установки задвижки при ее мгновенном перекрытии ( $\tau_3 = 0,01$  с), а также при  $\tau_3 = 4$  с, что несколько больше фазы удара, и  $\tau_3 = 30$  с, что является граничным временем, превышение которого связано с риском срыва процедуры упрощенного повторного запуска гидроподъема. Рис. 3.9 и 3.10 построены для скоростей движения 2, 3 и 4 м/с соответственно.

Анализируя полученные результаты (рис. 3.9), можно утверждать, что максимальная амплитуда колебаний давления наблюдалась для случая прямого гидроудара (кривая 1) и составила 2,363 МПа, что является весьма нежелательным в плане его негативных последствий. Наименьший прирост давления соответствует наибольшему времени закрытия задвижки  $\tau_3 = 30$  с и составляет 0,85 МПа. При  $\tau_3 = 4$  с удар уже не является прямым и первый, самый опасный пик давления несколько сглаживается, а бросок давления составляет 1,14 МПа. При таком перекрытии обеспечивается эффективность упрощенного запуска-остановки глубоководного гидроподъема, а риск повреждения системы минимален вследствие ухода от прямого гидроудара.

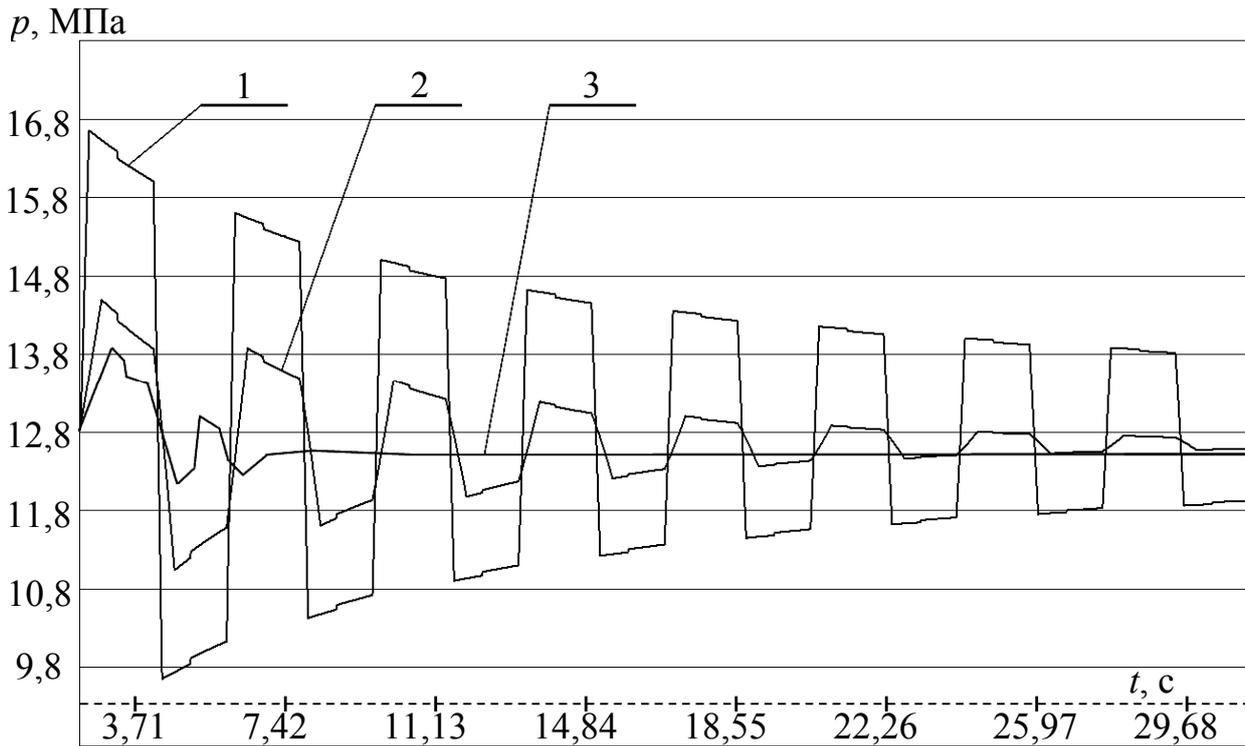


Рисунок 3.10 – Зависимости амплитуд колебаний давления от времени при скорости движения жидкости 3 м/с и разном времени перекрытия задвижки:  
 1 –  $\tau_3 = 0,01$  с; 2 –  $\tau_3 = 4$  с; 3 –  $\tau_3 = 30$  с

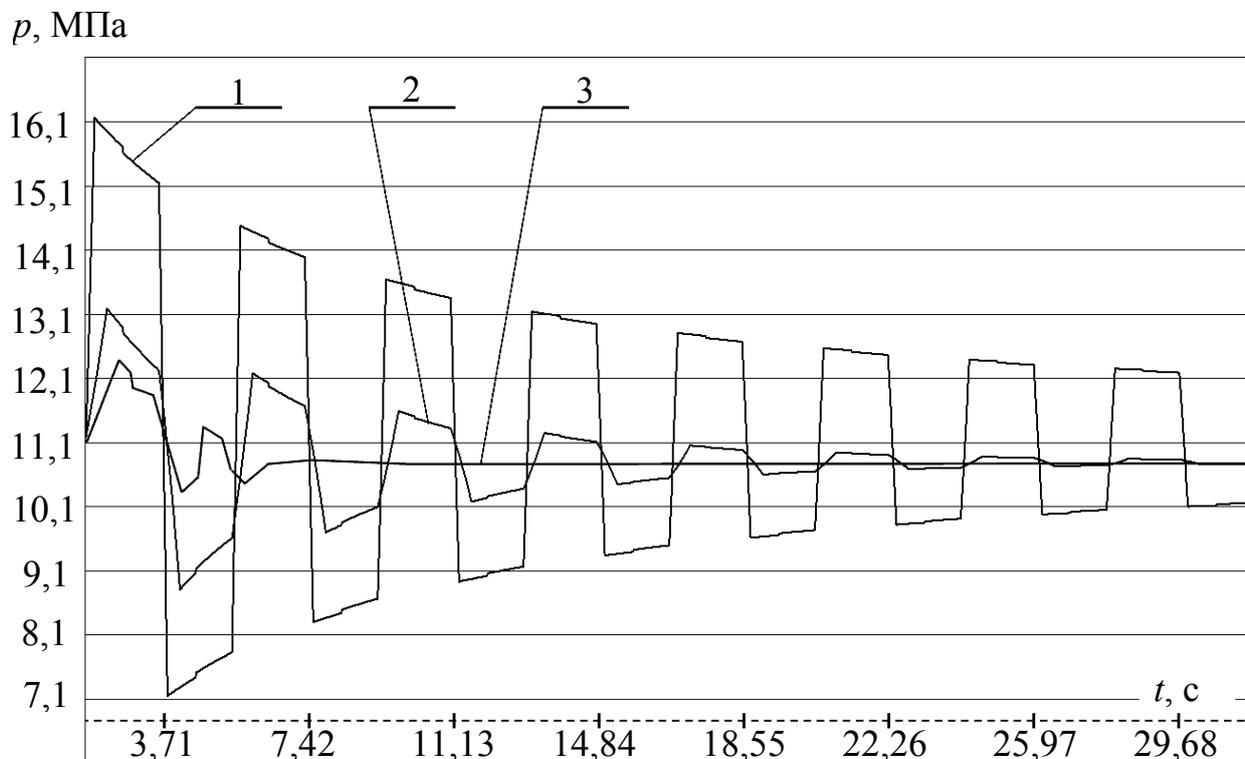


Рисунок 3.11 – Зависимости амплитуд колебаний давления от времени при скорости движения жидкости 4 м/с и разном времени перекрытия задвижки:  
 1 –  $\tau_3 = 0,01$  с; 2 –  $\tau_3 = 4$  с; 3 –  $\tau_3 = 30$  с

Таким образом, разработанная методика достаточно точно отображает реальную картину гидравлического удара [124, 125] и может быть применена для определения количественных характеристик при расчете параметров нестационарных процессов в действующих системах.

Основываясь на вышесказанном, можно сделать вывод, что численный метод характеристик является наиболее приемлемым в плане адекватности получаемых результатов. Это дает возможность выбрать его в качестве отправного пункта для разработки метода моделирования динамики многофазных потоков в глубоководных гидроподъемных установках.

### 3.2 Разработка обобщенной динамической модели одномерного многофазного потока

Абсолютное большинство известных методов расчета глубоководных гидроподъемов правомочны только для определения параметров установившихся рабочих режимов и не распространяются на нестационарные и переходные процессы (запуск, останов). Невозможность постановки корректного физического эксперимента для установления закономерностей изменения параметров динамических процессов в многофазных потоках выводит на первый план методы математического моделирования.

В литературе имеется достаточно много различных формул для определения скорости распространения возмущений (скорости звука) в жидкости с содержанием твердой и газообразной фазы, полученных на основе различных упрощающих предположений, например [121, 122, 132–137, 38]. Однако, наиболее правильным следует признать определение скорости распространения возмущений, исходя из анализа системы дифференциальных уравнений, описывающих движение многофазной среды [138]. Поэтому, сначала получим систему уравнений для движения многофазной среды [5, 139].

Рассмотрим взвесенесущий поток жидкости с твердыми и газообразными частицами. Движение указанной смеси будем рассматривать с обычной в таких случаях континуальной точки зрения, т.е. будем смотреть на смесь как на среду, состоящую из трех различных взаимодействующих и взаимопроницающих непрерывных фаз, каждая из которых движется со своей скоростью [5, 139–141].

Обозначим:

$V_0, V_1, V_2$  – скорости движения жидкой, твердой и газообразной фаз;

$\rho_0, \rho_1, \rho_2$  – истинные плотности несущей жидкости, твердых частиц и газа в газовых пузырях;

$C_1, C_2$  – объемные доли твердого и газообразного вещества в смеси;

$C_0 = 1 - C_1 - C_2$  – объемная доля несущей жидкости.

Через следующие параметры

$$\begin{aligned}\rho_0^* &= \rho_0 (1 - C_1 - C_2), \\ \rho_1^* &= C_1 \rho_1,\end{aligned}$$

$$\rho_2^* = C_2 \rho_2$$

обозначим приведенные плотности жидкой, твердой и газообразной фаз.

Движение будем рассматривать в одномерном приближении, т.е. в предположении, что все параметры, характеризующие каждую из фаз, являются функциями от времени и только от одной продольной координаты  $x$ , направленной вдоль оси трубопровода. В указанном приближении уравнения неразрывности, выражающие закон сохранения массы каждой фазы, запишутся в обычном виде [38, 135]:

$$\frac{\partial(\rho_0^* F)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_0^* V_0 F)}{\partial x} = 0, \quad (3.51)$$

$$\frac{\partial(\rho_1^* F)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_1^* V_1 F)}{\partial x} = 0, \quad (3.52)$$

$$\frac{\partial(\rho_2^* F)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_2^* V_2 F)}{\partial x} = 0, \quad (3.53)$$

где  $F$  – площадь проходного сечения трубопровода, который, как и ранее, считается деформируемым под действием внутренних сил давления,

$$F = \frac{\pi D_{mp}^2}{4}.$$

Введем обозначения

$$a_{жс}^2 = \frac{K_0}{\rho_0} = \frac{K_{жс}}{\rho_0} \quad \text{и} \quad \frac{1}{a_0^2} = \frac{1}{a_{жс}^2} + \frac{\rho_0}{F} \left( \frac{\partial F}{\partial p} \right), \quad (3.54)$$

где  $a_{жс}$  – скорость звука в чистой неограниченной жидкости;

$K_{жс}$  – объемный модуль упругости жидкости;

$a_0$  – скорость распространения малых возмущений в трубопроводе с податливыми стенками для чистой жидкости;

$\frac{\partial F}{\partial p}$  – податливость поперечного сечения трубопровода по отношению к

внутреннему давлению.

С учетом (3.54) уравнение (3.51) запишется в виде:

$$(1 - C_1 - C_2) \left( \frac{\partial p}{\partial t} + V_0 \frac{\partial p}{\partial x} \right) - \rho_0 a_0^2 \left( \frac{\partial C_1}{\partial t} + V_0 \frac{\partial C_1}{\partial x} \right) -$$

$$-\rho_0 a_0^2 \left( \frac{\partial C_2}{\partial t} + V_0 \frac{\partial C_2}{\partial x} \right) + \rho_0 a_0^2 (1 - C_1 - C_2) \frac{\partial V_0}{\partial x} = 0 . \quad (3.55)$$

Аналогичным образом преобразуются уравнения (3.52) и (3.53):

$$C_1 \left( \frac{\partial p}{\partial t} + V_1 \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \rho_1 a_1^2 \left( \frac{\partial C_1}{\partial t} + V_1 \frac{\partial C_1}{\partial x} \right) + \rho_1 a_1^2 C_1 \frac{\partial V_1}{\partial x} = 0 , \quad (3.56)$$

$$C_2 \left( \frac{\partial p}{\partial t} + V_2 \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \rho_2 a_2^2 \left( \frac{\partial C_2}{\partial t} + V_2 \frac{\partial C_2}{\partial x} \right) + \rho_2 a_2^2 C_2 \frac{\partial V_2}{\partial x} = 0 . \quad (3.57)$$

В последних уравнениях введены обозначения

$$\frac{1}{a_1^2} = \frac{\rho_1}{K_1} + \frac{\rho_1}{F} \left( \frac{\partial F}{\partial p} \right) , \quad \frac{1}{a_2^2} = \frac{\rho_2}{K_2} + \frac{\rho_2}{F} \left( \frac{\partial F}{\partial p} \right) . \quad (3.58)$$

Здесь:  $K_1$  – модуль объемного сжатия материала твердых частиц.

$$K_1 = \frac{E_1}{3(1 - 2\nu_1)} , \quad (3.59)$$

где  $E_1$  и  $\nu_1$  – модуль Юнга и коэффициент Пуассона материала твердых частиц;  
 $K_2$  – модуль объемного сжатия газообразной фазы,

$$\frac{1}{K_2} = \frac{1}{\rho_2} \left( \frac{\partial \rho_2}{\partial p} \right) = \frac{1}{\rho_2 a_g^2} ,$$

где  $a_g$  – скорость звука в газовом пузыре.

Производная  $\frac{\partial \rho_2}{\partial p}$  зависит от того, какой термодинамический процесс

происходит внутри газовых пузырей. При определении  $K_2$  обычно считают, что процесс изменения объема газовой (или парогазовой) фазы происходит изотермически, поскольку пузыри достаточно малы, а масса жидкости, окружающей пузырь, имеет огромную теплоемкость и фактически мгновенно поглощает тепло, выделяющееся в пузыре при его сжатии. В этом случае из уравнения Клапейрона-Менделеева для газовых пузырей получим

$$K_2 = p . \quad (3.60)$$

Если же процесс изменения объема пузырей считать адиабатическим, то

$$K_2 = \aleph p , \quad (3.61)$$

где  $\aleph$  – показатель адиабаты,

$$\aleph = C_p / C_v .$$

Отметим, что в формулы (3.60) и (3.61) входит абсолютное давление в жидкости, и так как в трубопроводах давление не превышает нескольких сотен атмосфер, то обычно оказывается, что модуль объемного сжатия газообразной фазы  $K_2$  на порядок или несколько порядков меньше, чем модуль сжатия жидкости  $K_0$  и твердых частиц  $K_1$ .

При записи уравнений импульса для каждой отдельной фазы основная задача состоит в определении сил межфазного взаимодействия. Отметим, что встречающиеся в литературе различные формы уравнений импульса, различаются между собой как раз формой и степенью учета этих сил, и отличие нашего исследования нестационарных процессов в трубопроводах для смеси жидкости с сыпучей и газообразной фазой от других аналогичных исследований, прежде всего, заключается в более полном учете инерционных сил взаимодействия между фазами.

Силу воздействия на одну твердую частицу со стороны несущей жидкости будем представлять как сумму трех составляющих

$$F_{1тв} = F_{1см} + F_{1ин} + F_{1д} ,$$

где  $F_{1см}$  – стационарная составляющая силы сопротивления;

$F_{1ин}$  – инерционная составляющая;

$F_{1д}$  – градиентная сила за счет наличия продольного градиента давления.

Силу  $F_{1см}$  представим в обычном виде

$$F_{1см} = \frac{1}{2} C_{xm} \rho_0 |V_0 - V_1| (V_0 - V_1) \pi R_1^2 , \quad (3.62)$$

где  $C_{xm}$  – коэффициент силы сопротивления частицы;

$R_1$  – радиус сферической частицы (или эквивалентный радиус для частиц произвольной формы).

Коэффициент силы сопротивления  $C_{xm}$  является функцией от числа Рейнольдса

$$Re_1 = \frac{|V_0 - V_1| d_1}{\nu_1} ,$$

где  $\nu_1$  – коэффициент кинематической вязкости несущей жидкости, а также от формы (несферичности) частиц и их концентрации.

Инерционная сила, действующая на твердую частицу, движущуюся под действием потока жидкости, равна

$$F_{ин} = \rho_0 \tau_1 \frac{dV_0}{dt} - m_{np} \left( \frac{dV_1}{dt} - \frac{dV_0}{dt} \right), \quad (3.63)$$

где  $\tau_1$  – объем частицы;

$m_{np}$  – присоединенная масса частицы.

Заметим, что обычно при определении инерционной силы частиц, транспортируемых жидкостью, через присоединенную массу используют только второе слагаемое выражения (3.63), что является ошибочным. Именно такое неполное выражение для инерционных сил было использовано в работе [135] для анализа распространения волн давления во взвесенесущем потоке в трубопроводе.

Выражение для инерционной силы вида (3.63) получено для одиночной частицы в безграничной жидкости, при этом для сферической частицы:

$$m_{np.cф} = \frac{1}{2} \tau_1 \rho_0 = \frac{2}{3} \pi R_1^3 \rho_0. \quad (3.64)$$

Влияние несферичности частиц, а также их концентрации на присоединенную массу будем учитывать введением коэффициента  $k_1 = k_1' \cdot k_1''$  в формулу (3.64), т.е.

$$m_{np} = k_1 \frac{2}{3} \pi R_1^3 \rho_0, \quad (3.65)$$

где  $k_1'$  – коэффициент несферичности (для сферических частиц  $k_1' = 1$ );

$k_1''$  – коэффициент, учитывающий концентрацию.

Коэффициент несферичности  $k_1'$  может быть определен, если известна форма представительной частицы смеси. Что касается влияния концентрации на величину присоединенной массы, то этот вопрос следует признать еще недостаточно исследованным. Известно, например, что с увеличением концентрации твердого присоединенная масса возрастает. В [38] указано, что влияние концентрации на присоединенную массу твердой частицы характеризуется множителем

$$k_1'' = \frac{1 + 2C_1}{1 - C_1},$$

где  $C_1$  – концентрация твердого в смеси «жидкость + твердое».

В потоке гидросмеси в трубопроводе имеется отрицательный продольный градиент давления  $\frac{\partial p}{\partial x}$ , за счет которого на частицу, помещенную в поток, будет действовать сила

$$F_{1\partial} = -\tau_1 \frac{\partial p}{\partial x}, \quad (3.66)$$

где  $\tau_1$  – объем твердой частицы,

$$\tau_1 = \frac{4}{3} \pi R_1^3.$$

Это и есть градиентная сила, которая имеет ту же природу, что и обычная выталкивающая сила Архимеда за счет гидростатического градиента давления. Заметим, что наличие этой силы также иногда игнорируется или забывается. Так, в работе [135] сила  $F_\partial$  в записи уравнения импульсов для твердой фазы отсутствует.

Если объемная концентрация твердых частиц равна  $C_1$ , то количество частиц в единице объема смеси будет равно

$$n_1 = \frac{C_1}{\tau_1} = \frac{3}{4} \frac{C_1}{\pi R_1^3},$$

и суммарная сила взаимодействия между твердыми частицами и жидкостью в единице объема будет равна

$$F_{1\Sigma m\partial} = n_1 F_{1m\partial}.$$

Аналогичные выражения имеют место для сил  $F_{2cm}$ ,  $F_{2un}$  и  $F_{2\partial}$ , действующих на газовые пузыри. При этом для присоединенной массы газовых пузырей будем использовать формулу

$$m_{np} = k_2 \frac{2}{3} \pi R_2^3 \rho_0,$$

где  $k_2 = k'_2 \cdot k''$  – коэффициент, учитывающий несферичность и концентрацию пузырей (для одиночного сферического пузыря  $k'_2 = 1$ );

$R_2$  – радиус сферического пузыря или эквивалентный радиус.

При выводе уравнения импульсов для жидкой фазы, кроме указанных сил взаимодействия жидкости с твердыми частицами и пузырями, будем еще учи-

тывать наличие силы тяжести и силы трения на стенках трубопровода. Напряжение трения на стенках будем представлять в виде:

$$\tau_{cm} = \frac{\lambda}{8} \rho_{cm} V_{cm}^2, \quad (3.67)$$

где  $\lambda$  – коэффициент гидравлического сопротивления трубопровода, определенный по одной из известных эмпирических формул;  
 $\rho_{cm}$  и  $V_{cm}$  – плотность и скорость смеси,

$$\rho_{cm} = \rho_0^* + \rho_1^* + \rho_2^* = (1 - C_1 - C_2)\rho_0 + C_1\rho_1 + C_2\rho_2,$$

$$V_{cm} = \frac{1}{\rho_{cm}} (\rho_0^* V_0 + \rho_1^* V_1 + \rho_2^* V_2).$$

В результате для движения жидкой фазы получим следующее уравнение импульсов

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (\rho_0^* V_0 F) + \frac{\partial}{\partial x} (\rho_0^* V_0^2 F) = -\rho_0^* F g \sin \alpha - (1 - C_1 - C_2) \frac{\partial p}{\partial x} F - \\ & - C_1 F \rho_0 \left[ \left( 1 + \frac{1}{2} k_1 \right) \frac{dV_0}{dt} - \frac{1}{2} k_1 \frac{dV_1}{dt} \right] - C_2 F \rho_0 \left[ \left( 1 + \frac{1}{2} k_2 \right) \frac{dV_0}{dt} - \frac{1}{2} k_2 \frac{dV_2}{dt} \right] - \\ & - \frac{3}{8} F \rho_0 \left[ \frac{C_1 C_{xm}}{R_1} |V_0 - V_1| (V_0 - V_1) + \frac{C_2 C_{xg}}{R_2} |V_0 - V_2| (V_0 - V_2) \right] - \frac{\lambda}{2D_{mp}} \rho_{cm} V_{cm}^2 F, \end{aligned}$$

где  $\alpha$  – угол наклона оси трубопровода (оси  $x$ ) к горизонту;  
 $C_{xm}$ ,  $C_{xg}$  – коэффициенты стационарной силы сопротивления твердой частицы и газового пузыря.

После преобразования последнее уравнение запишем в виде:

$$\left( 1 + \frac{C_1 k_1}{2} + \frac{C_2 k_2}{2} \right) \frac{dV_0}{dt} - \frac{C_1 k_1}{2} \frac{dV_1}{dt} - \frac{C_2 k_2}{2} \frac{dV_2}{dt} + \frac{(1 - C_1 - C_2)}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = \varphi_0, \quad (3.68)$$

где обозначено

$$\begin{aligned} \varphi_0 = & -(1 - C_1 - C_2) g \sin \alpha - \frac{\lambda}{2D_{mp}} \frac{\rho_{cm}}{\rho_0} |V_{cm}| V_{cm} - \\ & - \frac{3}{8} \left[ \frac{C_1 C_{xm}}{R_1} |V_0 - V_1| (V_0 - V_1) + \frac{C_2 C_{xg}}{R_2} |V_0 - V_2| (V_0 - V_2) \right]. \end{aligned}$$

Запись в уравнении (3.68) выражения для гидравлических потерь в виде:

$$\frac{\lambda}{2D_{mp}} \frac{\rho_{см}}{\rho_0} |V_{см}| V_{см}$$

автоматически учитывает то, что при нестационарном движении (например, в процессе гидроудара) направление движения среды (а вместе с ним и знак градиента давления за счет потерь на трение) может изменяться на противоположное.

С этой же целью силы взаимодействия жидкости с твердыми и с газообразными частицами представлены в виде:

$$\frac{1}{2} C_{xm} \rho_0 \pi R_1^2 |V_0 - V_1| (V_0 - V_1), \quad \frac{1}{2} C_{xв} \rho_0 \pi R_2^2 |V_0 - V_2| (V_0 - V_2).$$

Уравнение продольного движения твердых частиц имеет вид:

$$\left( \frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2} \right) \frac{dV_1}{dt} - \left( 1 + \frac{k_1}{2} \right) \frac{dV_0}{dt} + \frac{1}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = \varphi_1, \quad (3.69)$$

где

$$\varphi_1 = -\frac{\rho_1}{\rho_0} g \sin \alpha + \frac{3}{8} \frac{C_{xm}}{R_1} |V_0 - V_1| (V_0 - V_1),$$

а уравнение движения пузыря:

$$\left( \frac{\rho_2}{\rho_0} + \frac{k_2}{2} \right) \frac{dV_2}{dt} - \left( 1 + \frac{k_2}{2} \right) \frac{dV_0}{dt} + \frac{1}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = \varphi_2, \quad (3.70)$$

где

$$\varphi_2 = -\frac{\rho_2}{\rho_0} g \sin \alpha + \frac{3}{8} \frac{C_{xв}}{R_2} |V_0 - V_2| (V_0 - V_2).$$

В уравнениях (3.68) – (3.70) обозначено

$$\frac{dV_0}{dt} = \frac{\partial V_0}{\partial t} + V_0 \frac{\partial V_0}{\partial x}, \quad \frac{dV_1}{dt} = \frac{\partial V_1}{\partial t} + V_1 \frac{\partial V_1}{\partial x}, \quad \frac{dV_2}{dt} = \frac{\partial V_2}{\partial t} + V_2 \frac{\partial V_2}{\partial x}.$$

При выводе последних двух уравнений пренебрегаем силами непосредственного трения частиц о стенки трубопровода, взаимовлиянием

твердых и газообразных частиц, кроме того, считаем, что все твердые частицы характеризуются одинаковой формой, плотностью и диаметром, а диаметр трубопровода является кусочно-постоянным.

Система (3.55) – (3.57), (3.68) – (3.70) и есть система дифференциальных уравнений для определения шести неизвестных функций  $p$ ,  $V_0$ ,  $V_1$ ,  $V_2$ ,  $C_1$  и  $C_2$ , характеризующих движение жидкости с твердой и газообразной фазами. Полученные уравнения, по сути, представляют собой континуальную модель с взаимопроницающим движением фаз, а также отдельным описыванием поведения и свойств каждой фазы, что является определенным шагом вперед в разработке моделей гетерогенных течений.

### 3.3 Вывод формул для определения скорости звука в гетерогенных потоках

Для исследования нестационарных процессов в трубопроводах, при решении широкого круга задач, в уравнениях движения обычно пренебрегают квадратичными конвективными членами, предполагая, что скорости движения фаз  $V_0$ ,  $V_1$  и  $V_2$  малы по сравнению со скоростью распространения возмущений в смеси.

При таком допущении будем иметь следующую систему уравнений [5, 139]:

$$(1 - C_1 - C_2) \frac{\partial p}{\partial t} - \rho_0 a_0^2 \frac{\partial C_1}{\partial t} - \rho_0 a_0^2 \frac{\partial C_2}{\partial t} + \rho_0 a_0^2 (1 - C_1 - C_2) \frac{\partial V_0}{\partial x} = 0, \quad (3.71)$$

$$C_1 \frac{\partial p}{\partial t} + \rho_1 a_1^2 \frac{\partial C_1}{\partial t} + \rho_1 a_1^2 C_1 \frac{\partial V_1}{\partial x} = 0, \quad (3.72)$$

$$C_2 \frac{\partial p}{\partial t} + \rho_2 a_2^2 \frac{\partial C_2}{\partial t} + \rho_2 a_2^2 C_2 \frac{\partial V_2}{\partial x} = 0, \quad (3.73)$$

$$\left(1 + \frac{C_1 k_1 + C_2 k_2}{2}\right) \frac{\partial V_0}{\partial t} - \frac{C_1 k_1}{2} \frac{\partial V_1}{\partial t} - \frac{C_2 k_2}{2} \frac{\partial V_2}{\partial t} + \frac{(1 - C_1 - C_2)}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = \varphi_0, \quad (3.74)$$

$$\left(\frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2}\right) \frac{\partial V_1}{\partial t} - \left(1 + \frac{k_1}{2}\right) \frac{\partial V_0}{\partial t} + \frac{1}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = \varphi_1, \quad (3.75)$$

$$\left(\frac{\rho_2}{\rho_0} + \frac{k_2}{2}\right) \frac{\partial V_2}{\partial t} - \left(1 + \frac{k_2}{2}\right) \frac{\partial V_0}{\partial t} + \frac{1}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = \varphi_2. \quad (3.76)$$

Заметим, что производные от концентраций  $C_1$  и  $C_2$  входят только в уравнения неразрывности. Поэтому, выразив производную  $\frac{\partial C_1}{\partial t}$  из (3.72), а

производную  $\frac{\partial C_2}{\partial t}$  из выражения (3.73) и подставив их в (3.71), получим общее уравнение неразрывности вида

$$\begin{aligned} & \rho_0 a_0^2 (1 - C_1 - C_2) \frac{\partial V_0}{\partial x} + \rho_0 a_0^2 C_1 \frac{\partial V_1}{\partial x} + \rho_0 a_0^2 C_2 \frac{\partial V_2}{\partial x} + \\ & + \left[ (1 - C_1 - C_2) + \frac{\rho_0 a_0^2 C_1}{\rho_1 a_1^2} + \frac{\rho_0 a_0^2 C_2}{\rho_2 a_2^2} \right] \frac{\partial p}{\partial t} = 0 . \end{aligned} \quad (3.77)$$

При этом общая система уравнений (3.71) – (3.76) разбивается на две подсистемы. Первая подсистема состоит из (3.74), (3.75), (3.76) и (3.77) и содержит производные только от величин  $V_0$ ,  $V_1$ ,  $V_2$  и  $p$ , но не включает производные от концентраций  $C_1$  и  $C_2$ . Вторая подсистема (3.72), (3.73) содержит производные по времени от  $C_1$  и  $C_2$  и связана с первой подсистемой через производные от величин  $p$ ,  $V_1$  и  $V_2$ . В свою очередь, первая подсистема связана со второй только через значения концентраций  $C_1$  и  $C_2$  (но не их производные), которые входят, как в коэффициенты первой подсистемы, так и в правые части  $\varphi_0$ ,  $\varphi_1$  и  $\varphi_2$ .

Из первой подсистемы (3.74) – (3.77) определяются скорости распространения возмущений в смеси и характеристические соотношения на фронтах возмущений. Вторая подсистема (3.72), (3.73) представляет собой, по сути, систему обыкновенных дифференциальных уравнений для определения изменения концентраций  $C_1$  и  $C_2$  с течением времени в каждом фиксированном сечении  $x$  трубопровода после того, как на каждом временном слое  $t$  уже определены значения  $V_0$ ,  $V_1$ ,  $V_2$  и  $p$  как функции координаты  $x$ .

Если же рассматривается смесь жидкости только с твердыми частицами (пульпа), то из системы (3.71) – (3.76) нужно изъять уравнения (3.73) и (3.76), а в остальных уравнениях принять  $C_2 \equiv 0$ . Точно так же для смеси жидкости только с газовыми пузырями из общей системы нужно изъять уравнения (3.72) и (3.75), а в оставшихся положить  $C_1 \equiv 0$ .

Перейдем к исследованию характеристик для подсистемы (3.74) – (3.77).

Пользуясь процедурой определения характеристик [38, 122, 123] на фазовой плоскости  $(x, t)$  введем характеристическую кривую  $x = x(t)$  (фронт распространения возмущений) и запишем производные вдоль этой кривой в виде

$$\begin{aligned} \frac{dp}{dt} &= \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial p}{\partial x} D , & \frac{dV_0}{dt} &= \frac{\partial V_0}{\partial t} + \frac{\partial V_0}{\partial x} D , \\ \frac{dV_1}{dt} &= \frac{\partial V_1}{\partial t} + \frac{\partial V_1}{\partial x} D , & \frac{dV_2}{dt} &= \frac{\partial V_2}{\partial t} + \frac{\partial V_2}{\partial x} D , \end{aligned} \quad (3.78)$$

где  $D = x'(t)$  – скорость распространения фронта возмущений.

Исключим из системы (3.74) – (3.77) частные производные от неизвестных функций по времени при помощи соотношений (3.78). В результате полу-

чим следующую систему уравнений для производных  $\frac{\partial V_0}{\partial x}$ ,  $\frac{\partial V_1}{\partial x}$ ,  $\frac{\partial V_2}{\partial x}$  и  $\frac{\partial p}{\partial x}$ :

$$\rho_0 a_0^2 (1 - C_1 - C_2) \frac{\partial V_0}{\partial x} + \rho_0 a_0^2 C_1 \frac{\partial V_1}{\partial x} + \rho_0 a_0^2 C_2 \frac{\partial V_2}{\partial x} - \left[ (1 - C_1 - C_2) + \frac{\rho_0 a_0^2 C_1}{\rho_1 a_1^2} + \frac{\rho_0 a_0^2 C_2}{\rho_2 a_2^2} \right] D \frac{\partial p}{\partial x} = B_1, \quad (3.79)$$

$$- \left( 1 + \frac{C_1 k_1 + C_2 k_2}{2} \right) D \frac{\partial V_0}{\partial x} + \frac{C_1 k_1}{2} D \frac{\partial V_1}{\partial x} + \frac{C_2 k_2}{2} D \frac{\partial V_2}{\partial x} + \frac{(1 - C_1 - C_2)}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = B_2, \quad (3.80)$$

$$\left( 1 + \frac{k_1}{2} \right) D \frac{\partial V_0}{\partial x} - \left( \frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2} \right) D \frac{\partial V_1}{\partial x} + \frac{1}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = B_3, \quad (3.81)$$

$$\left( 1 + \frac{k_2}{2} \right) D \frac{\partial V_0}{\partial x} - \left( \frac{\rho_2}{\rho_0} + \frac{k_2}{2} \right) D \frac{\partial V_2}{\partial x} + \frac{1}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = B_4, \quad (3.82)$$

где обозначено

$$\begin{aligned} B_1 &= - \left[ (1 - C_1 - C_2) + \frac{\rho_0 a_0^2 C_1}{\rho_1 a_1^2} + \frac{\rho_0 a_0^2 C_2}{\rho_2 a_2^2} \right] \frac{dp}{dt}, \\ B_2 &= \varphi_0 - \left( 1 + \frac{C_1 k_1 + C_2 k_2}{2} \right) \frac{dV_0}{dt} + \frac{C_1 k_1}{2} \frac{dV_1}{dt} + \frac{C_2 k_2}{2} \frac{dV_2}{dt}, \\ B_3 &= \varphi_1 + \left( 1 + \frac{k_1}{2} \right) \frac{dV_0}{dt} - \left( \frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2} \right) \frac{dV_1}{dt}, \\ B_4 &= \varphi_2 + \left( 1 + \frac{k_2}{2} \right) \frac{dV_0}{dt} - \left( \frac{\rho_2}{\rho_0} + \frac{k_2}{2} \right) \frac{dV_2}{dt}. \end{aligned} \quad (3.83)$$

Условием того, что кривая  $x = x(t)$  есть характеристикой, является равенство нулю характеристического определителя, составленного из коэффициентов системы (3.79) – (3.82) при производных  $\frac{\partial V_0}{\partial x}$ ,  $\frac{\partial V_1}{\partial x}$ ,  $\frac{\partial V_2}{\partial x}$  и  $\frac{\partial p}{\partial x}$ . Этот определитель имеет два нулевых корня

$$D_{3,4} = 0 \quad (3.84)$$

и два корня, равные

$$D_{1,2} = \pm D_0, \quad D_0 = \frac{1}{\sqrt{\rho_\partial \left( \frac{(1-C_1-C_2)}{K_0} + \frac{C_1}{K_1} + \frac{C_2}{K_2} + \frac{1}{F} \frac{\partial F}{\partial p} \right)}}, \quad (3.85)$$

где

$$\rho_\partial = \mu \cdot \rho_0, \quad \mu = \frac{A}{B}, \quad (3.86)$$

где

$$\begin{aligned} A = & \left( \frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2} \right) \left( \frac{\rho_2}{\rho_0} + \frac{k_2}{2} \right) \left( 1 + \frac{C_1 k_1 + C_2 k_2}{2} \right) - \frac{C_1 k_1}{2} \left( 1 + \frac{k_1}{2} \right) \left( \frac{\rho_2}{\rho_0} + \frac{k_2}{2} \right) - \\ & - \frac{C_2 k_2}{2} \left( 1 + \frac{k_2}{2} \right) \left( \frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2} \right), \\ B = & \left( \frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2} \right) \left( \frac{\rho_2}{\rho_0} + \frac{k_2}{2} \right) (1 - C_1 - C_2)^2 + \\ & + C_1 \left( \frac{\rho_2}{\rho_0} + \frac{k_2}{2} \right) \left[ (1 + k_1)(1 - C_1 - C_2) + 1 + \frac{C_1 k_1}{2} + \frac{C_2 k_2}{2} \right] + \\ & + C_2 \left( \frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2} \right) \left[ (1 + k_2)(1 - C_1 - C_2) + 1 + \frac{C_1 k_1}{2} + \frac{C_2 k_2}{2} \right] - \frac{C_1 C_2}{4} (k_1 - k_2)^2, \end{aligned}$$

Для лучшего понимания физики сложного нестационарного процесса введем новые понятия:  $\rho_\partial$  – «динамическая» плотность смеси;  $\mu$  – «гомогенный» коэффициент «динамической» плотности смеси, показывает насколько «динамическая» плотность смеси отличается от плотности однородной жидкости. Это связано с тем, что жидкость, твердые и газообразные частицы обладают разной инерцией и по-разному реагируют на изменение скорости.

Выражения (3.84) означают, что в принятом приближении (т.е. при условии пренебрежения конвективными членами в исходных дифференциальных уравнениях) характеристиками (двойной кратности) на плоскости  $(x, t)$  являются все прямые  $x = \text{const}$ .

Два ненулевых корня (3.85) соответствуют акустическим характеристикам, которые представляют собой фронты распространения возмущений вверх

и вниз по потоку соответственно со скоростями

$$\left(\frac{dx}{dt}\right)_1 = D_1 = D_0 \quad (3.87)$$

и

$$\left(\frac{dx}{dt}\right)_2 = D_2 = -D_0 . \quad (3.88)$$

Подчеркнем, что выражение (3.85) для скорости распространения возмущений (она же является скоростью гидроудара) в смеси жидкости с твердыми, но упруго сжимаемыми, частицами и газовыми пузырьками получено из системы дифференциальных уравнений раздельного движения жидкой, твердой и газообразной фаз с наиболее полным учетом сил межфазного взаимодействия и, прежде всего, сил инерционной природы [134].

Для смеси жидкости с твердыми частицами (пульпы) из (3.85) (при  $C_2 = 0$ ) будем иметь:

$$D_0 = \frac{1}{\sqrt{\rho_{\partial 1} \left( \frac{1-C_1}{K_0} + \frac{C_1}{K_1} + \frac{1}{F} \frac{\partial F}{\partial p} \right)}} , \quad (3.89)$$

где

$$\rho_{\partial 1} = \mu_1 \cdot \rho_0 , \quad \mu_1 = \frac{A_1}{B_1} , \quad (3.90)$$

где

$$A_1 = \frac{\rho_1}{\rho_0} \left( 1 + \frac{C_1 k_1}{2} \right) + \frac{k_1}{2} (1 - C_1) ,$$

$$B_1 = \frac{\rho_1}{\rho_0} (1 - C_1)^2 + (2 - C_1) C_1 + \frac{k_1}{2} .$$

Если плотность частиц  $\rho_1 \rightarrow \rho_0$ , то коэффициент  $\mu_1 \rightarrow 1$ , т.к.  $C_1 \rightarrow 0$ .

Аналогичное выражение имеет место для смеси жидкости с газовыми пузырями, а именно:

$$D_0 = \frac{1}{\sqrt{\rho_{\partial 2} \left( \frac{1-C_2}{K_0} + \frac{C_2}{K_2} + \frac{1}{F} \frac{\partial F}{\partial p} \right)}}, \quad (3.91)$$

где

$$\rho_{\partial 2} = \mu_2 \cdot \rho_0, \quad \mu_2 = \frac{A_2}{B_2}, \quad (3.92)$$

где

$$A_2 = \frac{\rho_2}{\rho_0} \left( 1 + \frac{C_2 k_2}{2} \right) + \frac{k_2}{2} (1 - C_2),$$

$$B_2 = \frac{\rho_2}{\rho_0} (1 - C_2)^2 + (2 - C_2) \left( C_2 + \frac{k_2}{2} \right).$$

Сравним формулу (3.85) с выражениями, полученными другими авторами. Прежде всего, из выражения (3.85) в предельном случае при  $C_1 \rightarrow 0$  и  $C_2 \rightarrow 0$  получаем обычную формулу Н.Е. Жуковского для распространения возмущений в чистой жидкости в податливой трубе:

$$D_0 = \frac{1}{\sqrt{\rho_0 \left( \frac{1}{K_0} + \frac{1}{F} \frac{\partial F}{\partial p} \right)}} = \frac{1}{\sqrt{a_{жс}^2 + \frac{\rho_0}{F} \frac{\partial F}{\partial p}}}. \quad (3.93)$$

Формула А.М. Лурье [135] для скорости гидроудара в пульпе структурно совпадает с формулой (3.89) и отличается от нее лишь выражением для  $\rho_{\partial}$ , а именно: значение  $\rho_y$  из работы [135] для случая сферических частиц можно представить в виде (в наших обозначениях):

$$(\rho_y)_{Л} = \mu_{Л} \cdot \rho_0,$$

$$\mu_{Л} = \frac{3C_1 \frac{\rho_1}{\rho_0} + 1 - C_1}{2C_1 \frac{\rho_1}{\rho_0} + 1}. \quad (3.94)$$

В книге Р.И. Нигматулина [142] представлено выражение для скорости распространения возмущений в неограниченной (без наличия податливых

стенок) сжимаемой жидкости, несущей сжимаемые твердые частицы. Эта формула получена при несколько других предположениях о силах межфазного взаимодействия, и в наших обозначениях имеет вид:

$$D_0 = \frac{1}{\sqrt{\mu_H \rho_0 \left( \frac{1-C_1}{K_0} + \frac{C_1}{K_1} \right)}}, \quad (3.95)$$

где

$$K_0 = \rho_0 a_0^2, \quad K_1 = \rho_1 a_1^2, \quad a_0^2 = \frac{dp}{d\rho_0}, \quad a_1^2 = \frac{dp}{d\rho_1},$$

$$\mu_H = \frac{\frac{\rho_1}{\rho_0}}{(1-C_1)\frac{\rho_1}{\rho_0} + C_1}. \quad (3.96)$$

В практике расчетов длинных гидросистем широкое распространение получила формула для расчета скорости распространения волн гидравлического удара, полученная в работах [121, 136]. Эта формула в наших обозначениях может быть записана в виде

$$D_0 = \frac{1}{\sqrt{\rho_0 \left( \frac{1-C_1-C_2}{K_0} + \frac{\rho_1}{\rho_0} \frac{C_1}{K_1} + \frac{\rho_{см}}{\rho_0} \frac{C_2}{K_2} + \frac{(1-C_1-C_2)\rho_0 + C_1\rho_1}{\rho_0} \frac{1}{F} \frac{\partial F}{\partial p} \right)}}, \quad (3.97)$$

Где  $K_2$  – модуль упругости газа в пузырьках (в работах [121, 136] модуль упругости газа определялся несколько иначе, чем по формулам (3.60) или (3.61), что, на наш взгляд, некорректно).

Из приведенного выше следует, что формулы для скорости распространения возмущений в смеси жидкости с дискретной фазой, полученные на основе использования динамических дифференциальных уравнений, имеют одинаковую принципиальную структуру и отличаются лишь величиной коэффициента  $\mu$ , значение которого зависит от степени учета инерционных свойств частиц. В тоже время формула (3.97), полученная на основе только термодинамических рассуждений (без учета динамики), отличается по своей структуре как от формул А.М. Лурье, Р.И. Нигматулина, так и от формул (3.85), (3.89) и (3.91), полученных в данной работе.

Количественные различия в величинах скорости гидроудара в смесях, рассчитанной по различным формулам, приведены на рис. 3.12–3.15.

Расчеты выполнены для следующих геометрических и механических характеристик трубопровода глубоководной эрлифтной установки, производительностью 1 млн. тонн/год по «сухому сырью» с глубины 6000 м [78]:

– трубопровод стальной, диаметр  $D_{mp} = 600$  мм, толщина стенки  $\delta = 12$  мм, модуль упругости  $E = 2 \cdot 10^{11}$  Па;

– модуль объемного сжатия воды  $K_0 = 2,0306 \cdot 10^9$  Па;

– для материала частиц принято:  $E_1 = 7,5 \cdot 10^{10}$  Па,  $\nu_1 = 0,17$ ,  $\frac{\rho_1}{\rho_0} = 1,4$ .

При этих данных скорость звука в безграничной жидкости равна  $a_{жс} = 1425$  м/с, а скорость звука в жидкости в трубопроводе  $a = 1160$  м/с.

На рис. 3.12 представлены результаты расчета скорости гидроудара  $D_0$  для смеси жидкости со сферическими твердыми частицами без пузырей воздуха ( $C_2 = 0$ ): кривая 1 рассчитана по нашей формуле (3.89) (без учета зависимости коэффициента  $k_1$  от концентрации частиц, т.е. при  $k_1 = 1$ ); кривая 2 – по формуле А.М. Лурье [135], кривая 3 – по формуле (3.97) (при  $C_2 = 0$  и  $\frac{1}{F} \frac{\partial F}{\partial p} = \frac{D_{mp}}{E \cdot \delta}$ ).

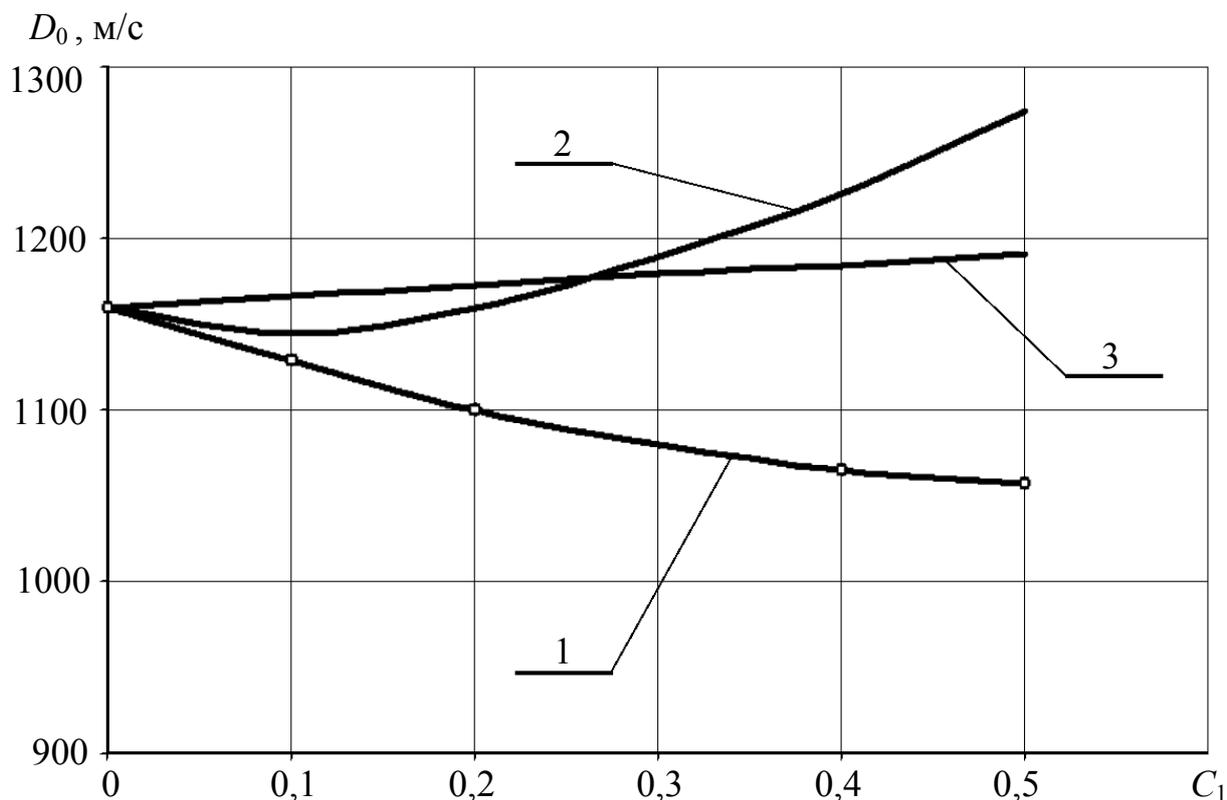


Рисунок 3.12 – Зависимости скорости звука от концентрации твердого, полученные по различным формулам, при  $a_{жс} = 1425$  м/с и  $\rho_1 / \rho_0 = 1,4$

На рис. 3.13 приведены зависимости для «гомогенного» коэффициента  $\mu$  «динамической» плотности, рассчитанные по нашей формуле (3.90) и по формуле А.М. Лурье (3.94) – кривая 1 и 2 соответственно. Расчет показал, что учет зависимости коэффициента  $k_1$  от концентрации  $C_1$  фактически не влияет на величину коэффициента  $\mu$ .

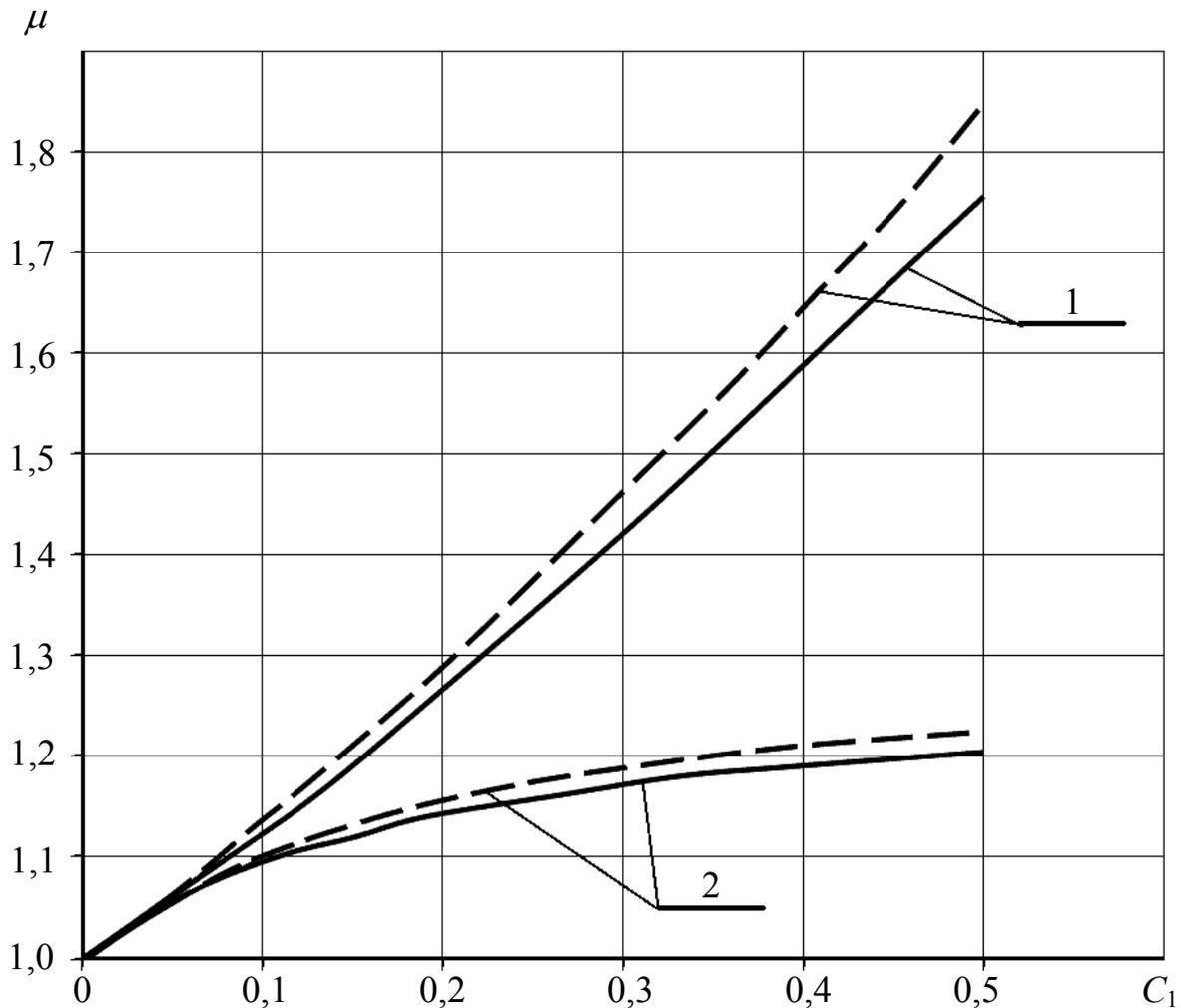


Рисунок 3.13 – Зависимости «гомогенного» коэффициента «динамической» плотности  $\mu$  от концентрации твердых частиц:

—  $\rho_1 / \rho_0 = 1,4$ ;  
 - - -  $\rho_1 / \rho_0 = 1,6$

Наряду с «гомогенным» коэффициентом «динамической» плотности  $\mu = \frac{\rho_d}{\rho_0}$  удобно ввести в рассмотрение также «гетерогенный» коэффициент «динамической» плотности, который равен

$$\chi = \frac{\rho_d}{\rho_{см}} = \mu \frac{\rho_0}{\rho_{см}} \quad (3.98)$$

и показывает насколько «динамическая» плотность  $\rho_0$  отличается от среднеемной плотности смеси  $\rho_{см}$ .

В связи с этим интересно отметить, что значение «динамической» плотности  $\rho_0$ , рассчитанное по нашей формуле (3.90) (см. рис. 3.14, кривые 1), почти не отличается от плотности смеси  $\rho_{см}$  (во всем диапазоне концентраций  $0 \leq C_2 \leq 0,5$  значение коэффициента  $\chi$  находится в диапазоне  $0,97 \leq \chi \leq 1,033$  для  $\rho_1 / \rho_0 = 1,4; 1,6$ ), тогда как согласно формуле А.М. Лурье [135] значение «динамической» плотности (рис. 3.14, кривые 2) сильно отличается от плотности смеси.

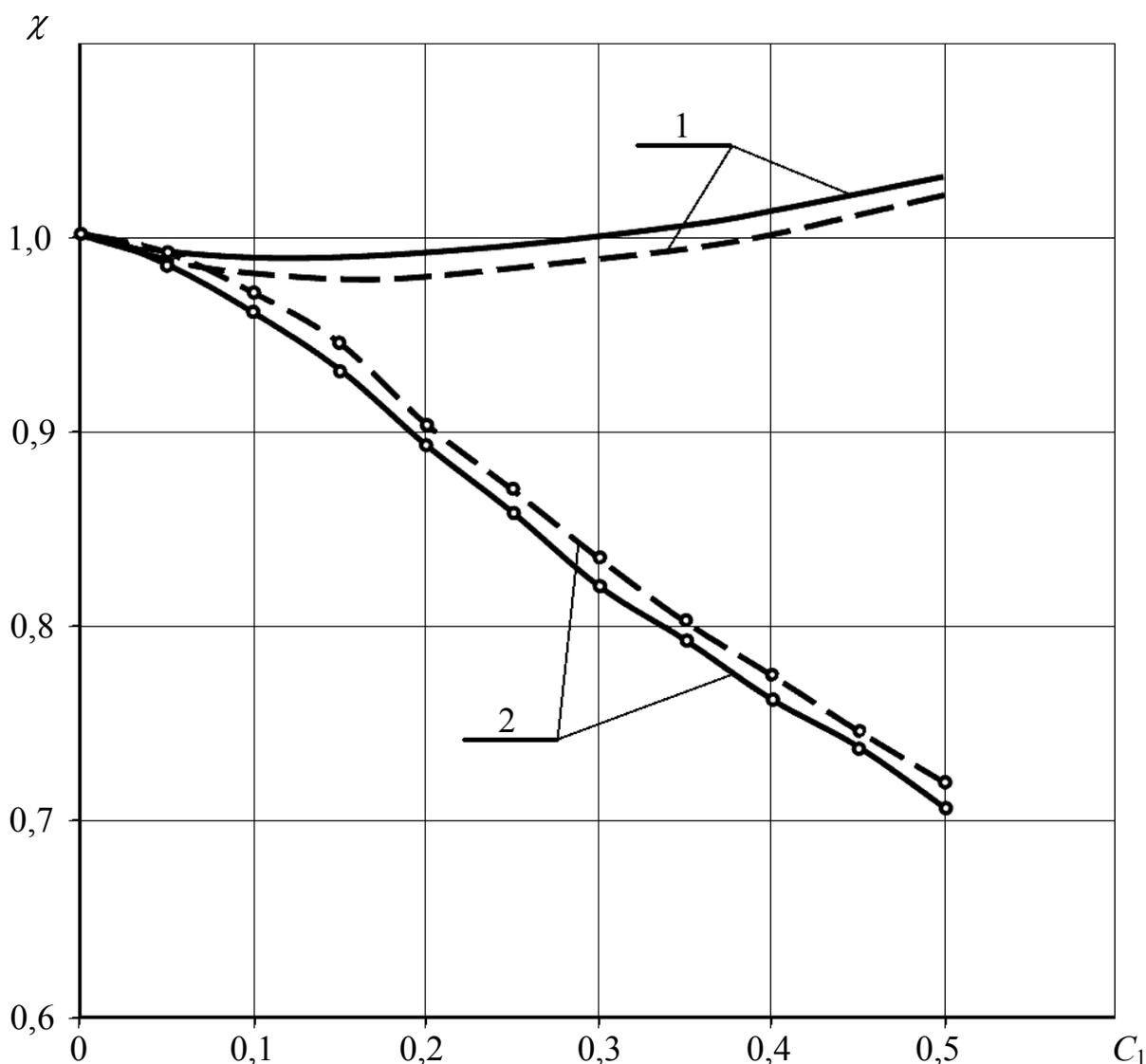


Рисунок 3.14 – Зависимости «гетерогенного» коэффициента «динамической» плотности  $\chi$  от концентрации твердых частиц:

—————  $\rho_1 / \rho_0 = 1,4;$   
 - - - - -  $\rho_1 / \rho_0 = 1,6$

Особенно неправдоподобным выглядит тот факт, что по формуле А.М. Лурье «динамическая» плотность гораздо меньше, чем плотность смеси  $\rho_{см}$ , и это тогда, как плотность частицы твердой фазы имеют большую плотность, чем плотность жидкости. На наш взгляд, подобный результат связан с тем, что формула А.М. Лурье [135] получена из недостаточно полных, а поэтому и не совсем корректных уравнений движения смеси.

Следует, однако, заметить, что и в соответствии с формулой (3.90) имеется некоторый диапазон концентрации твердой фазы, в котором  $\chi < 1$ , но это уменьшение составляет всего несколько процентов (при  $\rho_1 / \rho_0 > 1$ ). Если же плотность твердой фазы равна плотности жидкости  $\rho_1 = \rho_0$ , то согласно (3.90)  $\rho_d = \rho_{см} = \rho_0$  и  $\chi \equiv 1$ .

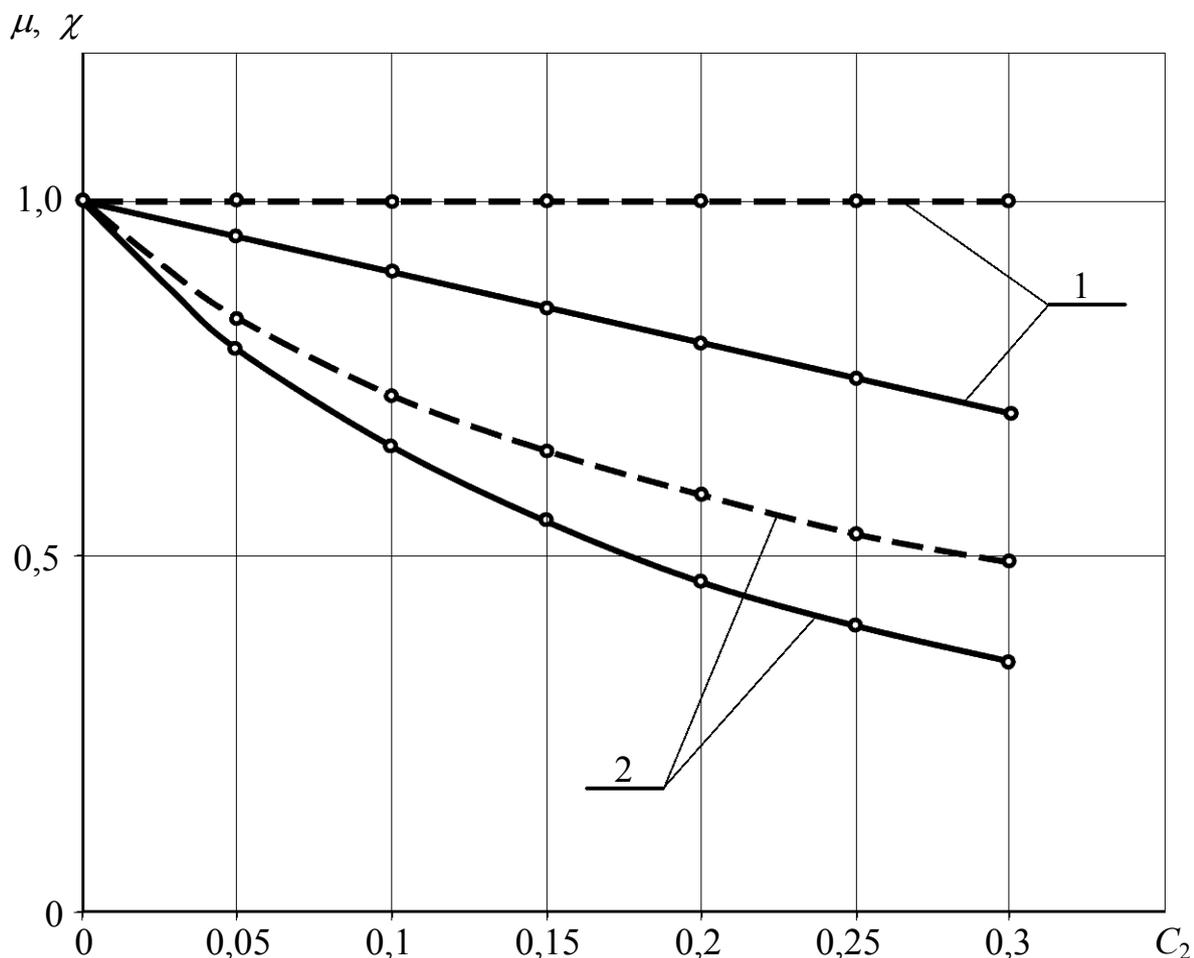


Рисунок 3.15 – Зависимости коэффициентов «динамической» плотности  $\mu$  и  $\chi$  от концентрации газовых пузырей в смеси:

————— —  $\mu$ ,                      - - - - - —  $\chi$

На рис. 3.15 представлены коэффициенты «динамической» плотности  $\mu$  и  $\chi$  для жидкости в смеси с газовыми пузырями. Кривые 1 рассчитаны

по нашим формулам (3.91), (3.92) и (3.98); кривые 2 – по формулам А.М. Лурье [135], примененным для случая наличия в жидкости дискретной фазы в виде пузырей.

Как видно из графиков (рис. 3.15), коэффициенты  $\mu$  и  $\chi$ , рассчитанные по нашим данным, убывают с увеличением концентрации  $C_2$ , что находится в соответствии с тем фактом, что за счет своей незначительной плотности пузыри газа тормозятся гораздо быстрее, чем частицы жидкости такого же объема.

В то же время, согласно формуле А.М. Лурье [135], «динамическая» плотность смеси жидкости с газовыми пузырями  $\rho_0$  оказывается равной плотности смеси  $\rho_{см}$  ( $\chi \equiv 1$ ), что неправдоподобно, так как равенство  $\rho_0 = \rho_{см}$  может выполняться лишь в том случае, когда  $\rho_2 = \rho_0$ .

Еще раз отметим, что формула (3.91), полученная из динамических уравнений, несколько отличается от известных ранее формул для скорости звука в смеси, полученных на основании термодинамических рассуждений, например, формулы Вуда [133] и формулы Пирсола [108], которые в наших обозначениях имеют вид:

$$D_{Вуд} = \frac{1}{\sqrt{\rho_{см} \left( \frac{1-C_2}{K_0} + \frac{C_2}{K_2} \right)}},$$

$$D_{Пирсол} = \frac{1}{\sqrt{\rho_{см} \left( \frac{1}{K_0} + \frac{C_2}{p} + \frac{D_{mp}}{\delta E} \right)}},$$

причем, формула Вуда получена для безграничной жидкости, а формула Пирсола – для малых концентраций пузырей.

Проверка адекватности полученных формул (3.89) и (3.91) была осуществлена с использованием экспериментальных данных работы [121]. В таблице 3.1 приведены экспериментальные и расчетные результаты для одинаковых исходных данных. Из анализа приведенных результатов следует, что максимальное расхождение между экспериментальными и расчетными данными не превосходит 6...8 % для однородной жидкости и 9...11 % для пульпы.

Одновременный учет в разработанной модели (3.55) – (3.57), (3.68) – (3.70) свойств каждой фазы в отдельности, сил межфазного взаимодействия, а также параметров трубопровода свидетельствует о возможности выявления достоверных зависимостей и закономерностей, характеризующих динамику волновых процессов.

Таблица 3.1 – Сравнение результатов расчета скоростей звука с экспериментальными данными

Внутренний диаметр трубопровода $D$ , мм	Толщина стенки трубопровода $\delta$ , мм	Скорость распространения волны гидравлического удара в стальных трубопроводах, м/с												
		При распространении чистой воды		При распространении тонко- и мелкодисперсных частиц ( $0 < d_{cp} < 3$ мм)		При распространении крупно-дисперсных частиц ( $d_{cp} > 3$ мм)								
		Эксп. [207]	Расчет по формуле (3.91)	$\delta$ , %	Эксп. [207]	Расчет по формуле (3.89)	$\delta$ , %	Эксп. [207]	Расчет по формуле (3.89)	$\delta$ , %				
50	4	1370	1416,58	-3,4	1350	1244,97	7,78	-	-	-	-	-	-	-
75	4	1352,5	1315,85	2,71	1320	1408,04	-6,67	-	-	-	-	-	-	-
104	5	1307,5	1379,94	-5,54	1290	1388,56	-7,64	-	-	-	-	-	-	-
123	5	1275	1341,43	-5,21	1265	1187,71	6,11	-	-	-	-	-	-	-
153	6	1252,5	1209,16	3,46	1262,5	1357,95	-7,56	-	-	-	-	-	-	-
178	8	1225	1276,82	-4,23	1235	1335,41	-8,13	-	-	-	-	-	-	-
203	8	1205	1298,03	-7,72	1200	1118,16	6,82	-	-	-	-	-	-	-
257	8	1190	1112,17	6,54	1190	1278,54	-7,44	1135	1230,68	-8,43	1135	1230,68	-8,43	-
309	8	1170	1256,81	-7,42	1105	1199,15	-8,52	1050	1160,36	-10,51	1050	1160,36	-10,51	-
335	8	1135	1216,83	-7,21	1060	993,11	6,31	1035	938,23	9,35	1035	938,23	9,35	-
357	10	1110	1175,38	-5,89	1040	958,98	7,79	1010	1098,48	-8,76	1010	1098,48	-8,76	-
406	10	1135	1080,75	4,78	965	1041,04	-7,88	975	881,69	9,57	975	881,69	9,57	-
458	10	1100	1183,16	-7,56	1037,5	949,73	8,46	950	1049,56	-10,48	950	1049,56	-10,48	-
509	10	1095	1174,06	-7,22	945	995,27	-5,32	895	978,68	-9,35	895	978,68	-9,35	-
606	12	1055	1032,00	2,18	885	947,66	-7,08	830	905,03	-9,04	830	905,03	-9,04	-
696	12	1030	1084,80	-5,32	820	759,16	7,42	770	704,94	8,45	770	704,94	8,45	-
796	12	1000	945,60	5,44	765	799,73	-4,54	710	777,45	-9,5	710	777,45	-9,5	-
890	15	965	1039,40	-7,71	730	781,90	-7,11	660	593,01	10,15	660	593,01	10,15	-

### 3.4 Исследование закономерностей распространения упругих волн давления в элементах глубоководных пневмогидротранспортных систем

Волновая динамика многофазных потоков, несомненно, находится на передовом рубеже мировой фундаментальной науки, что создает объективные предпосылки для открытия новых закономерностей, принципиально отличающихся от физики однородных жидкостей.

С целью выявления основных закономерностей распространения возмущений в гетерогенных потоках были выполнены систематические численные исследования в широком диапазоне изменения модуля объемного сжатия, концентрации, плотности и размеров твердого материала, а также упругих и геометрических характеристик трубопровода. Ниже выборочно приведены некоторые наиболее характерные результаты для случая твердой фазы, представленной монодисперсным составом сферических частиц с диаметром 0,005 м [140, 141].

Рассмотрим некоторые закономерности распространения упругих волн давления в элементах глубоководных эрлифтных гидроподъемов. Следует отметить, что эрлифтный гидроподъем является системой, в которой в подводящем трубопроводе и в гибкой связи между самоходным агрегатом сбора и бункером-дозатором реализуется двухфазное течение (вода и твердые частицы), а в подъемном – трехфазное (вода, твердое и воздух). Это позволяет рассматривать ГЭГ в качестве представительного объекта приложения разрабатываемых в настоящей монографии средств моделирования.

Для учета влияния характеристик трубопровода на волновые процессы введем следующий параметр – волновое число трубопровода:

$$T = \frac{K_0 \cdot D_{mp}}{E \cdot \delta},$$

где  $\delta$  – толщина стенки трубопровода.

Значительная протяженность транспортного тракта глубоководного эрлифта обуславливает высокую вероятность использования при изготовлении подводящего трубопровода легких и прочных полимерных материалов, что существенно влияет на скорость звука в потоке. На рис. 3.16 показаны полученные зависимости изменения скорости звука от объемной концентрации твердого в пульпе для различных значений волнового числа трубопровода.

Анализ приведенных на рис. 3.16 зависимостей позволяет сделать ряд выводов. Величина скорости звука в пульпе в общем случае зависит от параметров, как пульпы, так и трубопровода, конкурирующее взаимовлияние которых определяет три характерных области.

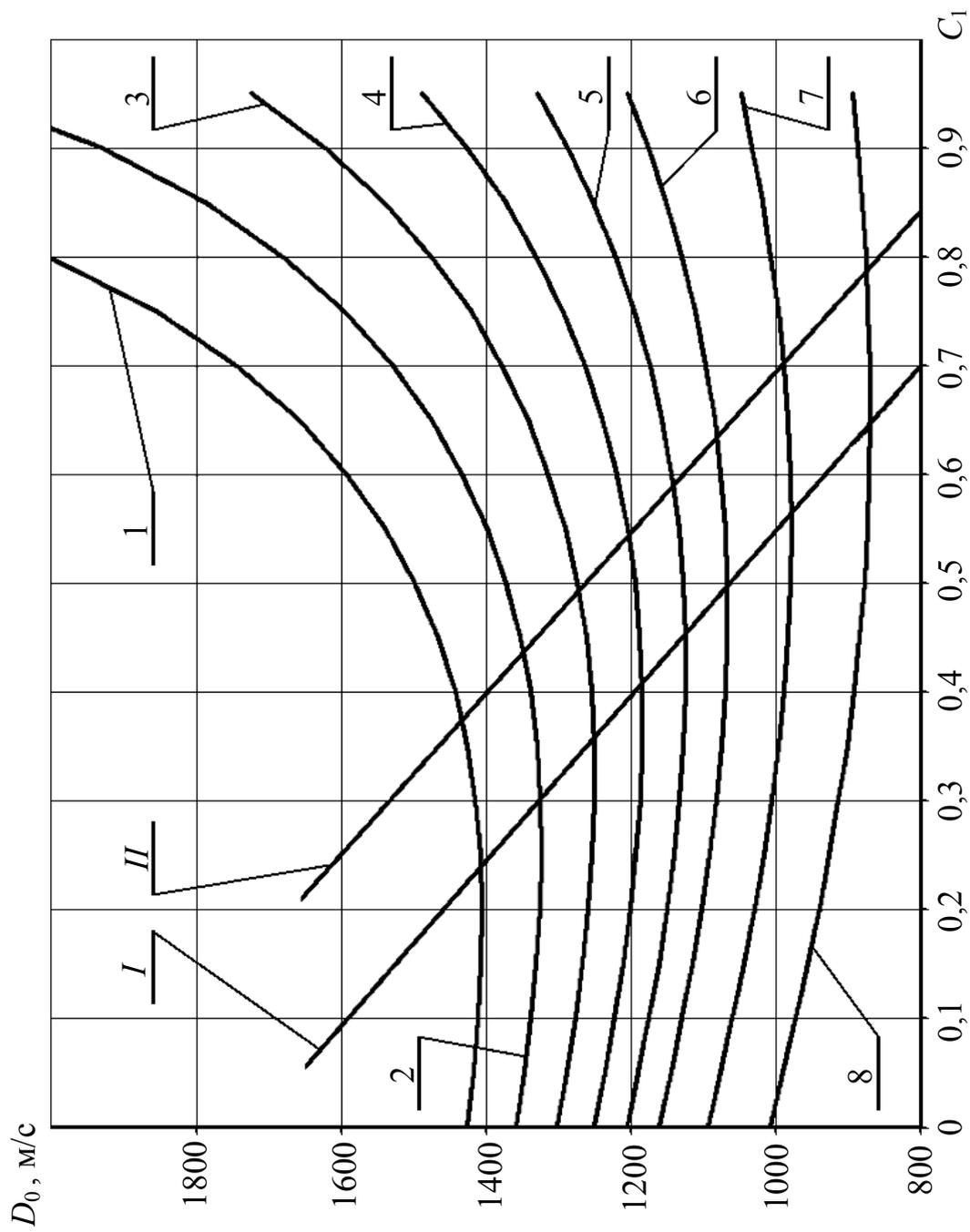


Рисунок 3.16 – Зависимости скорости распространения возмущений от концентрации твердого материала в пульпе при

$C_2 = 0$ ;  $\rho_1 = 1600 \text{ кг/м}^3$ ;  $K_1 = 4,5 \cdot 10^{10} \text{ Па}$  и различных параметрах трубопровода:

1 –  $T = 0$ ; 2 –  $T = 0,1$ ; 3 –  $T = 0,2$ ; 4 –  $T = 0,3$ ; 5 –  $T = 0,3,3$ ; 6 –  $T = 0,5,5$ ; 7 –  $T = 0,7,7$ ; 8 –  $T = 1,0$

Первая область находится левее прямой  $D_0 = -2124,7 \cdot C_1 + 1630$  (линия  $I$  на рис. 3.16) и соответствует нисходящему характеру кривых с увеличением концентрации твердого за счет опережающего роста плотности пульпы по отношению к увеличению ее эффективного модуля объемного сжатия (зависимости, описывающие линии  $I$  и  $II$  приведены формально без соблюдения размерностей).

Вторая область, расположенная между линией  $I$  и прямой  $D_0 = -2101,8 \cdot C_1 + 1870$  (линия  $II$  на рис. 3.16), характеризуется квазипостоянной скоростью звука для каждого фиксированного значения волнового числа трубопровода. В диапазоне изменения концентрации твердого между линиями  $I$  и  $II$  плотность пульпы изменяется пропорционально изменению эффективного модуля ее сжатия. Здесь величина скорости звука в пульпе однозначно определяется только значениями волнового числа трубопровода, что значительно сокращает объем вычислений при разработке инженерных методик, и в первом приближении может быть определена по формуле:

$$D_0 = -575 \cdot T + 1415 .$$

Третья область находится правее линии  $II$  и соответствует восходящему характеру кривых с увеличением концентрации твердого за счет опережающего роста эффективного модуля объемного сжатия пульпы по отношению к увеличению ее плотности.

На рис. 3.17 показаны зависимости изменения скорости звука от объемной концентрации пульпы для различных значений плотности упругих твердых частиц. Из анализа полученных результатов можно сделать вывод, что уменьшение плотности твердого материала при прочих равных условиях приводит к увеличению скорости звука.

Полученные результаты заставляют коренным образом переосмыслить установившиеся стереотипы в плане утверждения, что присутствие твердой фазы в несущей жидкости, как правило, приводит только к увеличению скорости звука в пульпе [106].

Для случая глубоководного эрлифтного гидроподъема истинная объемная концентрация твердого в пульпе (далее концентрация), даже с учетом предварительного дробления твердого материала, не превышает 15...20 % [109]. При этом максимальные значения волнового числа трубопровода соответствуют случаю гибкой связи между добычным агрегатом и бункером-дозатором (см. рис. 1.1).

На рис. 3.18 отображены результаты исследования влияния на скорость звука в подводящем трубопроводе модуля объемного сжатия твердых частиц  $K_1$ . Увеличение значения  $K_1$  при прочих равных условиях приводит к повышению скорости звука.

При решении практических задач следует принимать во внимание, что в подводящем трубопроводе ГЭГ может присутствовать небольшое количество газа.

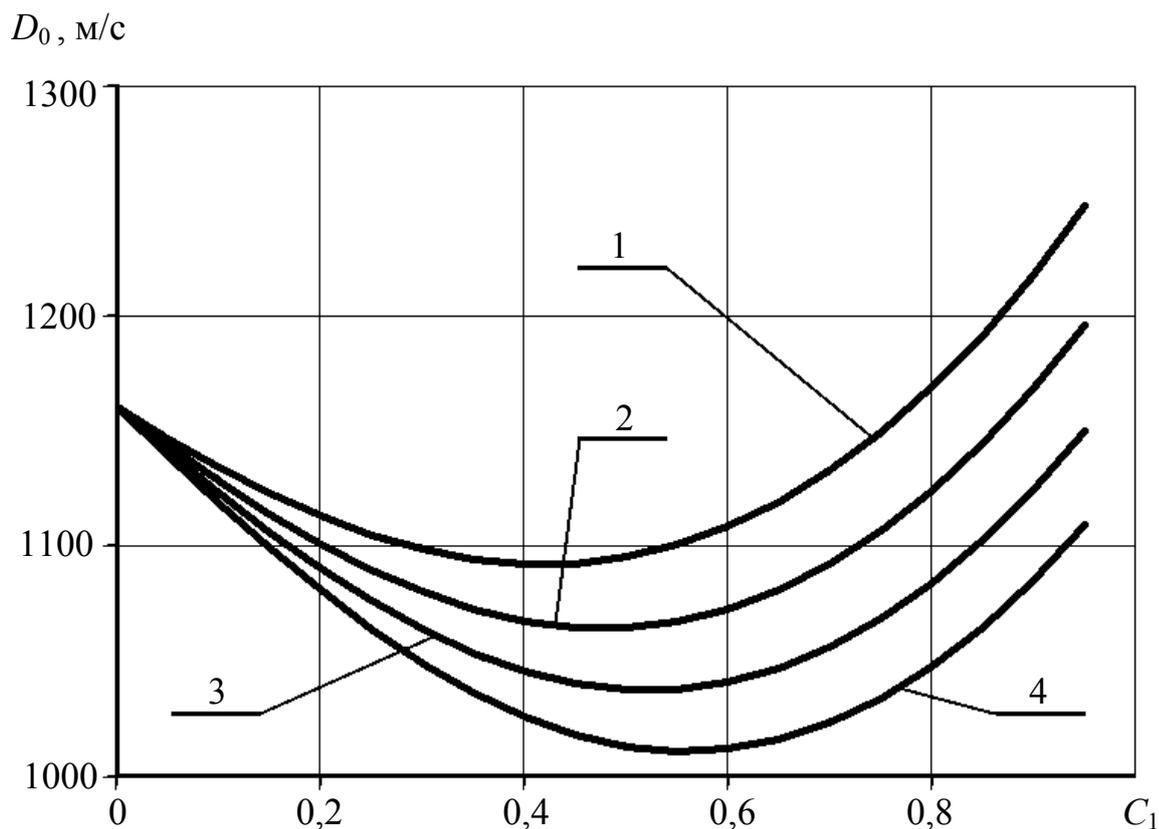


Рисунок 3.17 – Зависимости скорости звука в подводящем трубопроводе от концентрации твердой фазы при  $C_2 = 0$ ;  $T = 0,5077$ ;  $K_1 = 4,5 \cdot 10^{10}$  Па и различной плотности частиц:

$$1 - \rho_1 = 1200 \text{ кг/м}^3; \quad 2 - \rho_1 = 1400 \text{ кг/м}^3;$$

$$3 - \rho_1 = 1600 \text{ кг/м}^3; \quad 4 - \rho_1 = 1800 \text{ кг/м}^3$$

На рис. 3.19 приведены кривые, описывающие зависимости распространения волн давления в трехфазном потоке подводящего трубопровода ГЭГ.

На рис. 3.20 показаны зависимости скорости звука в водовоздушной смеси от концентрации газа, рассчитанные по формуле (3.91) для широкого диапазона значений модуля объемного сжатия газовых пузырей  $K_2$ .

Из приведенных графиков следует, что наличие даже малой концентрации газовой фазы существенно понижает скорость звука в смеси. При этом с возрастанием давления возрастает и скорость звука.

На рисунке 3.21 приведены зависимости скорости звука в двухфазной водовоздушной смеси ( $C_1 = 0$ ) от объемного газосодержания для разных давлений. Из графиков видно, что геометрическое место минимумов всех кривых находится на одной вертикальной прямой, и независимо от давлений соответствует значению  $C_2 = 0,37$ . В тоже время в работе [38] эта величина составляет  $C_2 = 0,5$ .

На следующих трех рисунках 3.22–3.24 приведены зависимости скорости распространения волн давления в подъемном трубопроводе ГЭГ при изменении характеристик твердого материала: плотности (рис. 3.22), модуля объемного сжатия (рис. 3.23) и концентрации (рис. 3.24). Проанализировав их, можно сделать следующий вывод, что на скорость распространения звука в трехфазной смеси влияют газосодержание, давление, свойства твердой фазы и параметры трубопровода.

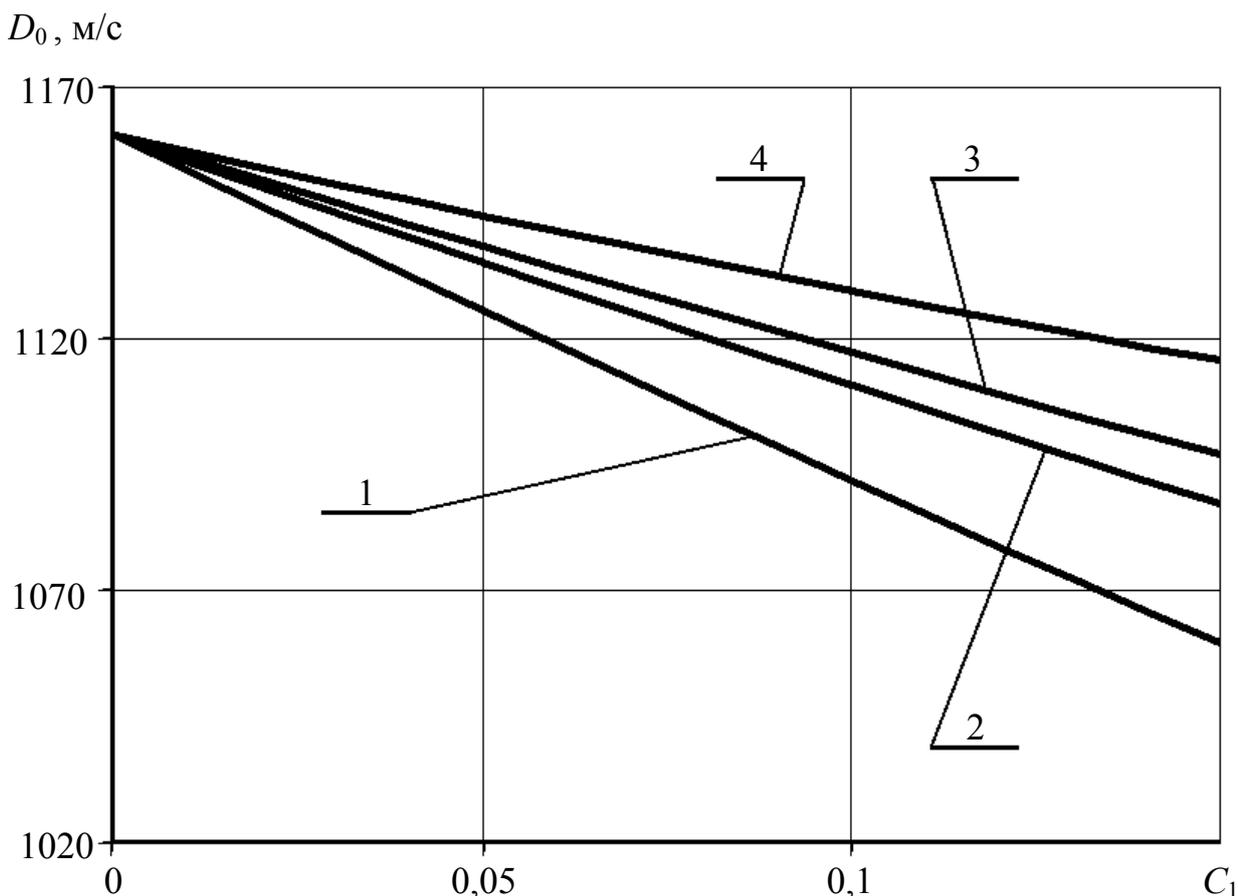


Рисунок 3.18 – Зависимости скорости звука в подводящем трубопроводе от концентрации твердого материала при  $C_2 = 0$ ;  $T = 0,5077$ ;  $\rho_1 = 1600$  кг/м<sup>3</sup> и различных значениях модуля объемного сжатия частиц:

$$\begin{aligned}
 1 - K_1 &= 2 \cdot 10^9 \text{ Па}; & 2 - K_1 &= 4 \cdot 10^9 \text{ Па}; \\
 3 - K_1 &= 6 \cdot 10^9 \text{ Па}; & 4 - K_1 &= 8 \cdot 10^{10} \text{ Па}
 \end{aligned}$$

Обобщая полученные выше результаты, представляется возможным исследовать распространение скорости звука по всей длине транспортного тракта глубоководного эрлифтного гидроподъема. Разработанная выше модель использовалась применительно к потоку пульпы в подводящем трубопроводе, а также всех структур течения смеси в подъемном трубопроводе, кроме кольце-

вой. Для дисперсной структуры несущей средой является воздух, поэтому в вышеприведенных уравнениях и формулах были введены соответствующие изменения, связанные с переиндексацией фаз. При всех структурах течения для вычисления концентраций фаз, необходимых для определения скорости звука в трехфазной смеси, использовались ранее полученные распределения давлений по высоте подъемного трубопровода [106].

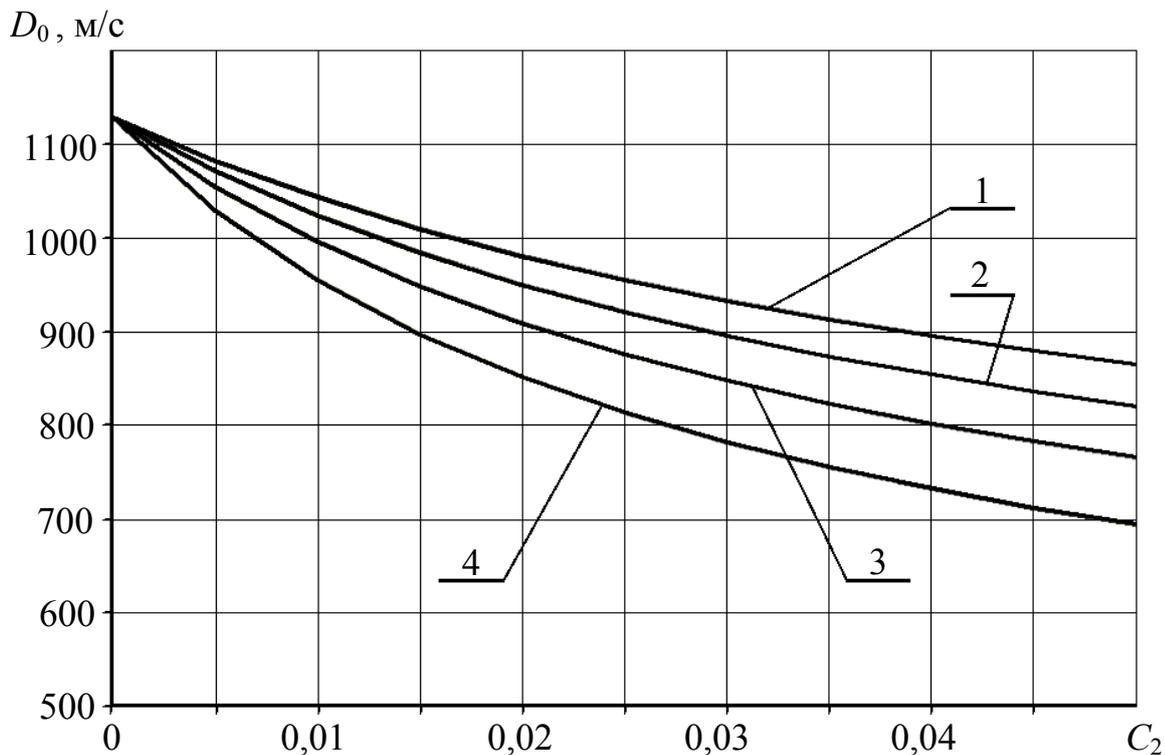


Рисунок 3.19 – Зависимости скорости звука в трехфазной смеси от газосодержания при  $C_1 = 0,1$ ;  $T = 0,5077$ ;  $\rho_1 = 1600$  кг/м<sup>3</sup>;  $K_1 = 4,5 \cdot 10^{10}$  Па и различных давлениях:

$$\begin{aligned}
 1 - p &= 600 \cdot 10^5 \text{ Па}; & 2 - p &= 500 \cdot 10^5 \text{ Па}; \\
 3 - p &= 400 \cdot 10^5 \text{ Па}; & 4 - p &= 300 \cdot 10^5 \text{ Па}
 \end{aligned}$$

На рис. 3.25 отображена зависимость изменения скорости звука по длине подводящего и подъемного трубопроводов глубоководного эрлифта при гидроподъеме минерального сырья с глубины 6000 м. Как было сказано выше, на глубине предполагается наличие небольшой концентрации воздуха. Для текущих расчетов концентрация газа в нижней точке трубного става принята 1 %, а глубина погружения смесителя соответствовала 2000 м. Участок 1 соответствует подводящему трубопроводу, а участок 2 – подъемному. Расположение смесителя предполагается на границе участков 1 и 2. Буквами *a*, *b*, *v*, *z* обозначены участки соответственно пузырьковой, снарядной, кольцевой, дисперсной

структур течения смеси. В подводящем трубопроводе с уменьшением глубины с 6000 по 2000 м скорость звука падает по квазилинейной зависимости, обусловленной, в первую очередь, расширением сжатого воздуха за счет снижения давления. Далее имеет место скачкообразное падение скорости звука в месте установки смесителя за счет увеличения доли сжатого воздуха в смеси. На участке смеситель – верхнее сечение подъемного трубопровода снижение скорости звука по мере расширения воздуха при  $C_2 < 0,37$  обусловлено как падением давления, так и ростом газосодержания, а при  $C_2 > 0,37$  – доминирующим влиянием падения давления, несмотря на рост газосодержания. Для кольцевой структуры течения трехфазной смеси использовалась гетерогенная модель расслоенного типа [38, 106]. Скорость звука в смеси при кольцевой структуре течения всегда выше значения в воздухе при одинаковых давлениях [38].

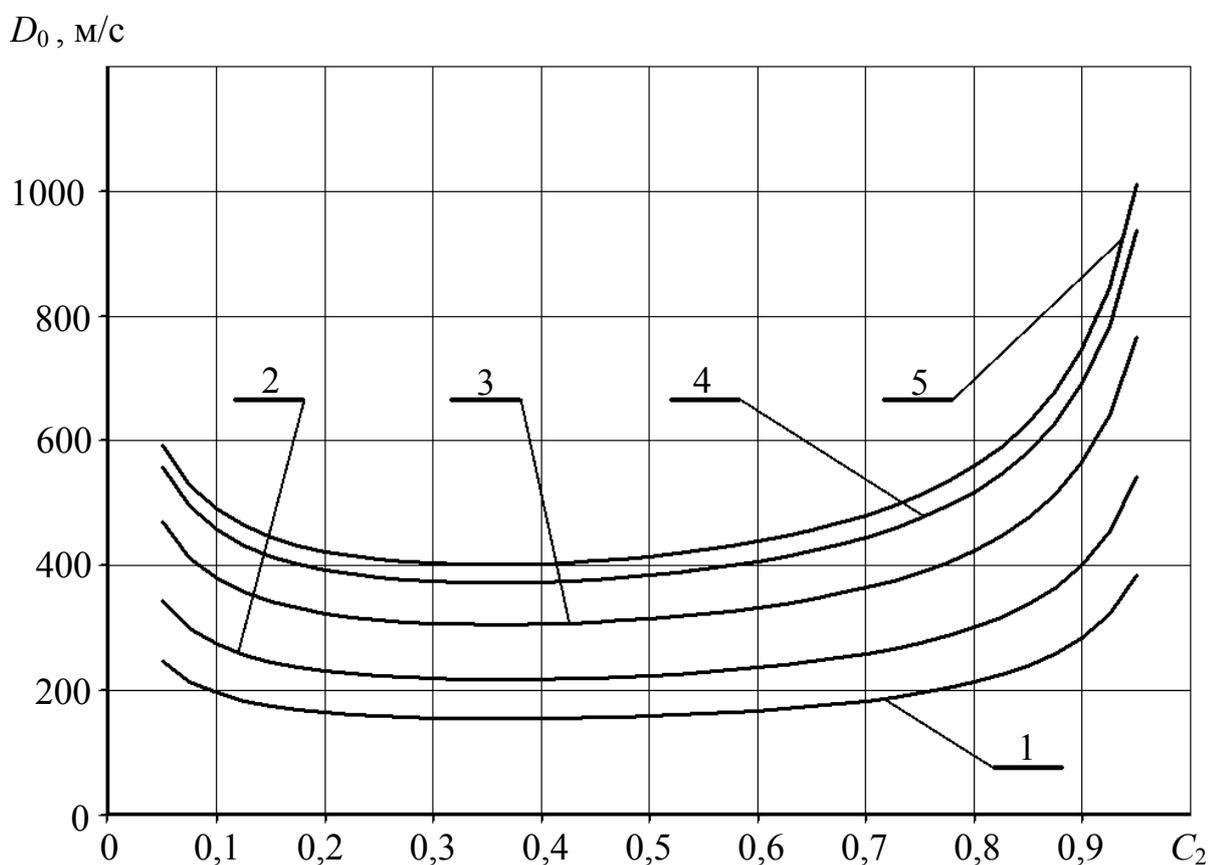


Рисунок 3.20 – Зависимости скорости звука в водовоздушной смеси от газосодержания при  $C_1 = 0$ ;  $T = 0,5077$ ;  $\rho_1 = 2100 \text{ кг/м}^3$ ;  $K_1 = 4,5 \cdot 10^{10} \text{ Па}$  и различных давлениях: 1 –  $p = 25 \cdot 10^5 \text{ Па}$ ; 2 –  $p = 50 \cdot 10^5 \text{ Па}$ ; 3 –  $p = 100 \cdot 10^5 \text{ Па}$ ; 4 –  $p = 150 \cdot 10^5 \text{ Па}$ ; 5 –  $p = 175 \cdot 10^5 \text{ Па}$

Приведенная на рис. 3.25 зависимость представляет важную научную и практическую ценность для разработки автоматизированной системы

управления ГЭГ, так как позволяет оперативно получать время распространения возмущения (время отклика системы на управляющие воздействия) для любого участка трубопровода по следующей формуле

$$t = \int_0^x \frac{dx}{D_0(x)},$$

где  $x$  – координатная ось, направленная вдоль трубопровода.

$D_0$ , м/с

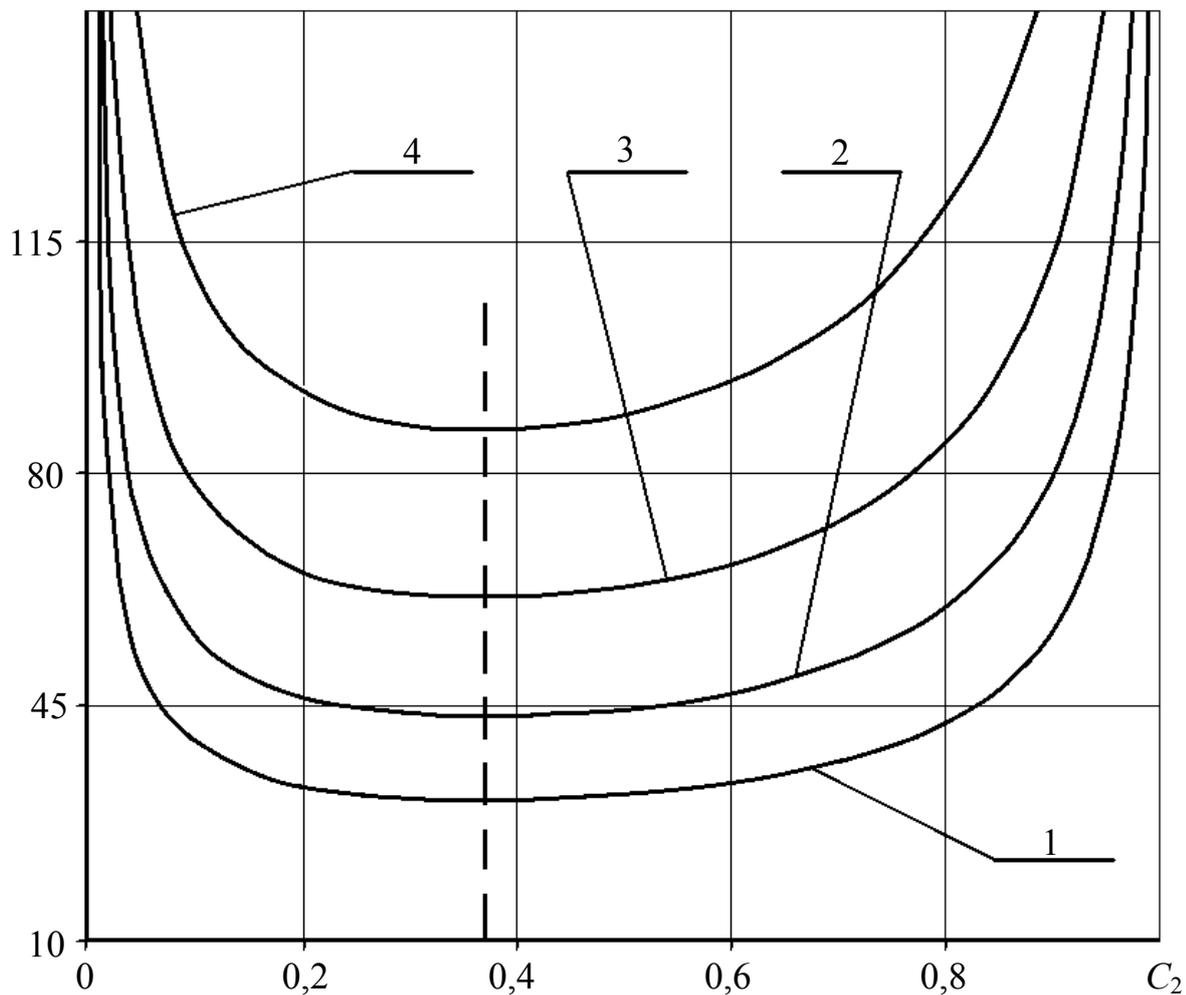


Рисунок 3.21 – Зависимости скорости звука в водовоздушной смеси от газосодержания при  $C_1 = 0$ ;  $T = 0,5077$ ;  $\rho_1 = 1600$  кг/м<sup>3</sup>;  $K_1 = 4,5 \cdot 10^{10}$  Па и различных давлениях: 1 –  $p = 1 \cdot 10^5$  Па; 2 –  $p = 2 \cdot 10^5$  Па; 3 –  $p = 4 \cdot 10^5$  Па; 4 –  $p = 8 \cdot 10^5$  Па

На рис. 3.26 показаны полученные зависимости скоростей смеси ( $V_{см}$ ) и распространения возмущений ( $D_0$ ) по длине дисперсной структуры

течения ( $L_{d.c.m}$ ) в подъемном трубопроводе глубоководного эрлифта (соответствующие кривые 1 и 2).

Из рис. 3.25 и 3.26 следует, что в условиях дисперсной структуры многофазной смеси, распространяющейся в верхней части подъемного трубопровода на несколько десятков метров, наибольшее влияние на скорость распространения звуковых волн в потоке оказывает понижение давления. Наряду с этим, несмотря на усиление влияния свойств твердой фазы на скорость звука при дисперсной структуре течения характеристики частиц все же оказывают меньшее влияние, чем увеличение объемного газосодержания (см. рис. 3.22–3.24). Поэтому в результате совместного воздействия перечисленных факторов происходит снижение скорости звука в направлении движения смеси.

Выполненные авторами монографии исследования закономерностей распространения звуковых волн в потоке многофазной смеси жидкости, газа и твердых включений с учетом физических характеристик фаз, разности скоростей фаз, газосодержания и давления при различных структурах течения базируются на принципиально новых соображениях. Подход основан на использовании обобщенной математической модели, позволяющей улавливать изменение скорости звука, как в двухфазной смеси, так и в трехфазном потоке при пузырьковой, снарядной и дисперсной структурах течения. В определенной степени его можно рассматривать как модификацию волновой теории академика Н.Е. Жуковского для однородной жидкости на случай гетерогенных течений.

Отображенные на рис. 3.26 зависимости показывают, что в выходном сечении подъемного трубопровода скорость звука в многофазном потоке становится соизмеримой со скоростью смеси, что создает объективные предпосылки возникновения «запирания» потока. Это свидетельствует о принципиальном различии в тенденциях изменений физических и гидродинамических параметров восходящего потока многофазной смеси при дисперсной структуре течения (средние параметры смеси приближаются к величинам в газовой фазе, а скорость звука в гетерогенном потоке существенно отличается от скорости звука в газе). Таким образом, была установлена закономерность распространения звуковых волн в восходящем многофазном потоке при дисперсной структуре течения, заключающаяся в том, что скорость распространения звуковых волн в восходящем потоке газа с жидкостными включениями и элементами твердой фазы снижается в направлении движения смеси (вплоть до возможного возникновения «запирания» потока), обусловленная взаимодействием понижения давления и роста объемного газосодержания в потоке. Данная неизвестная ранее закономерность по результатам экспертизы Международной академии автора научных открытий и изобретений (РФ, г. Москва) признана Научным открытием, что подтверждено Дипломом № 449 от 14 апреля 2013 г. на открытие «Закономерность распространения звуковых волн в восходящем многофазном потоке при дисперсной структуре течения».

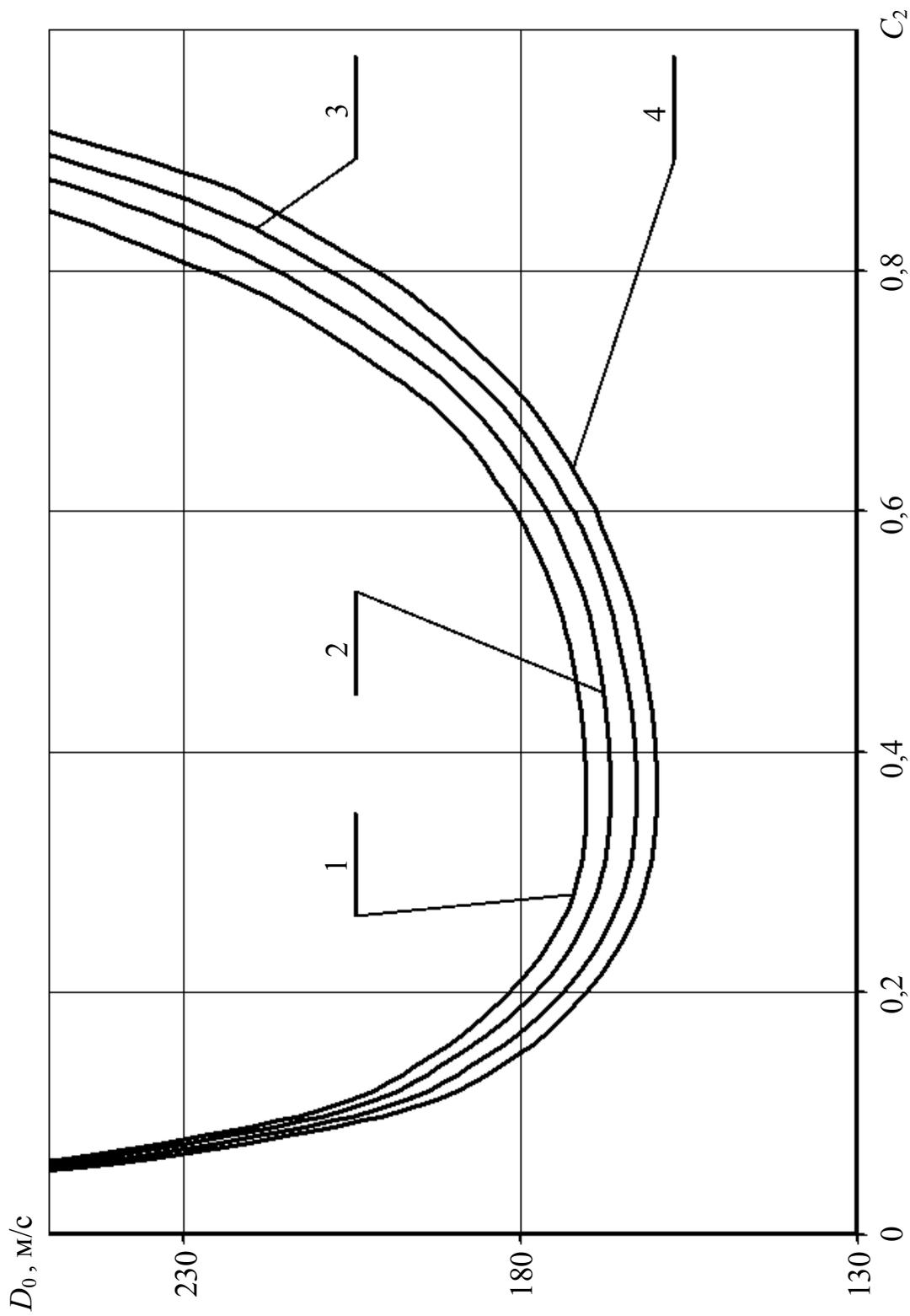


Рисунок 3.22 – Зависимости скорости звука в трехфазной смеси от газосодержания при  $C_1 = 0,1$ ;  $T = 0,56$ ;  $K_1 = 4,5 \cdot 10^{10}$  Па;  $p = 80 \cdot 10^5$  Па и различных плотностях твердого материала:  
 1 –  $\rho_1 = 1200$  кг/м<sup>3</sup>;      2 –  $\rho_1 = 1400$  кг/м<sup>3</sup>;      3 –  $\rho_1 = 1600$  кг/м<sup>3</sup>;      4 –  $\rho_1 = 1800$  кг/м<sup>3</sup>

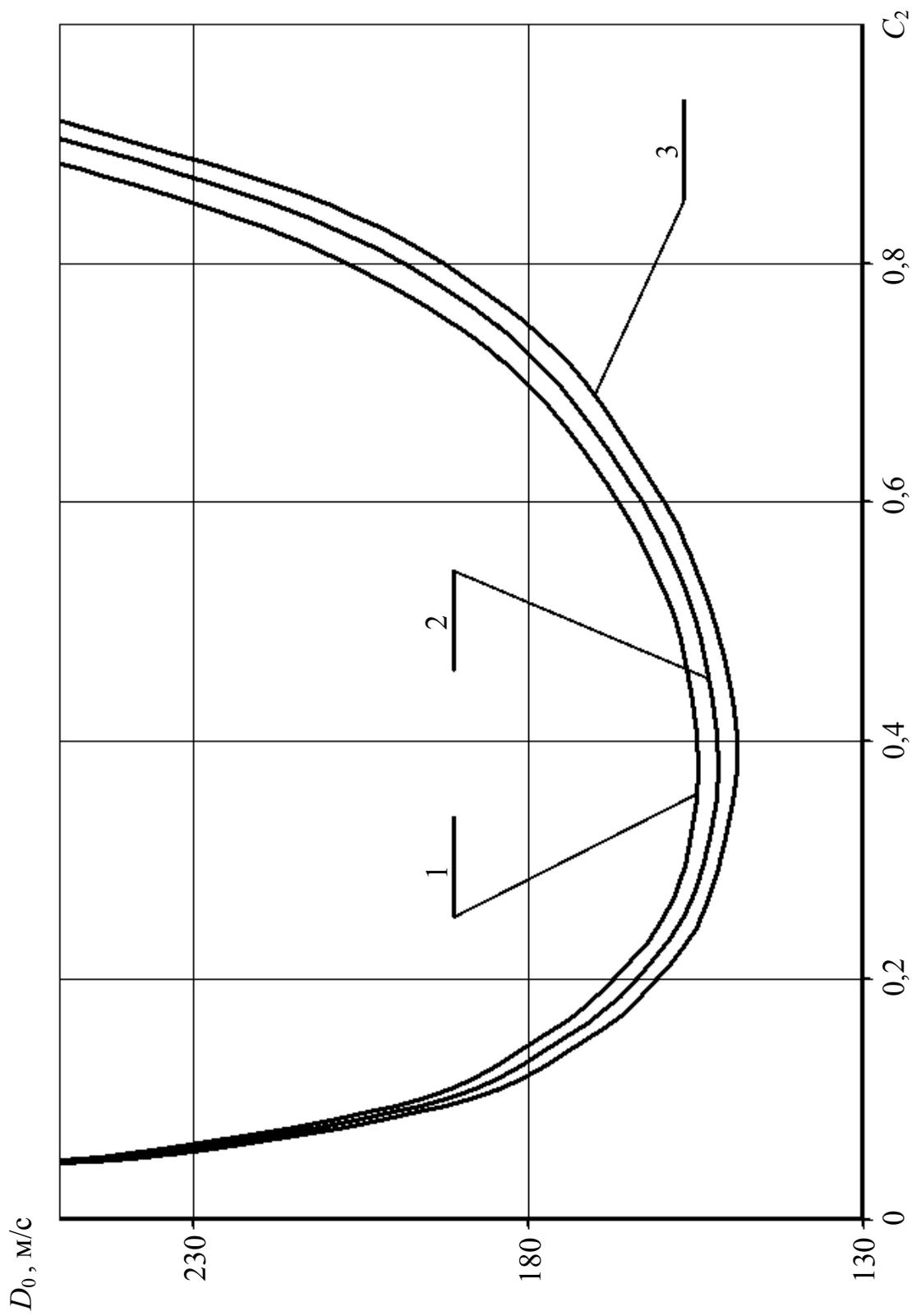


Рисунок 3.23 – Зависимости скорости звука в трехфазной смеси от газосодержания при  $C_1 = 0,1$ ;  $T = 0,58$ ;  $\rho_1 = 1600 \text{ кг/м}^3$ ;  $p = 75 \cdot 10^5 \text{ Па}$  и различных модулях объемного сжатия твердых частиц:  
 1 –  $K_1 = 3 \cdot 10^9 \text{ Па}$ ;      2 –  $K_1 = 4 \cdot 10^9 \text{ Па}$ ;      3 –  $K_1 = 5 \cdot 10^9 \text{ Па}$

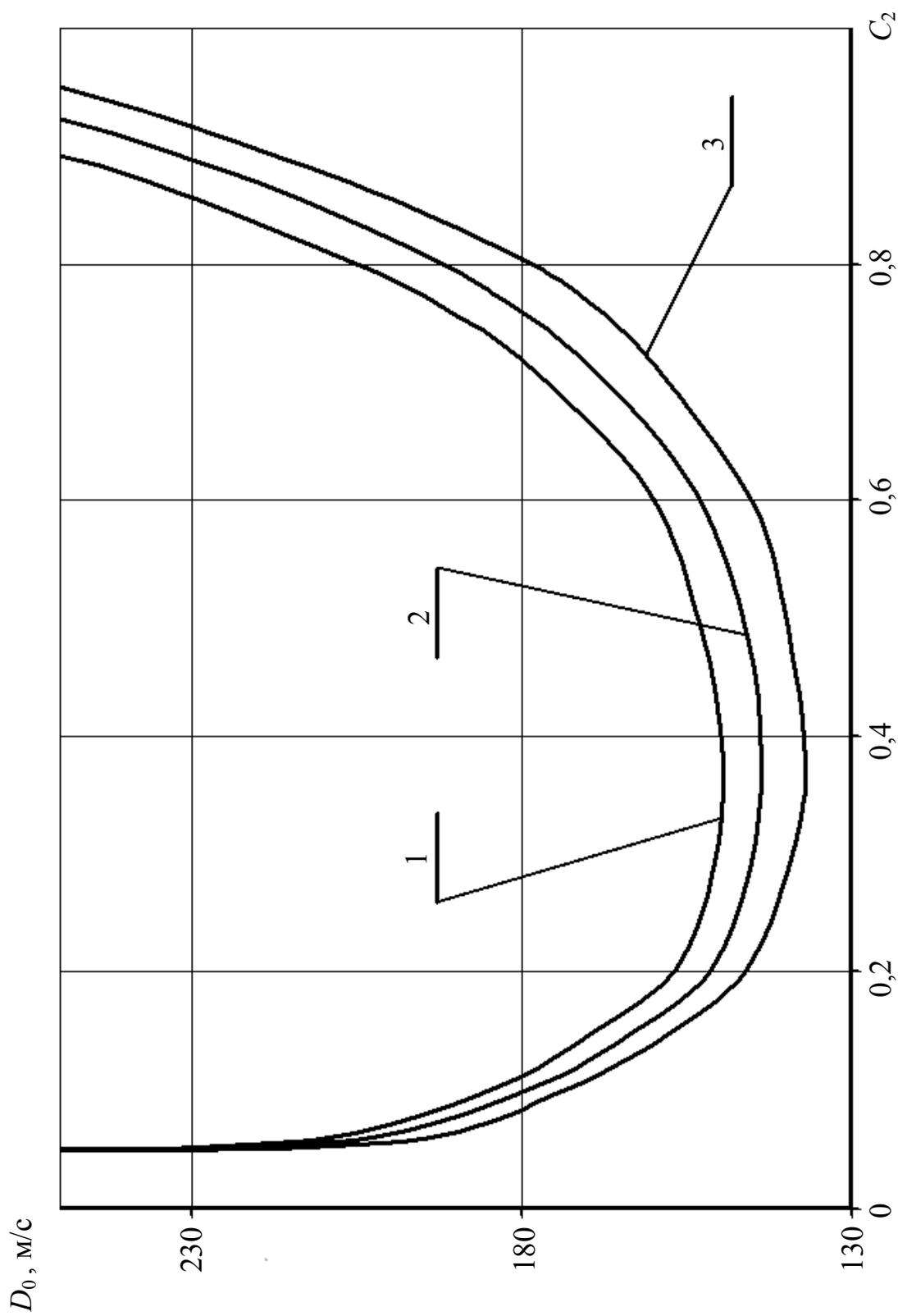


Рисунок 3.24 – Зависимости скорости звука в трехфазной смеси от газосодержания при

$T = 0,6$ ;  $\rho_1 = 1600$  кг/м<sup>3</sup>;  $K_1 = 4,5 \cdot 10^{10}$  Па;  $p = 60 \cdot 10^5$  Па;  $p$  и различных концентрациях твердого материала:

1 –  $C_1 = 0,05$ ;

2 –  $C_1 = 0,1$ ;

3 –  $C_1 = 0,15$

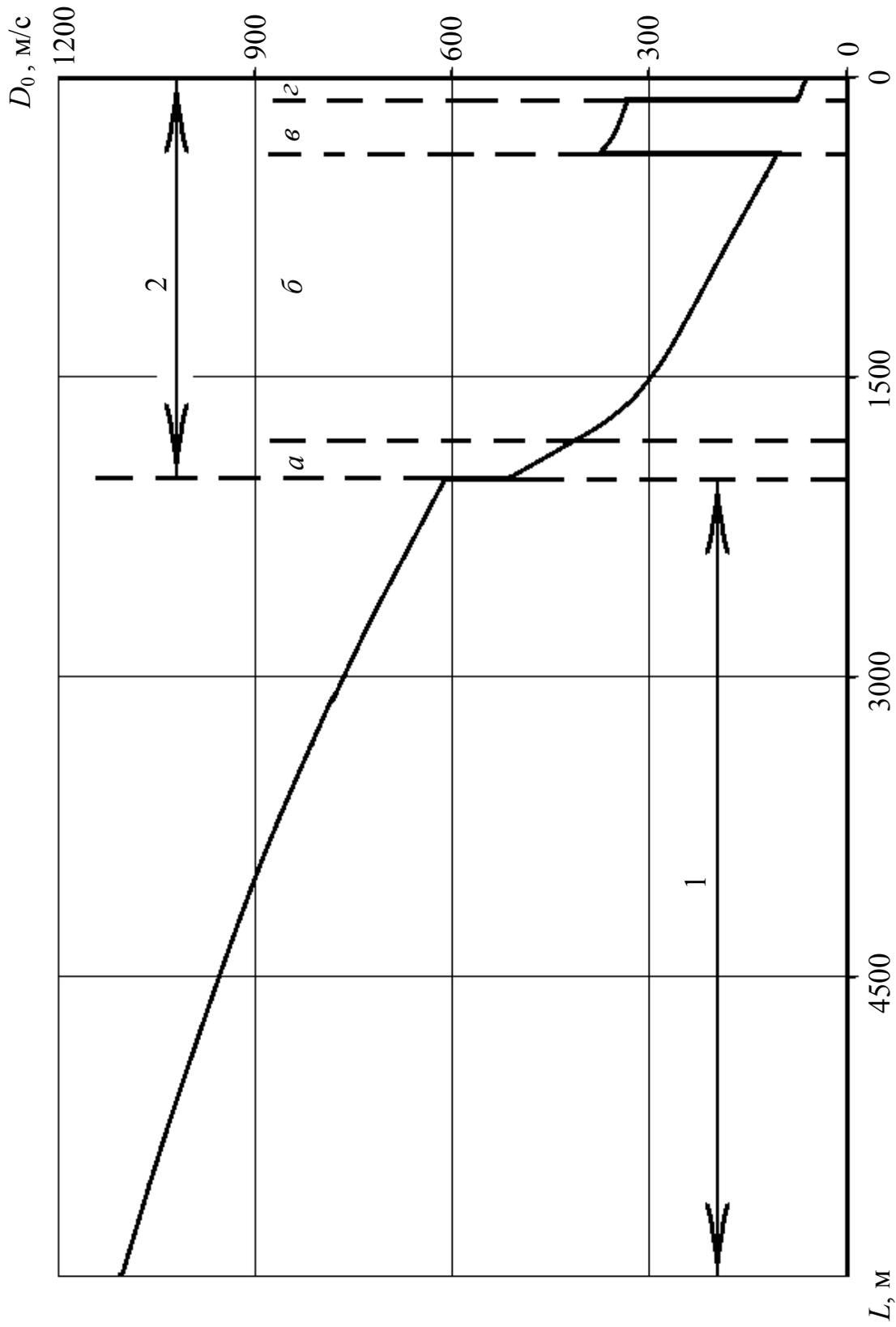


Рисунок 3.25 – Распределение скорости распространения возмущений по длине транспортного трубопровода  
глубоководного эрлифта с учетом различных структур течения трехфазной смеси

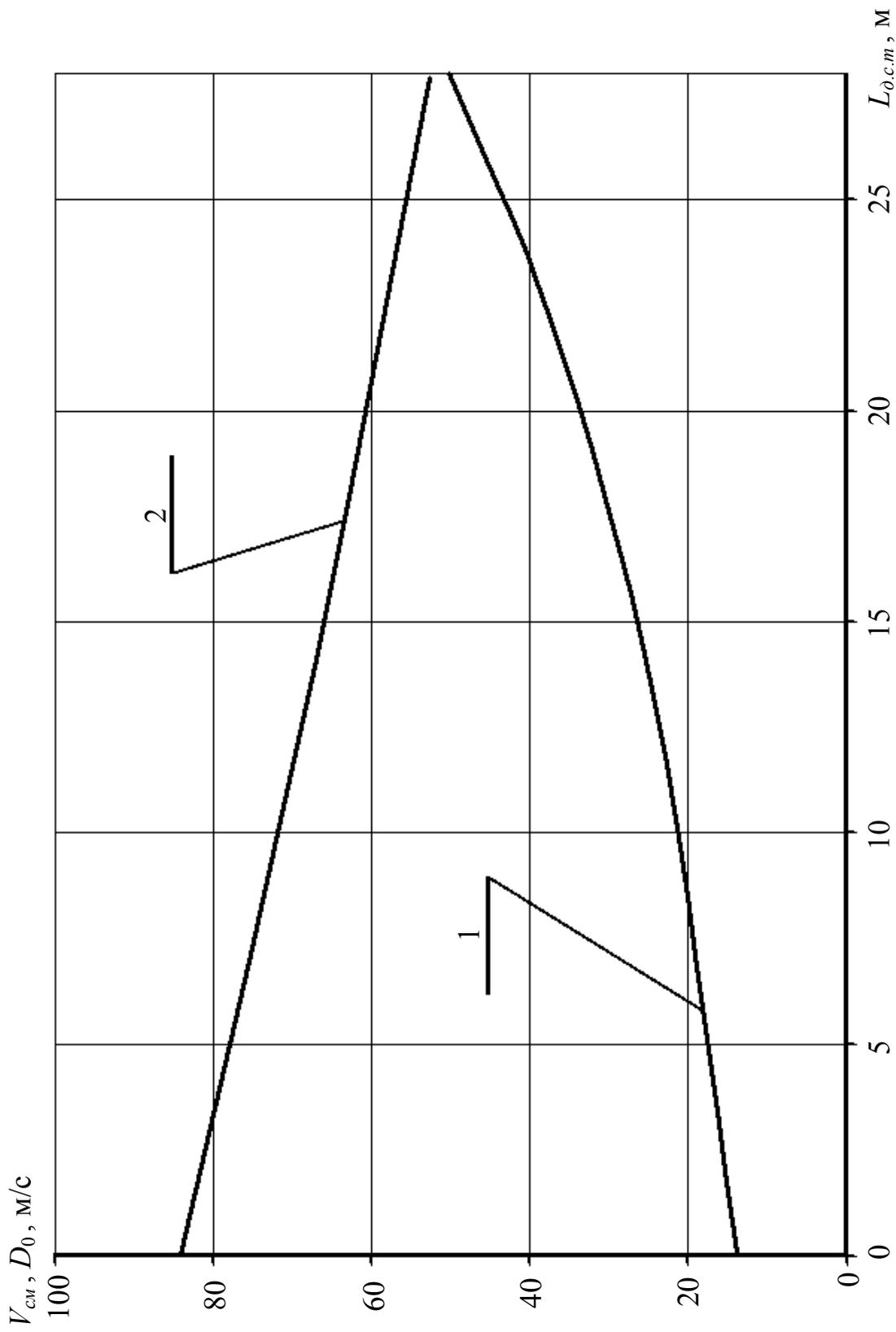


Рисунок 3.26 – Изменения скорости потока и скорости звука по длине дисперсной структуры течения в подъемном трубопроводе глубоководного эрлифта

### 3.5 Характеристические соотношения для уравнений движения двухфазной смеси в насосном гидроподъеме

Существуют различные подходы к расчету динамических характеристик многофазных потоков [133, 121, 136, 38, 122], опирающиеся на разной сложности математические модели движения смеси. В предыдущих подразделах разработана модель движения трехфазной смеси и получено обобщенное выражение для определения скорости распространения упругих волн в трехфазных средах, однако вопрос о способе численного интегрирования полученной системы уравнений остался открытым.

Наиболее точное описание нестационарных многофазных течений может быть получено на базе характеристических соотношений приведенной выше системы дифференциальных уравнений, описывающих динамику многофазных потоков с наиболее полным учетом сил межфазного взаимодействия [107].

На первом этапе выведем характеристические соотношения для системы дифференциальных уравнений, описывающей движение двухфазных смесей (насосный гидроподъем) в рамках отдельной модели, для последующего обобщения на трехфазный поток, и, в конечном итоге, для разработки комплексного метода расчета динамики многофазных потоков (эрлифтный вариант).

Рассмотрим гидросмесь, содержащую одну дискретную фазу: твердые частицы. Движение будем рассматривать с континуальной точки зрения, считая, что твердые частицы движутся со своей скоростью. Предположим, что движение одномерное, пренебрегаем силами непосредственного трения частиц о стенки трубопровода, а также считаем, что собственная скорость частиц мала по сравнению со скоростью звука в смеси.

При сделанных допущениях математическая модель течения двухфазной гидросмеси может быть представлена следующей системой дифференциальных уравнений неразрывности (3.99), (3.100) и движения (3.101), (3.102), записанных соответственно для жидкой и твердой фаз [138]:

$$(1 - C_1) \frac{\partial p}{\partial t} - \rho_0 a_0^2 \frac{\partial C_1}{\partial t} + \rho_0 a_0^2 (1 - C_1) \frac{\partial V_0}{\partial x} = 0, \quad (3.99)$$

$$C_1 \frac{\partial p}{\partial t} + \rho_1 a_1^2 \frac{\partial C_1}{\partial t} + \rho_1 a_1^2 C_1 \frac{\partial V_1}{\partial x} = 0, \quad (3.100)$$

$$\left(1 + \frac{C_1 k_1}{2}\right) \frac{\partial V_0}{\partial t} - \frac{C_1 k_1}{2} \frac{\partial V_1}{\partial t} + \frac{(1 - C_1)}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = \varphi_0, \quad (3.101)$$

$$\left(\frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2}\right) \frac{\partial V_1}{\partial t} - \left(1 + \frac{k_1}{2}\right) \frac{\partial V_0}{\partial t} + \frac{1}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = \varphi_1, \quad (3.102)$$

где

$$\varphi_0 = -(1 - C_1)g \sin \alpha - \frac{\lambda_n}{2D_{mp}} \frac{\rho_n}{\rho_0} |V_n| V_n - \frac{3}{8} \left[ \frac{C_1 C_{x1}}{R_1} |V_0 - V_1| (V_0 - V_1) \right],$$

$$\varphi_1 = -\frac{\rho_1}{\rho_0} g \sin \alpha + \frac{3}{8} \frac{C_{x1}}{R_1} |V_0 - V_1| (V_0 - V_1).$$

Заметим, что производная от концентрации  $C_1$  входит только в уравнения неразрывности. Поэтому, выразив производную  $\frac{\partial C_1}{\partial t}$  из уравнения (3.100) и подставив ее в уравнение (3.99), получим общее уравнение неразрывности вида

$$\rho_0 a_0^2 (1 - C_1) \frac{\partial V_0}{\partial x} + \rho_0 a_0^2 C_1 \frac{\partial V_1}{\partial x} + \left[ (1 - C_1) + \frac{\rho_0 a_0^2 C_1}{\rho_1 a_1^2} \right] \frac{\partial p}{\partial t} = 0. \quad (3.103)$$

При этом общая система уравнений (3.99) – (3.103) разбивается на две подсистемы. Первая подсистема состоит из уравнений (3.101) – (3.103) и содержит производные только от величин  $V_0$ ,  $V_1$ ,  $p$ , но не содержит производных от концентрации  $C_1$ . Вторая подсистема представлена уравнением (3.100), которое содержит производные по времени от  $C_1$  и связано с первой подсистемой через производные от величин  $p$  и  $V_1$ . В свою очередь, первая подсистема связана со второй подсистемой только через значение концентрации  $C_1$  (но не ее производной), которая входит, как в коэффициенты первой подсистемы, так и в правые части выражений для  $\varphi_0$ ,  $\varphi_1$ .

Из первой подсистемы (3.101) – (3.103) определяются скорости распространения возмущений в смеси и характеристические соотношения на фронтах возмущений. А уравнение (3.100) представляет собой дифференциальное уравнение для определения изменения концентраций  $C_1$  с течением времени в каждом фиксированном сечении  $x$  трубопровода после того, как на каждом временном слое времени  $t$  уже определены значения  $V_0$ ,  $V_1$  и  $p$  как функции координаты  $x$ .

Перейдем к исследованию характеристик для подсистемы (3.101) – (3.103).

Пользуясь процедурой определения характеристик на фазовой плоско-

сти  $(x, t)$  введем характеристическую кривую  $x = x(t)$  (фронт распространения возмущений) и запишем производные вдоль этой кривой по аналогии с (3.78) в виде

$$\frac{dp}{dt} = \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial p}{\partial x} D, \quad \frac{dV_0}{dt} = \frac{\partial V_0}{\partial t} + \frac{\partial V_0}{\partial x} D, \quad \frac{dV_1}{dt} = \frac{\partial V_1}{\partial t} + \frac{\partial V_1}{\partial x} D, \quad (3.104)$$

где  $D = x'(t)$  – скорость распространения фронта возмущений.

Исключим из системы (3.101) – (3.103) частные производные от неизвестных функций по времени при помощи соотношений (3.104). В результате получим следующую систему уравнений для производных  $\frac{\partial V_0}{\partial x}$ ,  $\frac{\partial V_1}{\partial x}$  и  $\frac{\partial p}{\partial x}$ :

$$\rho_0 a_0^2 (1 - C_1) \frac{\partial V_0}{\partial x} + \rho_0 a_0^2 C_1 \frac{\partial V_1}{\partial x} - \left[ (1 - C_1) + \frac{\rho_0 a_0^2 C_1}{\rho_1 a_1^2} \right] D \frac{\partial p}{\partial x} = B_1, \quad (3.105)$$

$$-\left(1 + \frac{C_1 k_1}{2}\right) D \frac{\partial V_0}{\partial x} + \frac{C_1 k_1}{2} D \frac{\partial V_1}{\partial x} + \frac{(1 - C_1)}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = B_2, \quad (3.106)$$

$$\left(1 + \frac{k_1}{2}\right) D \frac{\partial V_0}{\partial x} - \left(\frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2}\right) D \frac{\partial V_1}{\partial x} + \frac{1}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = B_3, \quad (3.107)$$

где обозначено

$$B_1 = - \left[ (1 - C_1) + \frac{\rho_0 a_0^2 C_1}{\rho_1 a_1^2} \right] \frac{dp}{dt},$$

$$B_2 = \varphi_0 - \left(1 + \frac{C_1 k_1}{2}\right) \frac{dV_0}{dt} + \frac{C_1 k_1}{2} \frac{dV_1}{dt},$$

$$B_3 = \varphi_1 + \left(1 + \frac{k_1}{2}\right) \frac{dV_0}{dt} - \left(\frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2}\right) \frac{dV_1}{dt},$$

Условием того, что кривая  $x = x(t)$  есть характеристикой, является равенство нулю характеристического определителя, составленного из коэффициентов системы (3.105) – (3.107) при производных  $\frac{\partial V_0}{\partial x}$ ,  $\frac{\partial V_1}{\partial x}$  и  $\frac{\partial p}{\partial x}$ . Этот определитель имеет два нулевых корня

$$D_3 = 0 \quad (3.108)$$

и два корня

$$D_{1,2} = \pm D_0 , \quad (3.109)$$

$$D_0 = \frac{1}{\sqrt{\rho_{\partial 1} \left( \frac{(1-C_1)}{K_0} + \frac{C_1}{K_1} + \frac{1}{F} \frac{\partial F}{\partial p} \right)}} , \quad (3.110)$$

где

$$\rho_{\partial 1} = \mu \cdot \rho_0 , \quad \mu = \frac{A_1}{B_1} ,$$

$$A_1 = \frac{\rho_1}{\rho_0} \left( 1 + \frac{C_1 k_1}{2} \right) + \frac{k_1}{2} (1 - C_1) ,$$

$$B_1 = \frac{\rho_1}{\rho_0} (1 - C_1)^2 + (2 - C_1) C_1 + \frac{k_1}{2} .$$

Заметим, что формула (3.110) совпадает с полученной в результате альтернативного подхода формулой (3.89) при соответствующих коэффициентах.

Как отмечалось ранее, все прямые  $x = \text{const}$  в случае пренебрежения конвективными составляющими в исходной системе уравнений являются характеристиками двойной кратности.

Два ненулевых корня (3.109) по аналогии с (3.87), (3.88) соответствуют акустическим характеристикам, которые представляют собой фронты распространения возмущений вверх и вниз по потоку соответственно со скоростями

$$\left( \frac{dx}{dt} \right)_1 = D_1 = D_0 , \quad (3.111)$$

$$\left( \frac{dx}{dt} \right)_2 = D_2 = -D_0 . \quad (3.112)$$

Как известно из общей теории характеристик, на каждой характеристической кривой должна выполняться определенная взаимосвязь между гидродинамическими параметрами среды – характеристическое соотношение.

Найдем сначала характеристическое соотношение на акустических характеристиках. Это соотношение определяется приравнением к нулю

определителя, который получается из характеристического определителя системы (3.105) – (3.107) путем замены любого его столбца столбцом правых частей  $B_1, B_2, B_3$ :

$$\begin{vmatrix} \rho_0 a_0^2 (1 - C_1) & \rho_0 a_0^2 C_1 & B_1 \\ -\left(1 + \frac{C_1 k_1}{2}\right) D & \frac{C_1 k_1}{2} D & B_2 \\ \left(1 + \frac{k_1}{2}\right) D & -\left(\frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2}\right) D & B_3 \end{vmatrix} = 0 .$$

Раскроем полученный определитель:

$$\begin{aligned} & \rho_0 a_0^2 (1 - C_1) \left[ \left( \varphi_1 + \left(1 + \frac{k_1}{2}\right) \frac{dV_0}{dt} - \left(\frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2}\right) \frac{dV_1}{dt} \right) \frac{C_1 k_1}{2} D + \right. \\ & \left. + \left( \varphi_0 - \left(1 + \frac{C_1 k_1}{2}\right) \frac{dV_0}{dt} + \frac{C_1 k_1}{2} \frac{dV_1}{dt} \right) \left( \frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2} \right) D \right] + \\ & + \rho_0 a_0^2 C_1 \left[ B_3 \left(1 + \frac{C_1 k_1}{2}\right) D + B_2 \left(1 + \frac{k_1}{2}\right) D \right] - \left[ (1 - C_1) + \frac{\rho_0 a_0^2 C_1}{\rho_1 a_1^2} \right] \frac{dp}{dt} \times \\ & \times \left[ \left(1 + \frac{C_1 k_1}{2}\right) \left( \frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2} \right) D^2 - \frac{C_1 k_1}{2} \left(1 + \frac{k_1}{2}\right) D^2 \right] = 0 . \end{aligned}$$

После соответствующих преобразований соотношение на акустических характеристиках можно представить в следующем виде:

– первое семейство

$$dp + \mu \rho_0 D_0 [(1 - C_1) dV_0 + C_1 dV_1] - \frac{\mu \rho_0 D_0}{A} \psi dt = 0 , \quad (3.113)$$

– второе семейство

$$-dp + \mu \rho_0 D_0 [(1 - C_1) dV_0 + C_1 dV_1] - \frac{\mu \rho_0 D_0}{A} \psi dt = 0 . \quad (3.114)$$

В выражениях (3.113), (3.114) скорость  $D_0$  определяется формулой (3.110), а функция  $\psi$  имеет следующее выражение:

$$\psi = \phi_{жс} g \sin \alpha - \frac{\lambda \rho_{см} |V_{см}| V_{см}}{2 D_{mp} \rho_0} \phi_{mp} + \frac{3 C_{xm}}{8 R_1} |V_0 - V_1| (V_0 - V_1) \phi_1, \quad (3.115)$$

где

$$\begin{aligned} \phi_{жс} &= -(1 - C_1) \phi_{mp} - C_1 \frac{\rho_1}{\rho_0} \left( 1 + \frac{k_1}{2} \right), \\ \phi_{mp} &= (1 - C_1) \frac{\rho_1}{\rho_0} + C_1 + \frac{k_1}{2}, \quad \phi_1 = C_1 (1 - C_1) \left( 1 - \frac{\rho_1}{\rho_0} \right). \end{aligned}$$

Подчеркнем, что характеристические соотношения на акустических характеристиках представляют собой связь между полными дифференциалами функций  $p$ ,  $V_0$  и  $V_1$  вдоль этих характеристик, но они не содержат дифференциалов концентрации  $C_1$ .

Перейдем к определению характеристического соотношения на семействе  $D = 0$ . Это соотношение проще всего получить из системы уравнений (3.106) – (3.107), положив в ней  $D = 0$ . Тогда получим такие равенства

$$\left( \frac{1 - C_1}{\rho_0} \right) \frac{\partial p}{\partial x} = B_2, \quad \frac{1}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = B_3, \quad (3.116)$$

которые выполняются при каждом  $x = \text{const}$ . Исключив из (3.116) производную  $\frac{\partial p}{\partial x}$ , получим следующее характеристическое условие

$$(1 - C_1) B_3 = B_2, \quad (3.117)$$

выполняющееся на линиях  $x = \text{const}$ .

В развернутом виде уравнение (3.117) имеет вид:

$$\left[ (1 - C_1) \left( 1 + \frac{k_1}{2} \right) + 1 + \frac{C_1 k_1}{2} \right] dV_0 - \left[ (1 - C_1) \left( \frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2} \right) + \frac{C_1 k_1}{2} \right] dV_1 - \Omega_1 dt = 0, \quad (3.118)$$

где обозначено

$$\Omega_1 = (1 - C_1) \left( \frac{\rho_1}{\rho_0} - 1 \right) g \sin \alpha - \frac{\lambda \rho_{cm} |V_{cm}| V_{cm}}{2 D_{mp} \rho_0} - \frac{3 C_{xm}}{8 R_1} |V_0 - V_1| (V_0 - V_1). \quad (3.119)$$

Характеристическое условие (3.118) выполняется вдоль линий  $x = \text{const}$ , дифференциалы  $dV_0$  и  $dV_1$  означают приращения соответствующих функций по времени в каждом фиксированном сечении трубопровода.

Отметим, что характеристическое соотношение (3.119) не содержит дифференциалов концентрации  $C_1$ .

Таким образом, в общем случае смеси жидкости с твердой дискретной фазой имеется три семейства характеристик, и для каждого выполняется некоторая связь между полными дифференциалами искомых функций  $dp$ ,  $dV_0$  и  $dV_1$ .

Дифференциал концентрации  $dC_1$  в эти характеристические соотношения не входит. Значение концентрации  $C_1$  подлежит определению из решения дифференциального уравнения (3.100), которое по отношению к  $\frac{\partial C_1}{\partial t}$  являются по сути дела обыкновенным дифференциальным уравнением, что позволяет осуществить его численное интегрирование с использованием конечно-разностных схем.

### 3.6 Характеристические соотношения для уравнений движения трехфазной смеси в эрлифтном гидроподъеме

Вернемся к полученным в главе 3.4 уравнениям характеристик для системы уравнений движения трехфазной смеси.

Найдем сначала характеристическое соотношение на акустических характеристиках. Это соотношение определяется приравниванием к нулю характеристического определителя системы (3.79) – (3.82) при замене любого его столбца столбцом правых частей  $B_1, B_2, B_3, B_4$ :

$$\begin{vmatrix} \rho_0 a_0^2 (1 - C_1 - C_2) & \rho_0 a_0^2 C_1 & \rho_0 a_0^2 C_2 & B_1 \\ - \left( 1 + \frac{C_1 k_1 + C_2 k_2}{2} \right) D & \frac{C_1 k_1}{2} D & \frac{C_2 k_2}{2} D & B_2 \\ \left( 1 + \frac{k_1}{2} \right) D & - \left( \frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2} \right) D & 0 & B_3 \\ \left( 1 + \frac{k_2}{2} \right) D & 0 & - \left( \frac{\rho_2}{\rho_0} + \frac{k_2}{2} \right) D & B_4 \end{vmatrix} = 0.$$

После раскрытия определителя и соответствующих преобразований соотношение на акустических характеристиках можно представить в следующем виде:

$$dp + \mu\rho_0 D_0 [(1 - C_1 - C_2)dV_0 + C_1 dV_1 + C_2 dV_2] - \frac{\mu\rho_0 D_0}{A} \psi dt = 0, \quad (3.120)$$

$$-dp + \mu\rho_0 D_0 [(1 - C_2 - C_1)dV_0 + C_2 dV_2 + C_1 dV_1] - \frac{\mu\rho_0 D_0}{A} \psi dt = 0. \quad (3.121)$$

В выражениях (3.120), (3.121) скорость  $D_0$  определяется формулой (3.85),  $\mu$  – формулой (3.86), а функция  $\psi$  имеет следующее выражение:

$$\begin{aligned} \psi = \phi_{жс} g \sin \alpha - \frac{\lambda \rho_{см} |V_{см}| V_{см}}{2 D_{mp} \rho_0} \phi_{mp} + \frac{3}{8} \frac{C_{xm}}{R_1} |V_0 - V_1| (V_0 - V_1) \phi_1 + \\ + \frac{3}{8} \frac{C_{xв}}{R_2} |V_0 - V_2| (V_0 - V_2) \phi_2, \end{aligned} \quad (3.122)$$

где

$$\begin{aligned} \phi_{жс} = -(1 - C_1 - C_2) \phi_{mp} + \frac{C_1 C_2}{2} (k_2 - k_1) \left[ \left(1 + \frac{k_2}{2}\right) \frac{\rho_1}{\rho_0} - \left(1 + \frac{k_1}{2}\right) \frac{\rho_2}{\rho_0} \right] - \\ - (1 - C_1 - C_2) \left[ \frac{C_1 k_1}{2} \frac{\rho_1}{\rho_0} \left( \frac{\rho_2}{\rho_0} + \frac{k_2}{2} \right) + \frac{C_2 k_2}{2} \frac{\rho_2}{\rho_0} \left( \frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2} \right) \right] - \\ - \left(1 + \frac{C_1 k_1}{2} + \frac{C_2 k_2}{2}\right) \left[ C_1 \frac{\rho_1}{\rho_0} \left( \frac{\rho_2}{\rho_0} + \frac{k_2}{2} \right) + C_2 \frac{\rho_2}{\rho_0} \left( \frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2} \right) \right], \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \phi_{mp} = C_2 \left(1 + \frac{k_2}{2}\right) \left( \frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2} \right) + C_1 \left(1 + \frac{k_1}{2}\right) \left( \frac{\rho_2}{\rho_0} + \frac{k_2}{2} \right) + \\ + (1 - C_1 - C_2) \left( \frac{\rho_2}{\rho_0} + \frac{k_2}{2} \right) \left( \frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2} \right), \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \phi_1 = \frac{C_1 C_2}{2} \left(1 + \frac{k_2}{2}\right) (k_1 - k_2) - C_1 C_2 \left(1 + \frac{k_2}{2}\right) \left( \frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2} \right) + \\ + C_1 \left( \frac{\rho_2}{\rho_0} + \frac{k_2}{2} \right) \left[ \left(1 + \frac{k_1}{2}\right) (1 - C_1) + \frac{C_2}{2} (k_2 - k_1) \right] - \\ - C_1 (1 - C_1 - C_2) \left( \frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2} \right) \left( \frac{\rho_2}{\rho_0} + \frac{k_2}{2} \right), \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \phi_2 = & \frac{C_1 C_2}{2} \left(1 + \frac{k_1}{2}\right) (k_2 - k_1) - C_1 C_2 \left(1 + \frac{k_1}{2}\right) \left(\frac{\rho_2}{\rho_0} + \frac{k_2}{2}\right) + \\ & + C_2 \left(\frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2}\right) \left[ \left(1 + \frac{k_2}{2}\right) (1 - C_2) + \frac{C_1}{2} (k_1 - k_2) \right] - \\ & - C_2 (1 - C_1 - C_2) \left(\frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2}\right) \left(\frac{\rho_2}{\rho_0} + \frac{k_2}{2}\right). \end{aligned}$$

Отметим, что структура всех полученных формул такова, что индексы «1» (твердые частицы) и индексы «2» (газообразные частицы) входят в эти выражения симметрично и от перестановки индексов «1» и «2» формулы не изменяются.

Подчеркнем, что характеристические соотношения на акустических характеристиках представляют собой связь между полными дифференциалами функций  $p$ ,  $V_0$ ,  $V_1$  и  $V_2$  вдоль этих характеристик, но они не содержат дифференциалов концентраций  $C_1$  и  $C_2$ .

Перейдем к определению характеристических соотношений на семействе  $D = 0$ . Поскольку это семейство двукратное, то на нем должно выполняться два условия. Эти условия проще всего получить из системы уравнений (3.79) – (3.82), положив в ней  $D = 0$ . Тогда из (3.80) – (3.82) получим такие равенства:

$$\left(\frac{1 - C_1 - C_2}{\rho_0}\right) \frac{\partial p}{\partial x} = B_2, \quad \frac{1}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = B_3, \quad \frac{1}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = B_4, \quad (3.123)$$

которые выполняются при каждом  $x = \text{const}$ . Исключив из (3.123) производную  $\frac{\partial p}{\partial x}$ , получим два следующих характеристических условия:

$$(1 - C_1 - C_2) B_3 = B_2, \quad (3.124)$$

$$(1 - C_1 - C_2) B_4 = B_2, \quad (3.125)$$

выполняющихся на линиях  $x = \text{const}$ .

В развернутом виде уравнение (3.124) имеет вид:

$$\left[ (1 - C_1 - C_2) \left(1 + \frac{k_1}{2}\right) + 1 + \frac{C_1 k_1}{2} + \frac{C_2 k_2}{2} \right] dV_0 -$$

$$-\left[ (1-C_1-C_2)\left(\frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2}\right) + \frac{C_1 k_1}{2} \right] dV_1 - \frac{C_2 k_2}{2} dV_2 - \Omega_1 dt = 0, \quad (3.126)$$

где обозначено

$$\begin{aligned} \Omega_1 = & (1-C_1-C_2)\left(\frac{\rho_1}{\rho_0} - 1\right)g \sin \alpha - \frac{\lambda \rho_{cm} |V_{cm}| V_{cm}}{2D_{mp} \rho_0} - \\ & - \frac{3(1-C_2)C_{xm}}{8R_1} |V_0 - V_1|(V_0 - V_1) - \frac{3C_2 C_{xв}}{8R_2} |V_0 - V_2|(V_0 - V_2). \end{aligned} \quad (3.127)$$

Уравнение (3.128) получается из уравнения (3.126) заменой индекса «1» на «2» и наоборот и имеет вид:

$$\begin{aligned} & \left[ (1-C_1-C_2)\left(1 + \frac{k_2}{2}\right) + 1 + \frac{C_1 k_1}{2} + \frac{C_2 k_2}{2} \right] dV_0 - \frac{C_1 k_1}{2} dV_1 - \\ & - \left[ (1-C_1-C_2)\left(\frac{\rho_2}{\rho_0} + \frac{k_2}{2}\right) + \frac{C_2 k_2}{2} \right] dV_2 - \Omega_2 dt = 0, \end{aligned} \quad (3.128)$$

где

$$\begin{aligned} \Omega_2 = & (1-C_1-C_2)\left(\frac{\rho_2}{\rho_0} - 1\right)g \sin \alpha - \frac{\lambda \rho_{cm} |V_{cm}| V_{cm}}{2D_{mp} \rho_0} - \\ & - \frac{3C_1 C_{xm}}{8R_1} |V_0 - V_1|(V_0 - V_1) - \frac{3(1-C_1)C_{xв}}{8R_2} |V_0 - V_2|(V_0 - V_2). \end{aligned} \quad (3.129)$$

Характеристические условия (3.126), (3.128) выполняются вдоль линий  $x = \text{const}$ , так что содержащиеся в них дифференциалы  $dV_0$ ,  $dV_1$  и  $dV_2$  означают приращения соответствующих функций по времени в каждом фиксированном сечении трубопровода.

В общем случае смеси жидкости с твердой и газообразной дискретными фазами имеется четыре семейства характеристик (семейство  $D = 0$  является двукратным), вдоль каждого, из которых, выполняется некоторая связь между полными дифференциалами искомых функций  $dp$ ,  $dV_0$ ,  $dV_1$  и  $dV_2$ .

Дифференциалы концентраций  $dC_1$  и  $dC_2$  в эти характеристические соотношения не входят. Значения концентраций  $C_1$  и  $C_2$  подлежат определению из решения дифференциальных уравнений (3.126), (3.128), которые по отношению к  $\frac{\partial C_1}{\partial t}$  и  $\frac{\partial C_2}{\partial t}$  являются обыкновенными, что позволяет осуществить их численное интегрирование с помощью конечно-разностных схем.

Полученные характеристические соотношения положены в основу разработанного комбинированного метода характеристик, представляющего собой комбинацию классического метода характеристик для определения гидродинамических параметров  $p$ ,  $V_0$ ,  $V_1$  и  $V_2$  и традиционного конечно-разностного метода определения концентраций  $C_1$  и  $C_2$  путем решения уравнений, содержащих частные производные  $\frac{\partial C_1}{\partial t}$  и  $\frac{\partial C_2}{\partial t}$ .

Основываясь на вышеизложенном, можно утверждать, что разработанный подход к расчету динамики многофазных потоков на базе классического метода характеристик открывает широкие возможности для проектирования глубоководных эрлифтных и насосных установок, анализа их эксплуатационных режимов, а также является мощным инструментом в руках разработчиков программного обеспечения для этих целей.

### **3.7 Разработка методики и программного обеспечения для расчета динамики двухфазных потоков**

Полученные характеристические соотношения могут быть положены в основу численного расчета нестационарных характеристик гидросмеси при помощи комплексной методики, представляющей собой комбинацию метода характеристик для гидродинамических параметров  $p$ ,  $V_0$ ,  $V_1$  и конечно-разностного метода определения концентрации  $C_1$ , показанной на примере расчета насосного варианта гидроподъема.

1. Задание исходных данных. В качестве исходных данных для расчета нестационарных процессов в гидросистеме используются:

– принципиальная схема гидросистемы (длины отдельных участков и типоразмеры трубопроводов; отметки высоты их стыковочных сечений; углы наклона каждого участка; места расположения основных устройств и элементов арматуры системы (насосы, обратные клапаны, задвижки и пр.); производительность системы; расходная концентрация твердой фазы и ее гранулометрический состав; отметки приемного сечения и сечения выхода гидросмеси из системы);

– данные гидравлического расчета стационарного рабочего режима гидросистемы (расходно-напорные характеристики насосов, их рабочие точки; гидравлические уклоны отдельных участков трубопроводов и распределение давления по всей системе в рабочем режиме; рабочие скорости движения несущей среды и дискретной фазы по всей системе; коэффициенты гидравлических потерь отдельных участков и коэффициенты местных потерь на элементах арматуры; распределение полей концентрации твердого вдоль системы и др.

Данные гидравлического расчета служат в качестве начальных условий для расчета нестационарных явлений и явления гидроудара в гидросистеме, возникающих в результате резкого изменения режима работы одного или нескольких агрегатов или элементов арматуры системы (обесточивание насоса или его аварийный выход из строя; внезапное полное или частичное перекрытие задвижек; плановое или аварийное срабатывание обратных клапанов.

2. Расчет нестационарных параметров гидросистемы начинается с разбиения всей гидролинии на конечное число расчетных элементов; при этом трубопровод первоначально разбивается на отдельные участки длиной  $\Delta l_i$ , концы которых  $A_i$  и являются расчетными точками для определения гидродинамических параметров, а каждый агрегат сети и элемент арматуры рассматривается как отдельный «нулевой» расчетный элемент, который имеет нулевую протяженность, но имеет свой «вход»  $A_k$  и свой «выход»  $A_{k+1}$  (рис. 3.27).

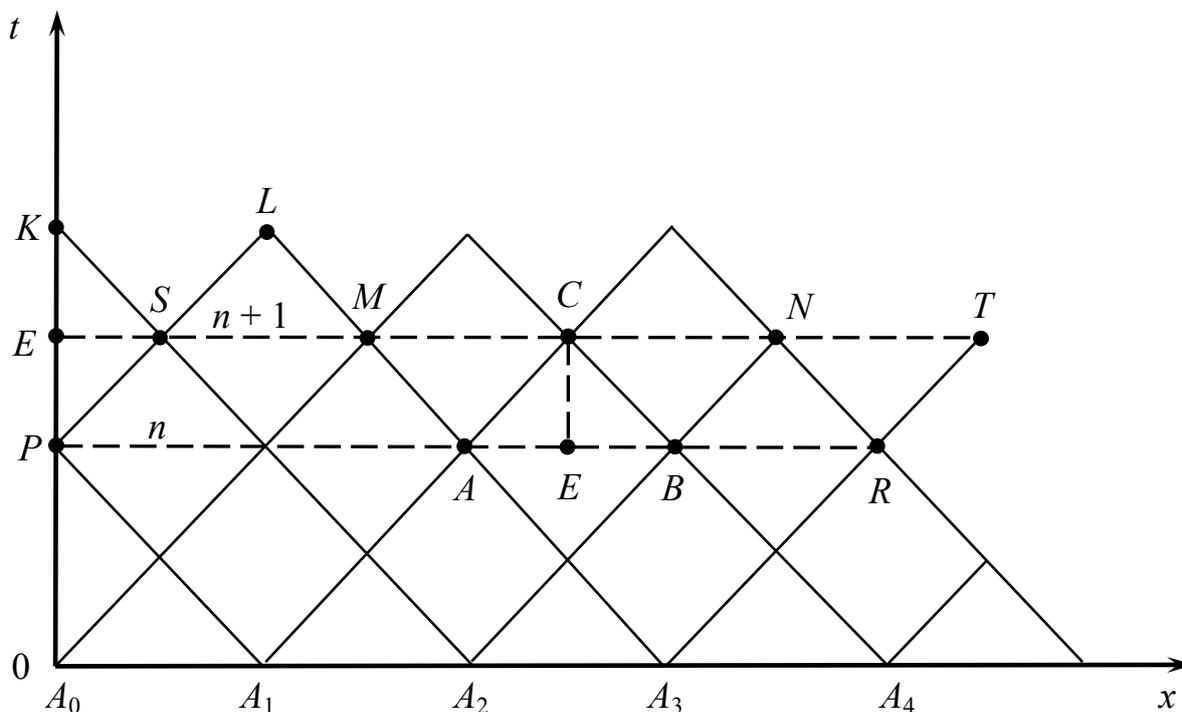


Рисунок 3.27 – Схема применения комбинированного метода характеристик для расчета нестационарных параметров гидросмеси

Все начальные параметры гидросмеси в момент времени  $t_0$ , начиная с которого возникает подлежащий расчету нестационарный процесс, определяются во всех точках  $A_i$  на основании данных гидравлического расчета. Предполагается, что для каждого «нулевого» расчетного элемента (т.е. для насосов, запорных устройств и других элементов арматуры) известен гидравлический закон этого элемента, т.е. алгебраическое или дифференциальное уравнение, определяющее связь между перепадом давления на входе и выходе этого элемента и расходом смеси.

3. Расчет нестационарных параметров гидросистемы строится численно следующим образом.

3.1. Из гидравлического расчета гидросистемы определяется начальное распределение давления  $p$ , скоростей  $V_0, V_1$  и концентрации твердого  $C_1$  во всех узлах  $A_i^0(x_i^0, t) = 0$ .

3.2. Координаты точек  $A_i^1$  нового временного слоя и новых точек наблюдения  $(x_i^1, t_i^1)$  определяются из совместного решения системы алгебраических

уравнений характеристик, полученных из уравнений (3.111), (3.112) путем замены дифференциалов конечно-разностными отношениями

$$x - x_A = (D_0)_A(t - t_A), \quad (3.130)$$

$$x - x_B = -(D_0)_B(t - t_B). \quad (3.131)$$

При этом для всех нулевых элементов координаты  $x_i^1$  остаются прежними, а для распределенных элементов координаты точек наблюдения  $x_i^1$  изменяются.

3.3. Величины давления  $p$  и скоростей несущей жидкости  $V_0$  и твердой фазы  $V_1$  на новом временном слое во всех внутренних узлах  $A_i^1$  определяются в результате решения алгебраической системы уравнений

$$p_C - p_A + (a_{00})_A(V_{0C} - V_{0A}) + (a_{01})_A(V_{1C} - V_{1A}) = (b_0)_A(t_C - t_A), \quad (3.132)$$

$$-(p_C - p_B) + (a_{00})_B(V_{0C} - V_{0B}) + (a_{01})_B(V_{1C} - V_{1B}) = (b_0)_B(t_C - t_B), \quad (3.133)$$

$$(a_{10})_E(V_{0C} - V_{0E}) + (a_{11})_E(V_{1C} - V_{1E}) = (b_1)_E(t_C - t_E), \quad (3.134)$$

полученной путем замены дифференциалов конечно-разностными отношениями в уравнениях характеристик (3.113), (3.114) и (3.118). Здесь коэффициенты  $a_{ij}$  и  $b_i$  определяются путем сопоставления уравнений (3.132) – (3.134) с уравнениями (3.113), (3.114) и (3.118), соответственно.

Концентрация твердых частиц вычисляется при помощи уравнения (3.100)

$$(C_1)_C = (C_1)_E \left( 1 - \left( \frac{1}{\rho_1 a_1^2} \left( \frac{\partial p}{\partial t} \right)_C + \left( \frac{\partial V_1}{\partial x} \right)_C \right) \right), \quad (3.135)$$

в котором  $(C_1)_E$  выражается интерполяцией по соседним узлам  $A$  и  $B$ , а производная  $\left( \frac{\partial V_1}{\partial x} \right)_C$  определяется с использованием значений функции  $V$  в узлах, соседних с узлом  $C$ , используя информацию из предыдущего расчетного шага.

При этом скорость распространения возмущений (скорость распространения ударной волны)  $D$  вычисляется по формуле (3.110).

3.4. Расчет гидродинамических параметров в пограничных узлах (входное и выходное сечение), а также на «нулевых» элементах осуществляется на основе тех же уравнений (3.113), (3.114), (3.118) и (3.135) с привлечением соответствующих граничных условий или гидравлического закона каждого отдельного такого элемента.

3.5. Расчет каждого нового временного слоя осуществляется повторением процедуры, описанной в пп. 3.3–3.4.

Данная методика апробирована при расчете глубоководного насосного гидроподъема. При этом целью являлось лишь отработка методики на примере вычисления амплитуд динамического давления (пусть даже и в несколько идеализированной постановке [110]), а не полное исследование параметров переходных режимов.

Одним из вариантов глубоководного насосного гидроподъема является система, оборудованная тремя погружными электронасосами Н1–Н3 (рис. 3.28, 3.29).

Подача пульпы ведется с глубины 6000 м. Насосы Н1–Н3 установлены на расстоянии 3500; 2000 и 500 м от морского дна соответственно и включены последовательно при закрытых клапанах аварийного сброса пульпы (КАС1–КАС3) и открытых шаровых кранах (КШ1, КШ2). Регулирование кранов КШ1 и КШ2 осуществляется с помощью электроприводов МШ1 и МШ2. Электродвигатели насосных агрегатов М1–М3 имеют возможность регулирования при помощи частотных преобразователей. Допускается также и прямое включение электродвигателей в бортовую сеть судна.

Клапаны аварийного сброса пульпы КАС1–КАС3 в открытом состоянии сообщаются с окружающей средой.

Рассмотрим плановый пошаговый запуск насосных агрегатов. Такой запуск подразумевает последовательное включение насосов один за другим с некоторым заданным интервалом времени.

Для первого численного эксперимента был выбран пошаговый запуск насосных агрегатов начиная с Н3 и заканчивая Н1 с интервалом между подачей питания на их приводы в 5 с.

Альтернативой пошаговому запуску насосных агрегатов является залповый запуск, когда питание одновременно подается на приводы всех насосов. Расчеты проводились с учетом подключения двигателей всех насосов к частотным преобразователям, при этом разгон валов насосов до номинальной скорости в обоих случаях происходит за 5 с.

На рис. 3.30 показаны графики зависимости давления в сечении  $S1$  от времени при залповом и пошаговом запусках насосов.

Как видно из рис. 3.30, амплитуда колебаний давления при пошаговом запуске насосов существенно отличается от аналогичной амплитуды для залпового запуска. Максимальная амплитуда давления для залпового запуска наблюдается на первом пике колебаний и составляет  $9,78 \cdot 10^4$  Па, а для пошагового запуска такой максимум равен  $6,54 \cdot 10^4$  Па. Разница между максимальными амплитудами составляет  $3,24 \cdot 10^4$  Па.

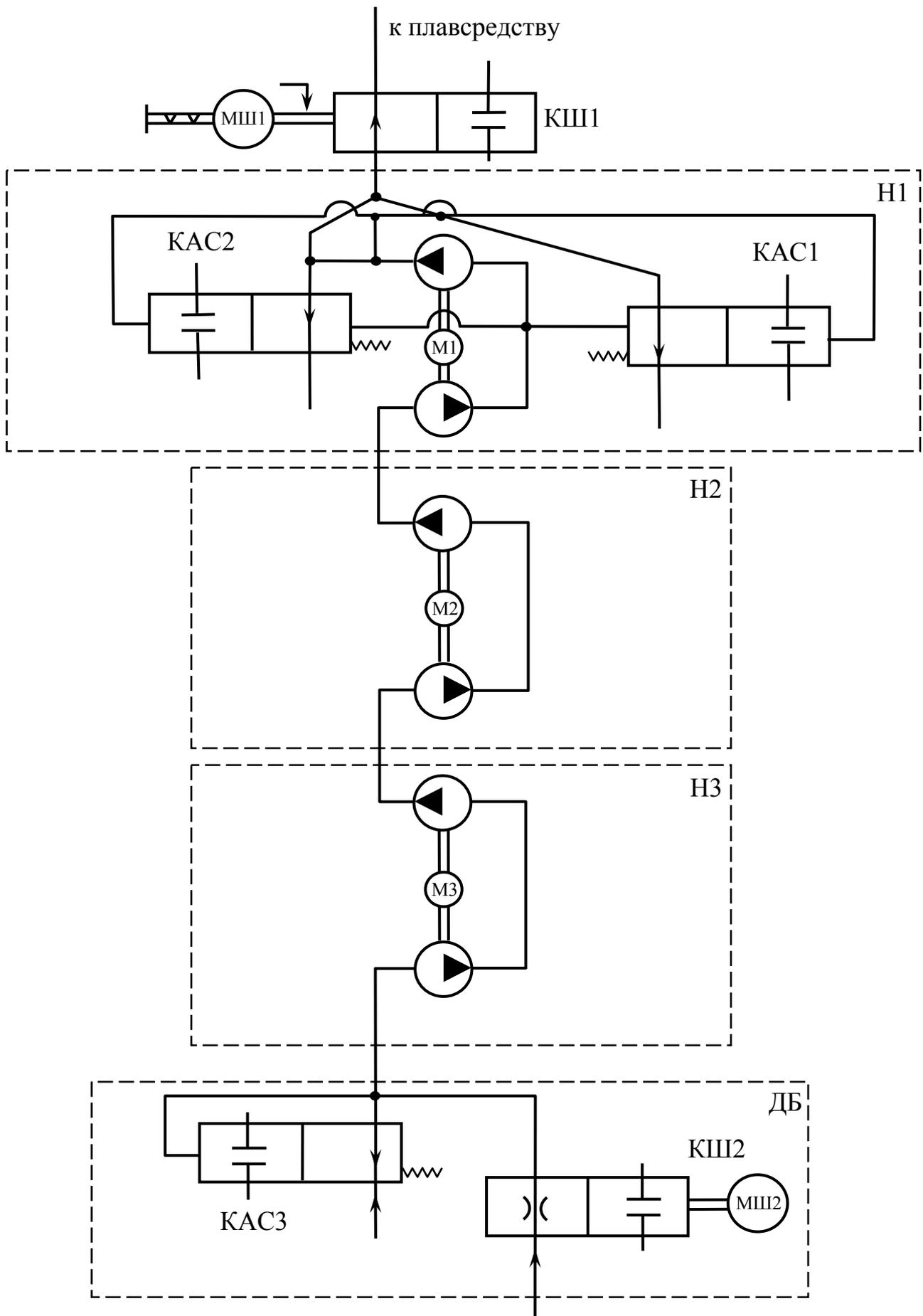


Рисунок 3.28 – Гидравлическая схема глубоководного насосного гидроподъема

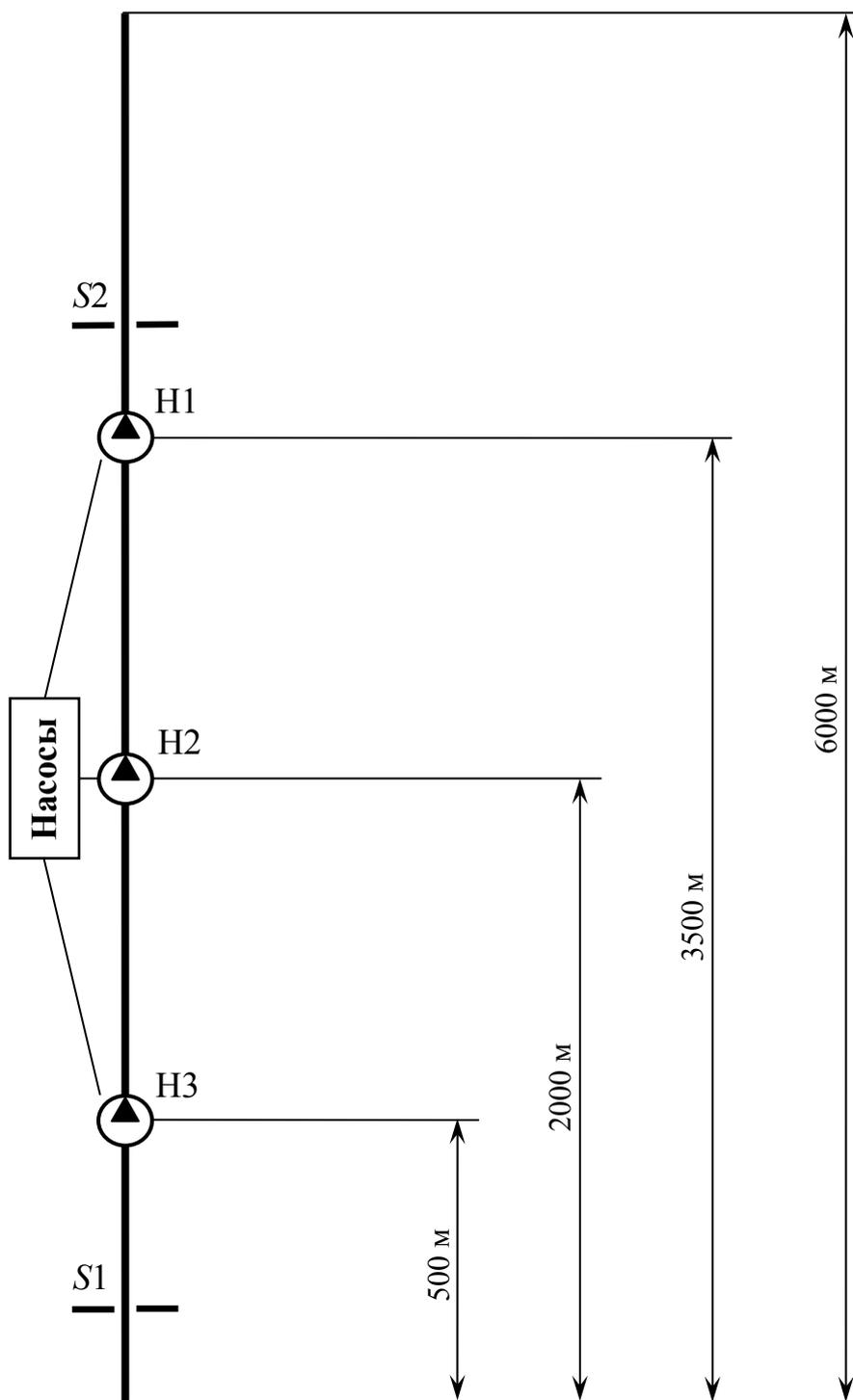


Рисунок 3.29 – Расположение насосных агрегатов  
глубоководного насосного гидроподъема

На рис. 3.31 приведены графики зависимости давления в сечении  $S2$  от времени для случаев залпового и пошагового запусков насосов. Максимальная амплитуда колебаний давления наблюдается на первом пике и при залповом варианте составляет  $12,38 \cdot 10^5$  Па, а при пошаговом –  $9,92 \cdot 10^5$  Па. В случае пошагового запуска насосов установка более плавно выходит на стационарный режим работы, в то время как залповый запуск существенно повышает риск повреждения гидротранспортной системы, увеличивает износ и уменьшает долговечность оборудования.

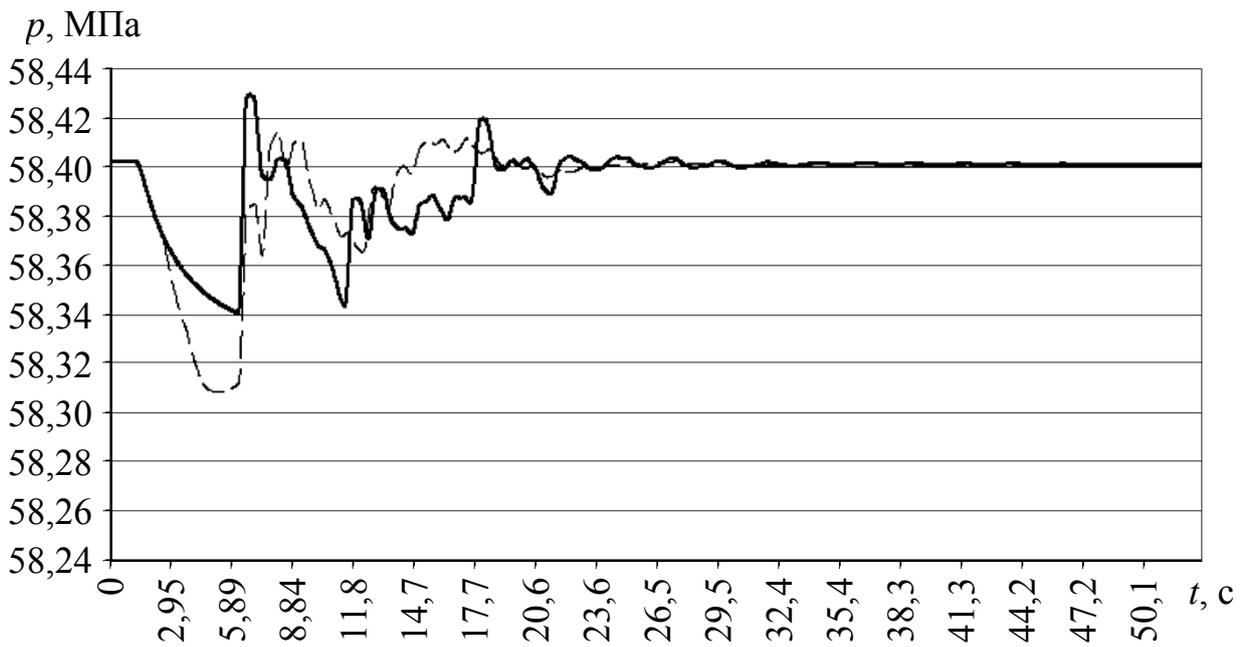


Рисунок 3.30 – Зависимость давления от времени в сечении  $S1$  при различных вариантах запуска насосов:  
 ————— — залповый; ————— — пошаговый;

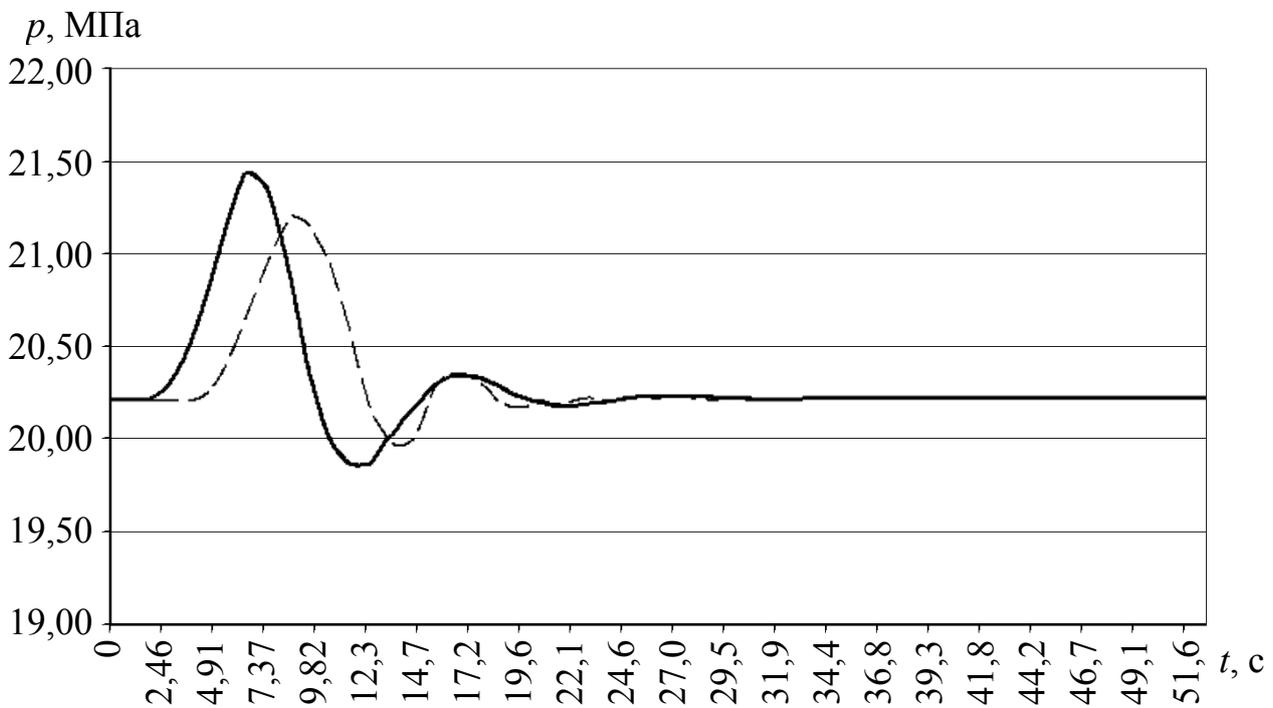


Рисунок 3.31 – Зависимость давления от времени в сечении  $S2$  при различных вариантах запуска насосов:  
 ————— — залповый; ————— — пошаговый;

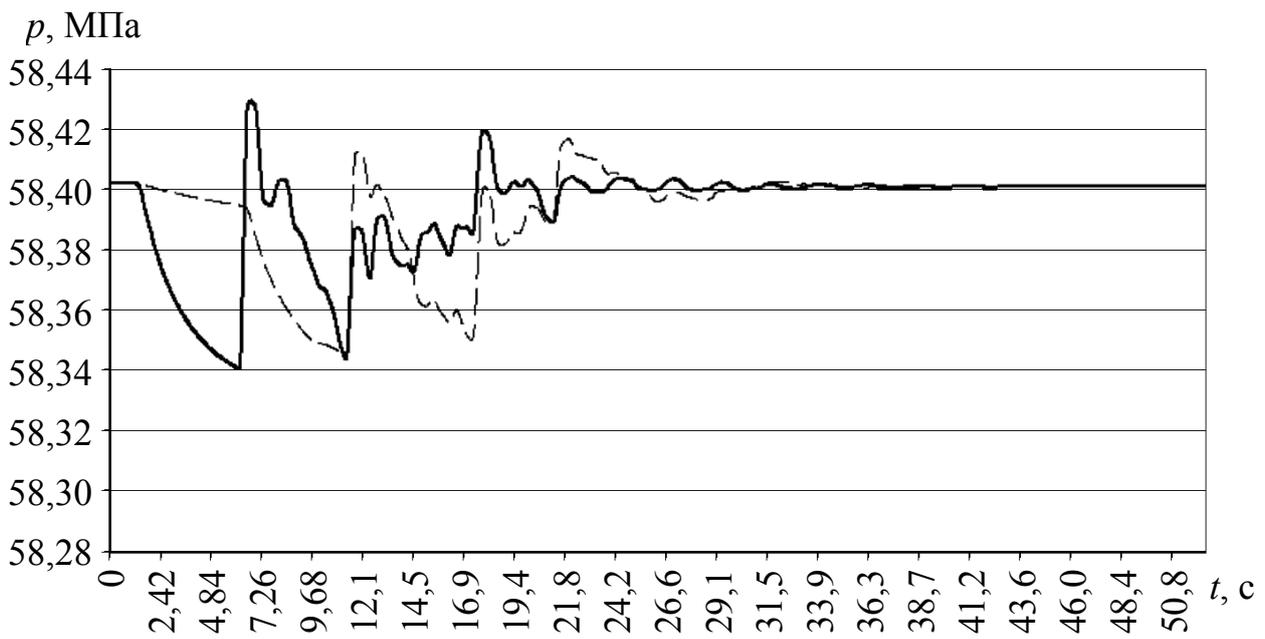


Рисунок 3.32 – Зависимость давления от времени в сечении S1 при пошаговом запуске насосов:

— без замедления; - - - с замедлением

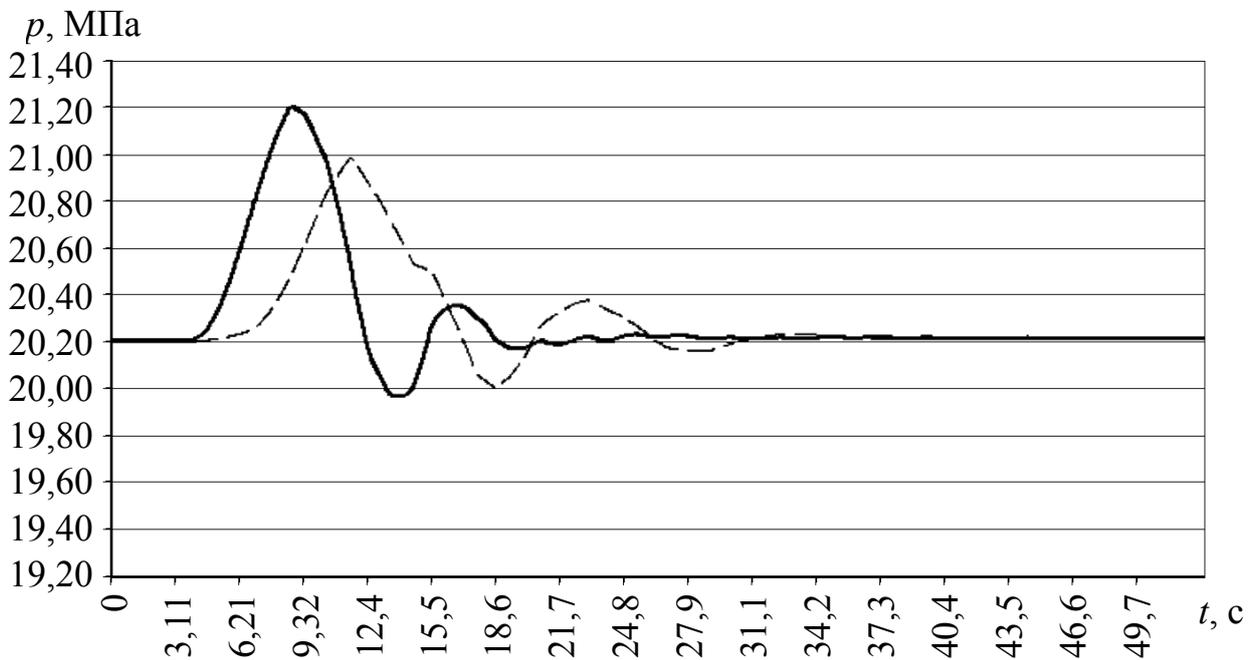


Рисунок 3.33 – Зависимость давления от времени в сечении S2 при пошаговом запуске насосов:

— без замедления; - - - с замедлением

Для пошагового запуска есть смысл замедлить время разгона вала первого запускаемого насоса до номинальной скорости вращения, чтобы избежать повышенных нагрузок. Из рис. 3.32, 3.33 следует, что увеличение времени разгона вала насоса позволяет уменьшить максимальные динамические давления на 11,2 % и 21,3 % в сечениях  $S1$  и  $S2$ , соответственно.

Особый интерес представляет аварийный останов системы, когда один насос (или несколько насосов) выходит из строя и резко перекрывает своим рабочим колесом сечение трубопровода. Для такой ситуации результаты расчетов показаны на рис. 3.34. В случае аварийного останова системы пиковые значения давлений в несколько раз превышают соответствующие значения при плановом останове. Это может привести к повреждению, как насосных агрегатов, так и самого трубопровода с плохо прогнозируемыми последствиями.

На рис. 3.35 и 3.36 показаны пульсации давлений в сечениях  $S1$  и  $S2$  при плановом останове системы начиная с насоса  $H1$  и заканчивая насосом  $H3$  и наоборот, с заданным интервалом между отключениями питания приводов.

Разработанная методика позволяет определить рациональный алгоритм пошагового останова насосов и параметры переходного процесса, исключающие возникновение наиболее опасного прямого гидроудара.

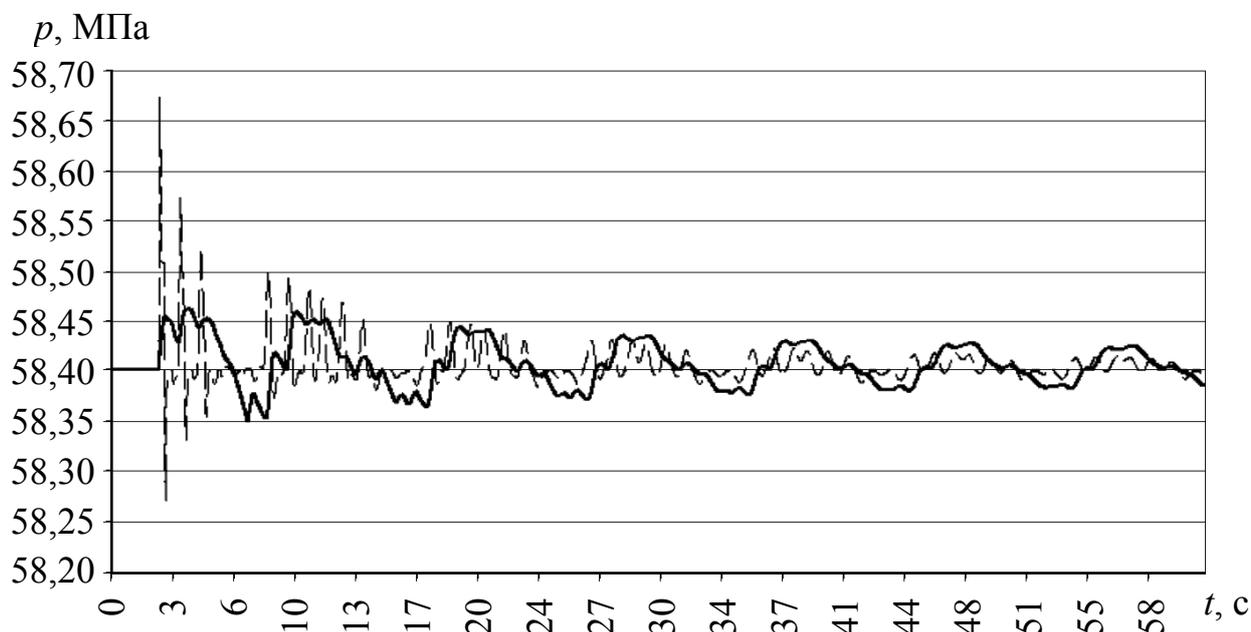


Рисунок 3.34 – Зависимость давления от времени в сечении  $S1$  при различных вариантах останова насосов:

- плановый останов;
- - - - - аварийный останов

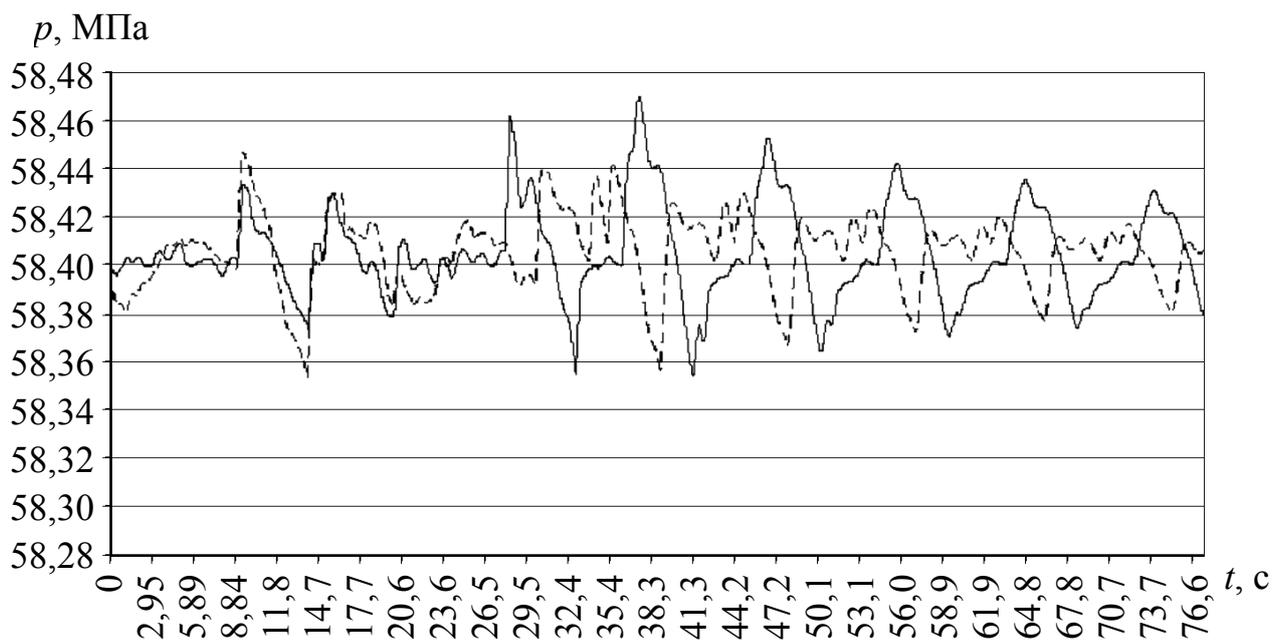


Рисунок 3.35 – Зависимость давления от времени  
в сечении  $S1$  при плановом останове насосов:  
 ————— – пошаговый останов «сверху вниз»;  
 ————— – пошаговый останов «снизу вверх»

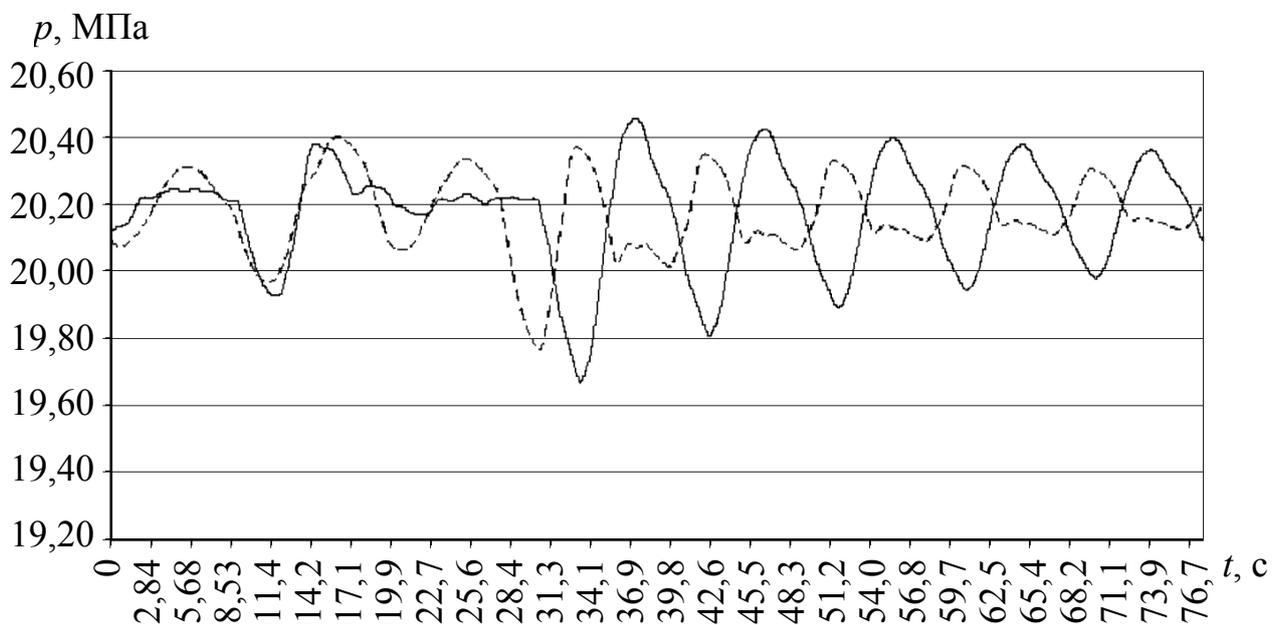


Рисунок 3.36 – Зависимость давления от времени  
в сечении  $S2$  при плановом останове насосов:  
 ————— – пошаговый останов «сверху вниз»;  
 ————— – пошаговый останов «снизу вверх»

В настоящее время в стадии завершения разработки находится программный комплекс HydroWorks 2p, предназначенный для расчета динамики двухфазных потоков [110]. Комплекс совместим с САД-платформой SolidWorks 2010/2011 и поддерживается операционными системами Windows Vista (x32, x64) и Windows 7 (x32, x64). Пользователю будет предлагаться два режима установки пакета: добавление (add-in) к SolidWorks и автономное (stand-alone) приложение, позволяющее производить расчет без наличия пакета SolidWorks. Приложение состоит из следующих модулей:

- расчетный модуль – библиотека классов (Dynamic-link library – dll), реализующая методику расчета динамики многофазных смесей; библиотека имеет открытый API-интерфейс и может быть интегрирована в другие САД/САЕ-системы;

- модуль-добавление (dll), интегрированный в среду SolidWorks;
- автономное Windows-приложение (executable – exe);
- визуализатор (dll), модуль отображения графиков и таблиц.

Среди основных функциональных возможностей программного пакета можно выделить:

- построение сложных параметрических трубопроводных систем;
- полное интегрирование со средой SolidWorks;
- сохранение результатов во внешние форматы (xlsx, docx, txt).

### **3.8 Разработка методики и программного обеспечения для расчета динамики трехфазных потоков**

Рассмотрим общий случай движения несущей жидкости с двумя дискретными фазами: твердой сыпучей и газообразной в виде пузырей воздуха. Такая модель течения реализуется в подъемном трубопроводе глубоководного эрлифта.

Запишем характеристические соотношения (3.120), (3.121), (3.126) и (3.128) соответственно в виде:

$$\pm dp + a_{00}dV_0 + a_{01}dV_1 + a_{02}dV_2 - b_0dt = 0 , \quad (3.136)$$

$$a_{10}dV_0 + a_{11}dV_1 + a_{12}dV_2 - b_1dt = 0 , \quad (3.137)$$

$$a_{20}dV_0 + a_{21}dV_1 + a_{22}dV_2 - b_2dt = 0 , \quad (3.138)$$

где значения введенных коэффициентов  $a_{ij}$  и  $b_i$  определяются сопоставлением последних выражений с исходными соотношениями. В выражении (3.136) дифференциалы вычисляются вдоль кривых  $x'_{1,2} = \pm D_0$ , а в выражениях (3.137) и (3.138) – вдоль прямых  $x = \text{const}$ .

Указанный подход можно продемонстрировать на примере решения задачи для элементарной характеристической ячейки. На рисунке 3.27 представлена

характеристическая сетка акустических характеристик, начиная от некоторого момента времени  $t = 0$ , для которого состояние движения предполагается полностью известным. Решение строится пошагово, и пусть на каком-то шаге  $n$  решение задачи полностью определено в узлах на линии  $PABR$ . Эта линия является ломаной, поскольку в методе характеристик звенья ячеек имеют различные длины, из-за чего узлы линии  $PABR$  не находятся на одном и том же временном слое  $t = \text{const}$ . Рассмотрим типовую элементарную характеристическую ячейку  $ACB$ , где  $A$  и  $B$  принадлежат расчетному шагу  $n$ , а точка  $C$  – расчетному шагу  $n + 1$ .

Проведем через точку  $A$  элемент касательной к характеристике первого семейства, вычисляя значение  $D_0$  в точке  $A$ :

$$x - x_A = (D_0)_A(t - t_A) . \quad (3.139)$$

Аналогично проведем элемент характеристики второго семейства через точку  $B$ :

$$x - x_B = -(D_0)_B(t - t_B) . \quad (3.140)$$

Совместное решение уравнений прямых (3.139) и (3.140) определяет координаты их точки пересечения  $C(x_C, t_C)$ . Значение  $x_C$  определяет положение точки  $E$  ( $x_E = x_C$ ), которая находится на одной и той же характеристике третьего семейства с точкой  $C$ .

Запишем соотношение (3.136) вдоль элемента характеристики первого семейства  $AC$  и второго семейства  $BC$ , вычисляя все коэффициенты и правые части по значениям функций в точке  $A$  и в точке  $B$ , соответственно:

$$\begin{aligned} p_C - p_A + (a_{00})_A(V_{0C} - V_{0A}) + (a_{01})_A(V_{1C} - V_{1A}) + (a_{02})_A(V_{2C} - V_{2A}) = \\ = (b_0)_A(t_C - t_A) , \end{aligned} \quad (3.141)$$

$$\begin{aligned} -(p_C - p_B) + (a_{00})_B(V_{0C} - V_{0B}) + (a_{01})_B(V_{1C} - V_{1B}) + (a_{02})_B(V_{2C} - V_{2B}) = \\ = (b_0)_B(t_C - t_B) . \end{aligned} \quad (3.142)$$

Кроме того, запишем соотношения (3.137) и (3.138) вдоль элемента характеристики третьего семейства  $EC$ :

$$(a_{10})_E(V_{0C} - V_{0E}) + (a_{11})_E(V_{1C} - V_{1E}) + (a_{12})_E(V_{2C} - V_{2E}) = (b_1)_E(t_C - t_E) , \quad (3.143)$$

$$(a_{20})_E(V_{0C} - V_{0E}) + (a_{21})_E(V_{1C} - V_{1E}) + (a_{22})_E(V_{2C} - V_{2E}) = (b_2)_E(t_C - t_E) . \quad (3.144)$$

Значения параметров в точке  $E$  определяются интерполированием по известным параметрам в узловых точках  $A$  и  $B$ .

Система (3.141) – (3.144) является системой четырех алгебраических уравнений для определения четырех неизвестных величин в узле  $C$ :  $p_C, V_{0C}, V_{1C}, V_{2C}$  на новом расчетном шаге  $n + 1$ .

Аналогичным образом находятся параметры  $p, V_0, V_1, V_2$  и во всех других внутренних узлах на  $(n + 1)$ -м расчетном слое SMCNT.

Процедура определения гидродинамических параметров  $p, V_0, V_1$  и  $V_2$  отличается от описанной только при расчете граничных узлов.

Рассмотрим граничный узел типа узла  $K$  на границе  $x = 0$  (рис. 3.27) и будем считать, что в данный момент времени эта граница представляет собой закрытый конец. Тогда в узле  $K$

$$V_{0K} = V_{1K} = V_{2K} = 0 ,$$

и характеристическое соотношение (3.136), записанное вдоль элемента характеристики второго семейства  $SK$

$$-(p_K - p_S) - (a_{00})_S V_{0S} - (a_{01})_S V_{1S} - (a_{02})_S V_{2S} = (b_0)_S (t_K - t_S)$$

сразу определяют значение давления  $p_K$  в этом узле.

Аналогичным образом видоизменяется расчет параметров и при других условиях на границе.

После того как гидродинамические параметры  $p, V_0, V_1$  и  $V_2$  на слое SMCNT уже определены, следующим расчетным шагом является определение концентраций  $C_1$  и  $C_2$  на этом слое из уравнений (3.126), (3.128), которые запишем в виде:

$$\frac{\partial C_1}{\partial t} = -C_1 \left( \frac{1}{\rho_1 a_1^2} \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial V_1}{\partial x} \right), \quad (3.145)$$

$$\frac{\partial C_2}{\partial t} = -C_2 \left( \frac{1}{\rho_2 a_2^2} \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial V_2}{\partial x} \right). \quad (3.146)$$

Применим эти уравнения для определения концентраций  $C_1$  и  $C_2$  в точке  $C$ .

Для аппроксимации производной  $\frac{\partial p}{\partial t}$  будем использовать соотношение

$$\left( \frac{\partial p}{\partial t} \right)_C = \frac{p_C - p_E}{t_C - t_E},$$

где  $p_E$  определяется интерполяцией по значениям  $p_A$  и  $p_B$  в узлах  $A$  и  $B$ .

Для аппроксимации производных  $\frac{\partial V}{\partial x}$  ( $V \equiv V_1$  или  $V \equiv V_2$ ) в точке  $C$  необходимо использовать значения функции  $V$  в узлах, соседних с узлом  $C$ . Если бы три соседних узла  $M$ ,  $C$  и  $N$  из  $(n + 1)$ -ого расчетного шага находились на одном временном слое  $t_M = t_C = t_N$ , то для аппроксимации производной  $\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C$  можно было бы использовать любое из односторонних разностных отношений

$$\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C = \frac{V_N - V_C}{x_N - x_C}, \quad \left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C = \frac{V_M - V_C}{x_M - x_C}, \quad (3.147)$$

или двустороннее разностное отношение

$$\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C = \frac{V_N - V_M}{x_N - x_M}. \quad (3.148)$$

Однако, при использовании характеристической сетки три соседних узла  $M$ ,  $C$  и  $N$  в общем случае не будут принадлежать одному и тому же временному слою  $t = \text{const}$ , поэтому аппроксимация производной  $\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C$  по двум точкам  $(M, C)$ ,  $(N, C)$  или  $(M, N)$  вообще становится невозможной. При этом если узлы  $M$ ,  $C$  и  $N$  не расположены на одной прямой, то в принципе возможна аппроксимация производной  $\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C$  по трем точкам  $M$ ,  $C$  и  $N$ . Однако такой аппроксимацией на практике пользоваться неудобно, так как в частном случае, когда точки  $M$ ,  $C$  и  $N$  оказываются на одной прямой, возможность такого представления исчезает, и все коэффициенты аппроксимационной формулы становятся неопределенными.

Поэтому для представления производной  $\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C$  нужна такая аппроксимационная формула, которая была бы в равной мере пригодной, как для случая произвольного расположения узлов  $M$ ,  $C$ ,  $N$ , так и для случая, когда они расположены на одной прямой, и в частности, когда  $t_M = t_C = t_N$ . Такую формулу можно получить, если для аппроксимации  $\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C$  использовать информацию из предыдущего расчетного шага.

Рассмотрим сначала внутренний узел типа узла  $C$ , который имеет с двух сторон соседние узлы на одном и том же расчетном слое (рис. 3.27). Для такого узла аппроксимацию производной  $\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C$  можно осуществить как на односто-

роннем шаблоне типа буквы «Г» вперед (рис. 3.37 (а)) или типа буквы «Г» назад (рис. 3.37 (б)), так и на двустороннем шаблоне типа буквы «Т» (рис. 3.38).

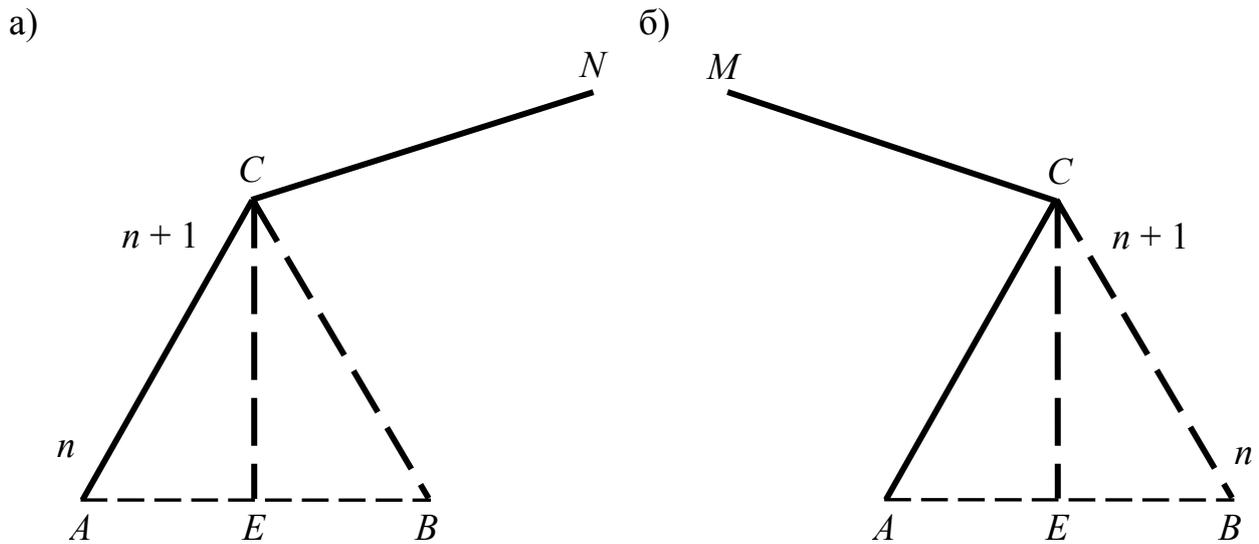


Рисунок 3.37 – Односторонние шаблоны для аппроксимации производной  $\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C$

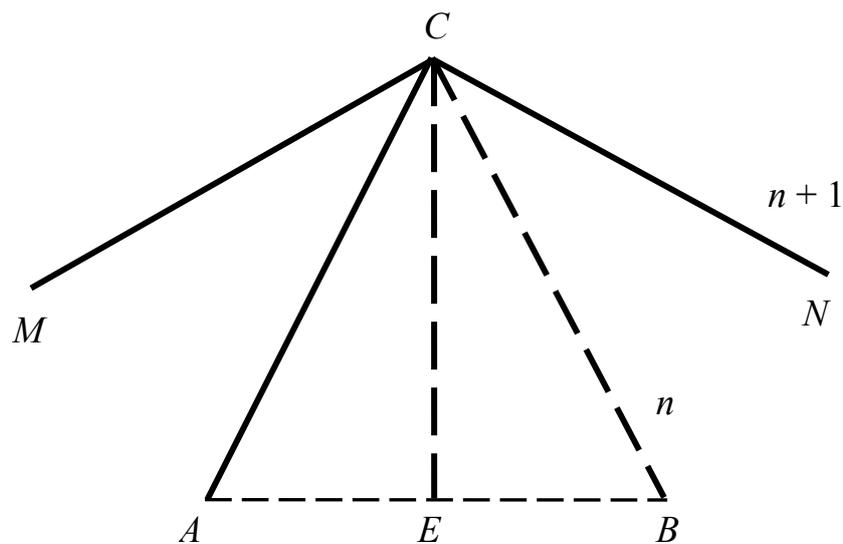


Рисунок 3.38 – Двусторонний шаблон для аппроксимации производной  $\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C$

Для одностороннего шаблона типа  $ACN$  (рис. 3.37 (а)) представление  $\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C$  ищем в виде:

$$\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C = \alpha_C V_C + \alpha_N V_N + \alpha_A V_A, \quad (3.149)$$

где  $\alpha_C, \alpha_N, \alpha_A$  – некоторые коэффициенты, подлежащие определению.

Представляя значения функций  $V_N$  и  $V_A$  их тейлоровскими разложениями в окрестности точки  $C$ , получим

$$\begin{aligned} \left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C &= (\alpha_C + \alpha_N + \alpha_A)V_C + [\alpha_N(x_N - x_C) + \alpha_A(x_A - x_C)]\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C + \\ &+ [\alpha_N(t_N - t_C) + \alpha_A(t_A - t_C)]\left(\frac{\partial V}{\partial t}\right)_C . \end{aligned}$$

Чтобы последнее выражение аппроксимировало производную  $\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C$ , необходимо чтобы выполнялись условия

$$\begin{aligned} \alpha_C + \alpha_N + \alpha_A &= 0 , \\ \alpha_N(x_N - x_C) + \alpha_A(x_A - x_C) &= 1 , \\ \alpha_N(t_N - t_C) + \alpha_A(t_A - t_C) &= 0 . \end{aligned} \quad (3.150)$$

Решая эти уравнения, найдем

$$\alpha_C = \frac{t_N - t_A}{\Delta} , \quad \alpha_N = \frac{t_A - t_C}{\Delta} , \quad \alpha_A = \frac{t_C - t_N}{\Delta} , \quad (3.151)$$

$$\Delta = (x_A - x_C)(t_C - t_N) - (x_N - x_C)(t_C - t_A) . \quad (3.152)$$

Определитель системы (3.150)  $\Delta$  в нуль не обращается, так как он равен удвоенной площади треугольника  $CAN$ .

Формулы (3.151), (3.152) годятся и в случае замены элемента характеристики первого семейства  $AC$  на элемент характеристики второго семейства  $CB$  или на элемент характеристики третьего семейства  $CE$ ; при этом нужно координаты точки  $A(x_A, t_A)$  заменить соответственно на  $(x_B, t_B)$  или  $(x_E, t_E)$ . Более того, формулы (3.151), (3.152) пригодны и в случае замены точки  $N$  на точку  $M$ .

При использовании для аппроксимации производной  $\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C$  двустороннего шаблона, например  $MCAN$  (рис. 3.38), производная  $\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C$  представляется в виде:

$$\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C = \beta_M V_M + \beta_A V_A + \beta_N V_N , \quad (3.153)$$

откуда, аналогично предыдущему, найдем

$$\beta_M = \frac{t_A - t_N}{\Delta_1}, \quad \beta_A = \frac{t_N - t_M}{\Delta_1}, \quad \beta_N = \frac{t_M - t_A}{\Delta_1}, \quad (3.154)$$

$$\Delta_1 = (x_M - x_C)(t_C - t_N) - (x_N - x_C)(t_C - t_M) + (x_N - x_C)(t_C - t_A) - \\ - (x_A - x_C)(t_C - t_N) + (x_A - x_C)(t_C - t_M) - (x_M - x_C)(t_C - t_A). \quad (3.155)$$

Нетрудно увидеть, что определитель  $\Delta_1$ , равный удвоенной площади треугольника  $AMN$ , в процессе расчета обратиться в нуль не может.

Формулы (3.154) и (3.155) остаются в силе и при замене координат точки  $A$  на координаты точки  $B$  или  $E$ .

Формулы (3.153) – (3.155) двусторонней аппроксимации  $\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)_C$  могут применяться только для расчета внутренних узлов с наличием соседних узлов с двух сторон, а формулы для односторонней аппроксимации (3.149), (3.151), (3.152) – как для внутренних узлов, так и для обработки узлов на границе (типа узла  $K$  на рис. 3.37) и в приграничной зоне (типа узла  $S$ , у которого соседние узлы на одном расчетном слое есть только с одной стороны).

Аппроксимируя производные  $\frac{\partial C_1}{\partial t}$  и  $\frac{\partial C_2}{\partial t}$  конечно-разностными соотношениями:

$$\frac{\partial C_1}{\partial t} = \frac{C_{1C} - C_{1E}}{t_C - t_E}, \quad \frac{\partial C_2}{\partial t} = \frac{C_{2C} - C_{2E}}{t_C - t_E}, \quad (3.156)$$

для уравнений (3.145) и (3.146) получим следующие решения:

$$(C_1)_C = (C_1)_E \left[ 1 - \left( \frac{1}{\rho_1 a_1^2} \left( \frac{\partial p}{\partial t} \right)_C + \left( \frac{\partial V_1}{\partial x} \right)_C \right) (t_C - t_E) \right], \quad (3.157)$$

$$(C_2)_C = (C_2)_E \left[ 1 - \left( \frac{1}{\rho_2 a_2^2} \left( \frac{\partial p}{\partial t} \right)_C + \left( \frac{\partial V_2}{\partial x} \right)_C \right) (t_C - t_E) \right], \quad (3.158)$$

где производные  $\left(\frac{\partial V_1}{\partial x}\right)_C$  и  $\left(\frac{\partial V_2}{\partial x}\right)_C$  выражаются по формулам (3.149) или (3.153), а  $C_{1E}$  и  $C_{2E}$  – интерполяцией по соседним узлам  $A$  и  $B$ .

Для расчета концентраций в узловых точках на границе (типа точки  $K$ ) справедливы аналогичные выражения, но вместо точки  $E$  следует использовать точку  $P$  (рис. 3.37).

Приведенная выше методика была апробирована и показала свою работоспособность при определении продолжительности переходного процесса в трехфазном потоке в глубоководном эрлифтном гидроподъеме. Ранее эта задача решалась на базе более простых динамических моделей (гомогенная, сплошная, модель потока дрейфа), используемых дифференцировано для каждой стадии переходного процесса [107]. Применение же представленной выше методики позволило рассчитать продолжительность всех стадий этого процесса в рамках единой многофункциональной модели, что повысило точность результатов за счет более полного и строгого описания динамики многофазного потока и не привело к существенному увеличению времени вычислений.

В настоящее время авторы монографии на базе данной методики приступили к разработке программного комплекса HydroWorks 3p, предназначенного для расчета динамики трехфазных потоков [143].

В заключение данного раздела следует отметить, что разработанный подход к расчету динамики многофазных потоков представляет собой комбинацию численного метода характеристик для решения гиперболической системы дифференциальных уравнений относительно скоростей и давлений, а также метода сеток для определения концентраций дискретных фаз. Изложенные авторские методики легли в основу разработки единого метода расчета динамики многофазных потоков. Данный метод является приемлемым в плане гибкости и экономичности потребления машинных вычислительных ресурсов и допускает относительно несложную программно-алгоритмическую реализацию. Метод базируется на универсальной многофункциональной математической модели и может быть обобщен практически на любые трубопроводные системы, транспортирующие многофазные многокомпонентные потоки.

## **4 ОСНОВЫ РАЗРАБОТКИ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ ПРОЦЕССАМИ МОРСКОГО ГОРНОДОБЫВАЮЩЕГО КОМПЛЕКСА**

### **4.1 Стратегия и общие принципы экспериментальной АСУТП**

Создание и эксплуатация МГК связаны с многоплановой работой технологов, машиностроителей и специалистов по системам управления. Функционирование таких комплексов предполагает использование уникального высокотехнологичного оборудования в сложных условиях больших глубин, эффективность которого во многом определяется технологией управления. В настоящее время определенные успехи можно отметить лишь в области создания технических средств (гидравлические системы подъема и частично агрегаты сбора), а при разработке автоматизированных систем управления (АСУ) немногочисленные исследования сосредоточены только на формировании требований к разрабатываемой системе управления, предъявляемые со стороны технологов и машиностроителей.

Однако, вопросы разработки АСУ МГК актуальны уже сегодня, т.к. их реализация существенно влияет на уровень морской техники и технологии. Основываясь на многолетнем опыте работы в данной области, авторы считают, что АСУ МГК необходимо проектировать параллельно с развитием технологии и оборудования, т.к. ее функциональность и архитектура окажет значительное влияние на совместимость и согласование планируемых к применению узлов и агрегатов. Иными словами, структура АСУ определяет, если не конструкцию самих агрегатов и функциональных блоков, то, по крайней мере, их тип, динамические характеристики, а также способы и параметры регулирования. Поэтому технология, техника и система управления должны соответствовать уровню определенного этапа освоения глубоководных месторождений полезных ископаемых и рассматриваться только в рамках системного подхода, при котором параметры каждого из указанных направлений накладывают жесткие ограничения на характеристики других. Данное утверждение указывает на необходимость координации (с учетом сформулированных требований и ограничений) на международном уровне усилий разработчиков разных стран и национальных агентств, специализирующихся в отдельном направлении, что позволит повысить эффективность выполняемых исследований за счет минимизации пустых затрат времени и труда. Разработка АСУ направлена на осуществление управления следующими основными технологическими процессами (звеньями морского горного предприятия):

- монтажа-демонтажа добычного и транспортного оборудования;
- навигации добычного оборудования;
- перекачки минерального сырья в бункер-дозатор;
- гидроподъема сырья;
- позиционирования судна-носителя и технологической платформы;
- первичного обогащения сырья на судне;

- сброса хвостов;
- перегрузки концентрата на суда-рудовозы.

На рис. 4.1 показано согласование технологических звеньев МГК.

Безусловно, на сегодняшнем этапе развития морского горного дела корректно говорить лишь о формировании стратегии и основных принципов экспериментальной системы управления. В данном разделе акцент делается на разработку теоретических основ экспериментальной АСУ (ЭАСУ) морского горнодобывающего комплекса, которая помимо обеспечения экспериментальной добычи ПМК позволит отработать основные проблемные моменты, проверить рабочие идеи и гипотезы, а также сопоставить эффективность конкурирующих решений.



Рисунок 4.1 – Согласование технологических звеньев морского горнодобывающего комплекса

Аппаратура АСУ должна включать надводную часть, расположенную на судне, и подводную часть, размещаемую на элементах погружной части МГК. Наряду с этим в состав системы управления должны входить средства, обеспечивающие испытание узлов, агрегатов и аппаратуры АСУ на этапах монтажа и эксплуатации. На сегодняшний день затруднительно назвать сроки, за которые АСУ МГК может быть доведена до практической реализации. Вместе с тем, на рынке средств автоматизации ежегодно появляются все более новые, качественные и удобные в развертывании решения, применение которых в АСУ МГК будет подвергать разработчиков соблазну отказаться от

ранее выбранной аппаратуры в пользу более современной. Такое положение дел может заметно сдерживать разработку АСУ, так как замена одного технологического элемента будет тянуть за собой замену или перенастройку взаимодействующих с ним элементов. Поэтому, помимо принимаемых де-факто опорных критериев разработки, обеспечивающих в полной мере требуемую функциональность и надежность, необходимо придерживаться критерия модульности. Смысл такого подхода заключается в том, чтобы представить АСУ в виде достаточно большого количества взаимодействующих подсистем с высокой степенью автономности, дабы минимизировать влияние вносимых в состав какой-либо из них изменений, на смежные подсистемы.

Экспериментальная АСУ МГК предназначена для управления оборудованием с целью отработки технологии добычных работ, достижения и поддержания заданных технологических параметров добычи ПМК, создания условий для безопасной эксплуатации во всех рабочих режимах и выполнения спуско-монтажных и восстановительных работ. Структура ЭАСУ значительно усложняется за счет необходимости реализации в ней большого количества адаптационных моделей и алгоритмов прогнозирования процессов в ускоренном масштабе времени. Кроме того, в ЭАСУ должны быть задействованы схемы стабилизации управляемых процессов и согласования параметров регулирования функциональных элементов [129].

В общем виде ЭАСУ МГК может состоять из центральной координирующей подсистемы (при реализации централизованного подхода к управлению) и следующих основных взаимодействующих с ней подсистем [145, 146]:

- подсистема управления спуско-монтажными и восстановительными работами;
- подсистема управления движением АС;
- подсистема навигации АС;
- подсистема управления сбором, подготовкой и подъемом конкреций (ПУ СПП);
- подсистема управления динамическим позиционированием судна-носителя и технологической платформы (ПУ ПСТП);
- локальные системы управления технологическим оборудованием;
- подсистемы обработки измерительной информации;
- подсистема диагностики технических средств;
- подсистема управления процессом обогащения;
- подсистема управления операцией сброса хвостов;
- подсистема управления перегрузкой сырья на суда-рудовозы.

Центральная координирующая подсистема (ЦКП) предназначена для общего координирования и согласования работы всех технологических звеньев. Физически эта подсистема должна базироваться на вычислительной сети судового базирования, в которую входят система(ы) управления базами данных для хранения и обработки информации, поступающих от других подсистем; терминалы операторов; программный САЕ-комплекс, реализующий модели ускоренного времени взаимодействующих подсистем.

По мнению автора, вычислительная сеть части ЦКП, которая взаимосвязана непосредственно с процессами гидроподъема, в первом

приближении может быть представлена несколькими компьютерами архитектуры x86 и ARM, соединенными по протоколу Fast Ethernet. В качестве СУБД используется MySQL. Обмен данными с ПУ СПП осуществляется по протоколу ModBus. Пакеты данных представляют собой XML-строки, в которые завернуты вызовы серверных процедур по технологии SOAP.

ПУ СПП отвечает за управление процессами добычи, подготовки к подъему и гидроподъема ПМК на базовое плавсредство. Причем, подготовка к подъему включает отмыв от ила, дробление до оптимальных размеров и перекачку ПМК по гибкому трубопроводу в бункер-дозатор (БД), находящийся на технологической платформе.

Производительность гидроподъема главным образом зависит как от производительности АС, так и от рабочей формы транспортного трубопровода, которая, в свою очередь, определяется скоростями движения АС, судна-носителя и технологической платформы. В принципе все режимы работы МГК предполагают необходимость осуществления позиционирования судна-носителя и технологической платформы. Поэтому одной из функций ПУ ПСТП является обеспечение взаимосогласованного движения донного блока, трубного става и базового плавсредства, особенно во время разгона и останова комплекса.

Для эффективного управления гидроподъемами в составе морских добычных комплексов взаимовлияние ПУ СПП и ПУ ПСТП обусловило целесообразность выделения в составе экспериментальной АСУ МГК **минимальной конфигурации** экспериментальной подсистемы управления, состоящей из двух указанных подсистем. Под минимальной конфигурацией следует понимать такую совокупность технических средств АСУ, любое уменьшение которой приведет к появлению степеней свободы, сводящих на нет эффективность управления. Полученная экспериментальная ПУ СПП и ПСТП предусматривает управление следующим оборудованием:

- самоходные агрегаты сбора с расположенным на них оборудованием для отмыва от донных осадков и дробления ПМК до оптимальных размеров [146];
- насос для перекачки ПМК по гибкому трубопроводу (ГТ) в БД;
- БД со шнековым питателем и движителем, расположенными на технологической платформе;
- эрлифтная либо насосная гидротранспортная система;
- маршевые движители и рулевые колонки базового плавсредства.

Прерогативой данной подсистемы управления являются блоки 2–5 укрупненной морфологической структуры объектов АСУ морского горнодобывающего комплекса (рис. 4.1), которые, в свою очередь, корреспондируются с соответствующими блоками структуры проектирования [2], что позволяет обозначить внутренние связи между стадиями проектирования и эксплуатации уникальных машиностроительных комплексов.

Экспериментальная ПУ СПП и ПСТП (ЭПУ СПП и ПСТП) также предназначена для диагностирования предназначенного для добычи и транспортиро-

вания ПМК оборудования, контроля параметров технологического процесса, управления запуском и остановом оборудования, взаимодействия с центральной координирующей подсистемой, протоколирования процесса, оперативного анализа производственных ситуаций и выработки рекомендаций по ремонтно-восстановительным мероприятиям.

На рис. 4.2 приведена укрупненная структурная схема предлагаемой ЭПУ СПП и ПСТП, в которой реализован принцип максимального благоприятствования эффективной работе АС (как наиболее проблемному звену) при обеспечении координирования и согласования всех технологических звеньев [144]. Идея данной структуры заключается в распределении функций и элементов ЭПУ СПП и ПСТП в три иерархически подчиненных уровня, в которых результаты верхних уровней иерархии передаются в нижние, в виде режимных параметров и ограничений.

В рамках разработанной структуры решаются задачи анализа возможных производственных ситуаций, диагностики работоспособности и управления надежностью технологического оборудования, регулирования параметров производственных процессов с целью минимизации энергозатрат и стабилизации рациональных режимов работы оборудования.

Большинство блоков второго и третьего уровней приведенной схемы разработаны путем построения магистрально-модульной сети командно-измерительных контролеров (КИК), базирующихся на микропроцессорах архитектуры ARM. КИК осуществляют управление измерительными цепями и датчиками, а также выполняют измерительные преобразования и двунаправленную передачу измерительной информации по линиям связи [127]. Первоначально разработка КИК велась на базе 16-разрядных RISK-микроконтроллерах производства Atmel и Microchip. Но от них пришлось отказаться в пользу более современных ARM-совместимых чипов фирм Texas Instruments, Motorola и XScale, обладающих более широкими возможностями по регулированию производительности и энергопотребления, отладке, переносимости программного кода и др. Кроме того, для процессоров семейства ARM в полной мере поддерживаются передовые технологии программирования, в частности JIT-компиляция, посредством Java и .Net компиляторов. Разработка ПО для КИК на основе managed-кода, позволило сэкономить время, за счет возможности эффективной и беспрепятственной отладки JIT-кода на x86-совместимых персональных компьютерах. Программирование КИК осуществлялось с использованием языка C++, как наиболее гибкого для данного класса задач. Написанные программы обладают высокой степенью универсальности, так как практически без изменения исходного кода компилируются либо напрямую в машинный код процессоров архитектуры x86 и ARM, либо в JIT-код библиотеки Microsoft Net Framework. Обмен данными между КИК реализован по протоколам ModBus и ProfiBus. ModBus наиболее удобен тем, что может работать поверх транспортного протокола TCP, что упрощает отладку взаимодействия распределенных КИК в лабораторных условиях.

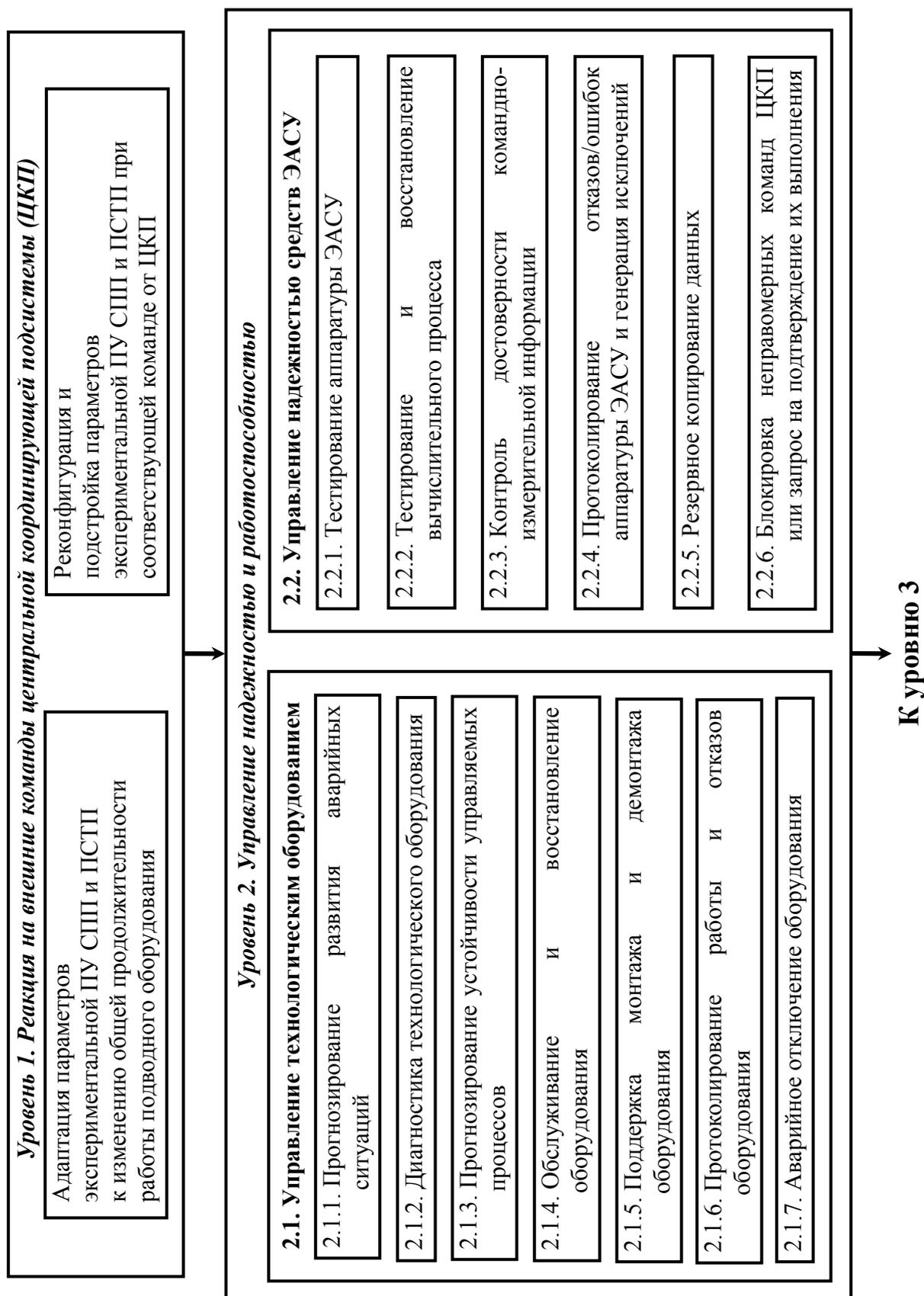


Рисунок 4.2 – Функционально-оптимизационная схема экспериментальной ПУ СПП и ПСТП

От уровня 2

Уровень 3. Регулирование, согласование и стабилизация параметров

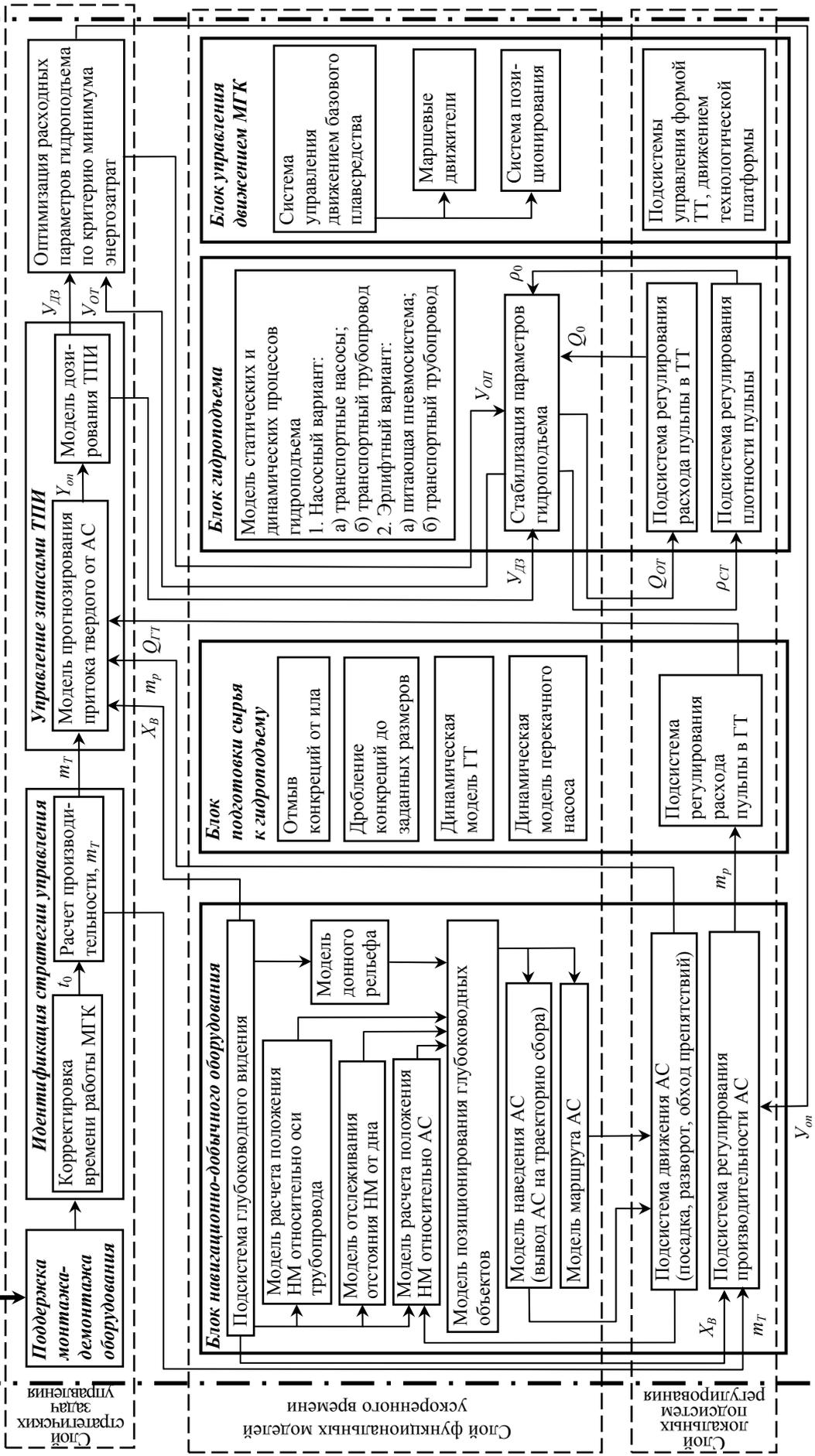


Рисунок 4.2 (Продолжение)

Перейдем к рассмотрению каждого из уровней. В первый уровень входят блок «Адаптация параметров ЭПУ СПП и ПСТП к изменению общей продолжительности работы подводного оборудования» и блок «Ре конфигурация и подстройка параметров ЭПУ СПП и ПСТП при соответствующей команде от ЦКП». Первый блок предназначен для перенастройки технологического процесса в соответствии с новой продолжительностью работы МГК, которая может быть изменена в связи с внештатной ситуацией глобального характера, например штормовым предупреждением. В зависимости от изменения времени работы добычного комплекса могут изменяться и тактические цели ЭАСУ, что повлияет, в первую очередь, на работу ЭПУ СПП и ПСТП. Второй блок служит для трансляции и низкоуровневого выполнения определенного спектра команд ЦКП. Например, переключение между режимом производительности комплекса при минимальных энергозатратах и режимом максимальной производительности.

Второй уровень «Управление надежностью и работоспособностью» решает задачи контроля и прогнозирования работоспособности технологического оборудования и функциональных элементов ЭАСУ [6]. Со всех командно-измерительных контролеров ЭПУ СПП и ПСТП сюда поступает информация, характеризующая состояние и режимы работы узлов и агрегатов. Во втором уровне блоки распределены на две группы: «Управление технологическим оборудованием» и «Управление надежностью средств ЭАСУ». Здесь с помощью специальных тестов определяется состояние и исправность оборудования, прогнозируются его работоспособность и показатели надежности.

Результаты решения задач уровня управления надежностью и работоспособностью возвращаются в ЦКП для их визуализации на терминалах операторов в виде рекомендательных инструкций по обслуживанию и резервированию оборудования. Также, эти результаты передаются в третий уровень в виде ограничений на рабочие режимы. Работа блока «Прогнозирование развития аварийных ситуаций» заключается в периодическом запросе информации о надежности технологического оборудования, которая предоставляется в качестве входных данных для моделей и алгоритмов прогнозирования работоспособности и надежности оборудования МГК. Диагностика технологического оборудования (см. соответствующий блок) осуществляется с помощью измерительных цепей экспериментальной ПУ СПП и ПСТП. Диагностическая информация передается в ЦКП и отображается на терминалах операторов, записывается в специальные базы данных и задействуется в автоматических контурах реакции на отказ оборудования. Блок «Прогнозирование устойчивости управляемых процессов» базируется на работе моделей в ускоренном времени. Блок «Обслуживание и восстановление технологического оборудования» может осуществляться, как в автоматическом, так и в автоматизированном режимах. Обслуживание проводится, в основном, путем поднятия оборудования на поверхность океана, при этом широко используются автоматизированные средства монтажа и демонтажа, входящие в рассматриваемую подсистему. Восстановление оборудования осуществляется преимущественно агрегатным способом.

Помимо контроля работоспособности узлов и агрегатов существует необходимость контроля работоспособности средств самой ЭПУ СПП и ПСТП. Для этого используются блоки второй группы. Процесс тестирования аппаратуры ЭПУ СПП и ПСТП заключается в периодической передаче тест-пакетов удаленным командно-измерительным контролерам и в последующем анализе результатов их выполнения. Блок «Тестирование и восстановление вычислительного процесса» относится большей частью к программному обеспечению. В задачи этого блока входит контроль вычислительных ресурсов, целостности данных, корректности межкомпонентных связей, а также принятие мер по возобновлению функциональности ЭПУ СПП и ПСТП после системных сбоев. Блок «Контроль достоверности командно-измерительной информации» тесно взаимосвязан с двумя вышерассмотренными блоками. Достоверность командно-измерительной информации может быть нарушена за счет помех различной природы, возникающих при передаче информации в длинных линиях связи. Во избежание искажения информации в рассматриваемом блоке предусматривается применение помехоустойчивого кодирования. Резервное копирование экспериментальных, промежуточных и априорных данных выполняется автоматически с заданной периодичностью, что позволяет оперативно восстановить вычислительный процесс при аварии вычислительной системы.

Третий уровень делится на три слоя задач, в соответствии с частотой и приоритетом их решения [147]. В первый слой входят задачи поддержки монтажа-демонтажа оборудования, идентификации стратегии управления, управления запасами ПМК и оптимизации расходных параметров по критерию минимума энергозатрат. Задача идентификации стратегии управления включает определение общего времени работы погружной части МГК ( $T_{общ}$ ), с учетом экономической целесообразности и различных временных ограничений, на основании которого определяется производительность по твердому ( $m_T$ ). Суть задачи управления запасами твердого материала в технологических емкостях заключается в обеспечении стабильной, непрерывной подачи ПМК в гидropодъем при прерывистом, неравномерном потоке ПМК от АС. Ее решение осуществляется с помощью бункера-дозатора, локальных систем регулирования, а также с использованием моделей прогнозирования притока твердого от АС и дозирования подачи ПМК в транспортный трубопровод.

Следует отметить, что в ряде случаев при разработке бедных месторождений полезных ископаемых более эффективной может оказаться «безбункерная» технология, за счет сокращения числа технологических операций, несмотря на невозможность оптимизации расходных параметров гидropодъема [9]. Однако данное направление является самостоятельным исследованием и в данной монографии не рассматривается.

Задача оптимизации расходных параметров гидropодъема по критерию минимума энергозатрат в конечном итоге сводится к определению оптимальной (правильнее рациональной) концентрации твердого материала в пульпе. В работе [106] получены зависимости для экспериментального глубоководного эрлифтного гидropодъема полиметаллических конкреций, отражающие взаи-

мосвязь энергозатрат с расходными параметрами транспортируемого потока.

Во второй слой функциональных моделей и блоков входят блоки навигационно-добычного оборудования, подготовки сырья к гидроподъему, гидроподъема, управления движением МГК.

Подсистема глубоководного видения, входящая в блок навигационно-добычного оборудования, включает телевизионные камеры, средства освещения, средства цифрового преобразования и передачи видео потоков по каналам связи, а также опционально средства акустического видения (сонар, эхолотатор и др.). При помощи перечисленных составляющих аккумулируется информация о характере и плотности залегания конкреций, идентифицируются пространственные координаты наблюдаемых объектов, на основании чего строится модель донного рельефа (ландшафта).

Модели отслеживания расстояния навигационного модуля (НМ) от дна, расчета положения НМ относительно оси транспортного трубопровода, расчета положения НМ относительно АС необходимы для точной синхронизации модели донного рельефа с положением соответствующих объектов МГК и реализации модели позиционирования глубоководных объектов.

Модель наведения АС и модель построения маршрута АС функционируют на основании данных, синтезируемых элементами НМ, т.е. траектории сбора рассчитываются в зависимости от характера залегания ТПИ, а маршрут АС координируется, основываясь на данных о донном ландшафте и информации о препятствиях.

Блок подготовки сырья к гидроподъему включает отмыв конкреций от ила, дробление сырья до заданных размеров, а также процесс перекачки ТПИ в бункер-дозатор, представленный динамическими моделями ГТ и насосного агрегата [148, 149].

Блок гидроподъема представлен моделями статических и динамических процессов транспортных насосов и транспортного трубопровода для насосного варианта, а также транспортного трубопровода и питающей пневмосистемы [106, 108] для эрлифтной системы.

Блок управления движением МГК представлен системой управления маршевыми движителями и рулевыми колонками судна-носителя.

В третьем слое локальных систем регулирования содержатся системы, оказывающие непосредственное влияние на рабочие процессы, путем регулирования режимных параметров (производительность АС, расход пульпы в гибком трубопроводе, расход и плотность гидросмеси, а также расход сжатого воздуха в случае эрлифтного гидроподъема) и управления формой транспортного трубопровода. Кроме того, в локальных системах регулирования предусматривается стабилизация управляемых параметров, путем корректировки заданных и фактических величин.

Более подробно рассмотрим средства регулирования расхода и плотности гидросмеси при эрлифтном гидроподъеме. Средства регулирования концентрации (плотности) смеси включают находящийся на технологической платформе бункер-дозатор со шнековым питателем, двигатель привода шнека, частотный

преобразователь, а также датчики расхода и давления [37]. Передаточная функция объекта регулирования учитывает постоянные времени и запаздывание в процессах. Параметры настройки регулятора зависят, как от амплитудно-фазовых электрических характеристик объекта, так и от показателя колебательности переходных процессов. В [37] для системы регулирования плотности смеси предлагается применять ПИ-закон регулирования.

Средства регулирования расхода пульпы содержат следующие основные элементы: компрессор (или компрессорная станция), газопровод, ресивер, регуляторы стабилизации потока сжатого газа, подстроечный регулятор, исполнительный механизм и узел смещения [37]. Целесообразно применение каскадного принципа регулирования по расходу сжатого газа через узел смещения. Первоначально рассчитывается основной контур стабилизации потока сжатого газа, а затем вспомогательный контур, подстраивающий регулируемую величину с учетом расхода пульпы. Согласно [37] в контуре стабилизации сжатого газа лучше использовать П-закон регулирования, а в качестве подстроечного – регулятор с ПИ-законом регулирования.

Вернемся к схеме экспериментальной ПУ СПП и ПСТП. Отдельного внимания заслуживает вопрос взаимодействия приведенных блоков всех трех уровней. В первом уровне рассчитывается продолжительность времени работы погружной части МГК в пределах суток  $t_1$ , ограниченного результатами решения задач «Адаптация ЭПУ СПП и ПСТП к изменению общей продолжительности работы подводного оборудования» и «Реконфигурация и подстройка ЭПУ СПП и ПСТП при соответствующей команде от ЦКП». Во втором уровне по умолчанию вычисляется время  $t_2$  в пределах текущих суток, ограниченное задачами управления надежностью и работоспособностью. Полученные  $t_1$  и  $t_2$  поступают в блок сравнения, где из них выбирается меньшее, после чего рассчитывается часовая производительность по твердому  $m_T$ , ориентируясь на суточную рентабельную норму.

Определенная таким образом величина  $m_T$  передается в блок регулирования производительности АС, для которой этот параметр является базовым. Внутри этого блока  $m_T$  согласуется с вектором наблюдения  $X_B$ , поступающим из блока глубоководного виденья и навигации (ПГВН), характеризующего особенности ландшафта и плотность залегания конкреций. ПГВН – отдельная подсистема, взаимодействующая с ЭПУ СПП и ПСТП, ее разработка является самостоятельным исследованием и намечается на ближайшую перспективу. По рассогласованию  $m_T$  и  $X_B$  рассчитывается реальная производительность  $m_p$ , которая, как правило, отличается от заданной. Параллельно с управлением производительностью АС решается задача построения маршрута АС, при этом обеспечивается максимально полная отработка разрабатываемого участка. Для повышения точности функционирования модели навигации организована обратная связь в виде информационного вектора  $X_{AC}$ , который содержит характеристики движения АС (скорость, направление и др). Поскольку, как было сказано, блок регулирования производительности АС не может гарантировано обеспечивать заданную производительность  $m_T$ , измеряется реальная текущая производительность  $m_p$ , которая передается в блок регулирова-

ния расхода пульпы в ГТ и в модель прогнозирования притока твердого от АС. Блок регулирования расхода пульпы в ГТ во взаимодействии со статическими и динамическими моделями ГТ и насосного агрегата обеспечивает необходимую пропускную способность ГТ для перекачки ПМК в бункер-дозатор. Из совокупности параметров  $m_T$ ,  $m_p$ ,  $X_B$  и текущем расходе пульпы в гибком трубопроводе  $Q_{ГТ}$  строится модель прогнозирования притока твердого от АС. Информационный вектор  $X_{ПР}$  (прогнозные запасы твердого в бункере-дозаторе) передается в модель дозирования ПМК, где, на основании  $X_{ПР}$  и информации о запасах твердого материала в бункере-дозаторе, путем задания пробных запасов в пределах ограничений по средней производительности, отыскиваются такие запасы и производительность, которые обеспечивают непрерывную работу гидроподъема при колебаниях поступления твердого от АС. Выходом модели дозирования ПМК является вектор  $U_{ДЗ}$ , характеризующий ограничения по текущей производительности гидроподъема, в рамках которой решается задача оптимизации расходных параметров пульпы по критерию минимума энергозатрат.

Управляющий вектор  $U_{ДЗ}$  подается в блок стабилизации параметров гидроподъема, и одновременно в ходе решения задачи оптимизации, преобразуется в корректирующий вектор  $U_{ОП}$ , который тоже передается в блок стабилизации. От локальных систем регулирования в блок оптимизации расходных параметров передается информация об энергетических затратах на гидроподъем и текущих параметрах его рабочего режима. Оптимизатор путем задания пробных величин расходных параметров (расход и плотность гидросмеси) отыскивает такие их значения, при котором энергоемкость процесса подъема минимальна. В данном блоке также происходит корректировка этих параметров с учетом векторов  $U_{ДЗ}$  и  $U_{ОП}$  с последующей передачей блокам регулирования плотности и расхода пульпы в качестве управляющих воздействий. Вектор  $U_{ОП}$  также передается в блок регулирования производительности АС для последующего изменения производительности АС в том случае, если гидроподъем, работающий в оптимальном режиме, не обеспечивает транспортирование требуемого количества пульпы.

Разработанная функционально-оптимизационная схема экспериментальной ПУ СПП и ПСТП слабо зависит от типа технологического оборудования, допускает доработку и усовершенствование, и может быть адаптирована к решению широкого круга эксплуатационных задач, с различными критериями качества.

На базе функционально-оптимизационной схемы ЭПУ СПП и ПСТП разработана стратегия управления технологическим оборудованием при комплексном решении задач «управления запасами твердого в технологических емкостях» и «оптимизации расходных параметров гидроподъема по критерию минимума энергозатрат». Данная стратегия позволяет гарантировано исключить определение рациональных параметров в области нереализуемых на практике эксплуатационных режимов и сконцентрировать усилия разработчиков в наиболее приоритетных направлениях.

В связи с многофункциональностью и сложностью решаемых задач на данном этапе развития морской горнодобывающей техники целесообразно сформулировать требования к программному обеспечению разрабатываемой экспериментальной ПУ СПП и ПСТП.

Учитывая специфику области применения морских машиностроительных комплексов, ПО имеет смысл разделить на две категории: общее и специальное. В состав общего ПО должны входить операционные системы, стандартизированные системы управления базами данных, средства интерпретирования, компиляции и отладки программных модулей, редакторы межкомпонентных связей, стандартные сетевые протоколы, пакеты научных и прикладных программ и др. Вопросы разработки общего ПО достаточно полно освещены в смежных областях и специальной литературе, поэтому основное внимание уделено формулированию требований к разработке специального ПО, отражающего специфику функционирования морского горнодобывающего оборудования. Ниже сформулированы основные концептуальные требования к специальной части ПО.

Специальное ПО должно реализовывать модели и алгоритмы отдельных подсистем управления звеньями МГК, а также осуществлять взаимодействие территориально распределенных подсистем АСУ, путем построения каналов связи на основе специализированных протоколов последовательной передачи данных, например как CAN, Modbus, Interbus и т.д.

Состав специального ПО, реализующего функции первого уровня блочно-иерархической структуры в значительной степени определяется спецификой информации метеорологических и сейсмологических служб. Ввиду уникальности технологического оборудования, вопросы разработки специального ПО блоков третьего уровня иерархии являются самостоятельной задачей.

Рассмотрим более подробно требования к разработке специального ПО применительно ко второму уровню иерархии, первостепенными задачами которого являются управление надежностью и работоспособностью как технологического оборудования МГК (2.1, рис. 4.2), так и функциональных элементов самой АСУ (2.2). Для решения этой задачи ПО должно содержать информацию об аварийной и предаварийной работе проблемного агрегата с помощью специализированных СУБД. При этом средствами специального ПО предусматривается оперативное информирование операторов-технологов об утрате устройством его работоспособности путем вывода текстовой и графической информации на операторские терминалы. В состав информации входит местоположение устройства, характер поломки, предполагаемые последствия, рекомендации по устранению неисправности. Для замены поврежденного агрегата в состав специального ПО должны входить компоненты управления автоматизированными средствами монтажа и демонтажа технологического оборудования (2.1.5). Специальное ПО должно осуществлять функционирование комплекса мероприятий по диагностике технологического оборудования (2.1.2), реализацию моделей прогнозирования устойчивости управляемых процессов (2.1.3) и развития аварийных ситуаций (2.1.1). В результате упомя-

нутых процедур формируются рекомендации оперативному персоналу о проведении своевременных автоматизированных процедур по обслуживанию узлов и агрегатов МГК (2.1.4).

Как упоминалось ранее, специальное ПО должно реализовывать комплекс мероприятий по обеспечению надежности работы АСУ. В этот комплекс должны входить методы контроля достоверности командно-измерительной информации (2.2.3), блокировки неправомерных команд ЦКП (2.2.6). В обязательном порядке предусматриваются функции резервного копирования и архивирования данных (2.2.5), а также их восстановления. Процедуры тестирования аппаратуры АСУ (2.2.1) реализуются методом пересылки в каналах связи тест-пакетов, при этом их аппаратная приоритетность должна быть ниже приоритетности пакетов информационных. В случае аварии канала связи происходит автоматическое программное переключение на резервные каналы связи (2.2.2).

Специальное ПО необходимо наделить возможностью модернизации реализуемых функций, большой гибкостью, позволяющей перенастраивать его на конкретные условия применения. В составе ПО предусматривается подробная структурированная документация, включающая описание компонент лингвистического обеспечения (языки программирования, информационно-поисковые, специализированные, вспомогательные языки и т.д.). При разработке ПО учитываются принципы модульности построения и унификации форматов данных. ПО должно быть организовано так, чтобы в случае необходимости позволять перенастройку системы на другой тип технологического оборудования с минимальными затратами ресурсов и времени. Требования, сформулированные в данном абзаце, в полной мере относятся и к специальному ПО третьего уровня иерархии.

Имея определенные наработки в предметной области, а также компоненты и модули АСУ ТП (программно-алгоритмическое обеспечение и программно-аппаратные комплексы в составе локальных систем регулирования) различной степени готовности, авторы, заглядывая в обозримую перспективу, считают целесообразным создание SCADA системы – системы диспетчерского управления и сбора данных, объединяющей в себе все составляющие АСУ ТП и сложное математическое программное обеспечение для расчета и прогнозирования режимов работы морского горного предприятия.

Принимая во внимание двоякое толкование понятия SCADA системы в литературе, не лишним будет конкретизировать смысл, вкладываемый нами в понятие SCADA.

В нашем случае SCADA система является централизованным программно-аппаратным комплексом мониторинга элементов АСУ ТП в реальном времени, включая сбор, обработку, отображение и архивирование технической информации о работе узлов и агрегатов МГК, а также средств распределенного клиент-серверного управления.

Стремительное развитие современных средств автоматизации привносит в процесс разработки сложных программно-аппаратных систем, как новые тре-

бования, так и новые широкие возможности, причем первые являются следствием вторых. С выходом каждой следующей серии программируемых логических контроллеров (ПЛК, англ. PLC) ведущих Мировых производителей разработчики и инженеры получают все большие возможности, при все меньших затратах, для решения задач автоматизации. Особо важное значение имеет прогресс в развитии средств программирования ПЛК. На сегодняшний день такие вещи, как высокоуровневая абстракция программного кода, удаленное перепрограммирование ПЛК и др. уже не является чем-то завтрашним. Сегодня это становится неотъемлемой частью передовых инженерных решений.

Учитывая неизменно высокие темпы совершенствования элементов АСУ (зачастую, еще вчера самые актуальные элементы автоматизации устаревают уже на ранних стадиях разработки), а также высочайшие требования по надежности и отказоустойчивости компонента АСУ ТП морского горного предприятия, при разработке SCADA комплекса на передний план выходит критерий гибкости в отношении обновления аппаратуры АСУ (в том числе дублирование, перенастройка, полная либо частичная замена элемента на неидентичный) на всех этапах разработки. При этом отрицательное влияние от подобных изменений в конфигурации SCADA комплекса на взаимодействие всех связанных модулей системы должно сводиться к минимуму.

Достигается это путем строгого следования принципу модульности и высокой степени абстракции программных и программно-аппаратных компонент АСУ ТП. А именно, каждый блок/компонент/модуль АСУ представляется для иерархически вышестоящих компонент программным унифицированным интерфейсом (набором свойств, методов, сигналов), при этом большинство блоков и их интерфейсов объединяются в обобщенные полиморфные коллекции по различным логическим признакам.

Ключевой особенностью разрабатываемой системы является покрытие всего функционала SCADA комплекса программно-аппаратными эмуляторами и пакетами модульного тестирования (англ. Unit Test), что позволяет:

- имитировать присутствие еще не готовых блоков и модулей в целевой замкнутой системе;
- проводить интегральное тестирование для внедряемых и обновляемых компонент;
- отлаживать работу каждого из блоков, а также группы блоков и компонент, при имитации предельных режимов работы взаимосвязанных подсистем/блоков/модулей (стресс-тесты, англ. Stress Test);
- моделировать всевозможные аварийные и нештатные ситуации.

Фактически, при данном подходе, на начальных этапах разработки SCADA комплекса необходимо разработать гибкую высоко-абстрактную программную модель и, в рамках этой модели, все необходимые эмуляторы, что даст возможность на последующих этапах параллельно разрабатывать все реальные подсистемы, модули и компоненты.

К основным компонентам SCADA системы морского горного предприятия относятся:

- Центральная координирующая подсистема – основной программный комплекс, объединяющий в себе все математическое обеспечение, а также средства архивирования технической информации. Работает в тесном взаимодействии с терминалом оператора.

- Терминал оператора с человеко-машинным интерфейсом (англ. Human Machine Interface), который представляет данные о ходе процесса в реальном времени, что позволяет оператору контролировать процесс и управлять им.

- Средства сетевой передачи данных для связи центральной координирующей подсистемы АСУТП с распределенными промышленными контроллерами (англ. RTU) и ПЛК.

- RTU и ПЛК – основные компоненты локальных систем регулирования АСУ ТП, состоящие из микропроцессора, ОЗУ, ПЗУ, портов ввода-вывода, сетевых интерфейсов, а также опционально интегрированных счетчиков, АЦП и других устройств. Осуществляют локальный сбор информации с близлежащих датчиков и приборов, с последующим ее преобразованием для сетевой транспортировки. Принимают команды от центральной координирующей подсистемы и выполняют их посредством управления подключенными узлами и агрегатами.

- Система реального времени – программный комплекс, обеспечивающий обработку данных в пределах заданного временного цикла с учетом приоритетов.

- База данных реального времени – программа, обеспечивающая сохранение истории процесса в режиме реального времени. Входит в состав центральной координирующей подсистемы.

- Подсистема управления тревогами – программно-аппаратный комплекс, обеспечивающий автоматический контроль технологических событий, отнесение их к категории нормальных, предупреждающих или аварийных, а также обработку этих событий.

## **4.2 Автоматизированный способ управления переходными режимами глубоководных эрлифтных гидроподъемов**

Функционально-оптимизационная схема экспериментальной ПУ СПП и ПСТП (рис. 4.2) в силу своей сложности и многомерности не может быть подробно описана в рамках ограниченного объема данного раздела. Однако, попробуем частично детализировать данную схему на примере блока гидроподъема, а вернее его фрагмента, реализующего автоматический способ управления переходными режимами ГЭГ. Данный способ обеспечивает существенное увеличение эффективности гидроподъемов в составе судовых морских горнодобывающих комплексов и является передовой разработкой автора монографии, запатентованной в ряде стран. Подробное описание способа приведено в одиннадцатом разделе монографии.

В работах [129, 130] предложен способ запуска ГЭГ на смесителе с оптимальной глубиной погружения, удовлетворяющий следующим требованиям:

- реализация запуска ГЭГ непосредственно на смесителе, глубина погружения которого соответствует максимальному к.п.д. в рабочем режиме;
- обеспечение надежности протекания пусковых операций и устойчивости к возмущениям разного рода;
- обеспечение приемлемой продолжительности запуска ГЭГ с учетом необходимости выполнения суточного задания по подъему минерального сырья.

В работе [108] теоретически обоснована возможность усовершенствования предложенного способа путем согласования параметров переходных режимов в гидроподъеме и добычном оборудовании донного блока, что может быть осуществлено с помощью описанных в восьмом разделе методик расчета параметров динамических процессов в многофазных потоках.

Как объект управления глубокоководный эрлифтный гидроподъем является существенно инерционной и нелинейной системой [37]. Это обстоятельство оказывает определяющее влияние на характер протекания и параметры переходных режимов.

На рис. 4.3 схематически изображено расположение запорно-регулирующей арматуры, задействованной в предложенном способе [129, 130] (задвижки  $Z_1$ ,  $Z_2$  и  $Z_3$ ).

Далее приводится описание способа. Абстрагируясь от процедуры синхронизации моментов запуска оборудования донного блока и гидроподъема, которая описана ниже, процесс запуска можно разбить на 5 характерных временных интервалов:

1. Вытеснение воды из подъемного и пневматического трубопроводов.
2. Подъем воздушных пузырей от смесителя до выходного сечения подъемного трубопровода.
3. Разгон воды в подводящем трубопроводе.
4. Подъем первой порции твердого материала от БД до смесителя.
5. Подъем первой порции твердого материала от смесителя до выходного сечения подъемного трубопровода.

Процесс останова разбивается на 4 стадии:

1. Освобождение гибкой связи (гибкого трубопровода) и БД от твердого материала.
2. Вывод компрессора на максимальную производительность.
3. Подъем последней порции твердого материала к смесителю.
4. Подъем последней порции твердого материала к воздухоотделителю.

Для повышения информативности подаваемого материала разработанный способ целесообразно описать с помощью совместного рассмотрения блок-схем алгоритмов [139] (рис. 4.9, 4.10) и временных циклограмм [107] (рис. 4.6) запуска и останова ГЭГ. Поэтому при последующем описании способа в скобках указываются привязки к соответствующим фрагментам алгоритмов и циклограмм. Для удобства изложения материала способ останова рассматривается первым.

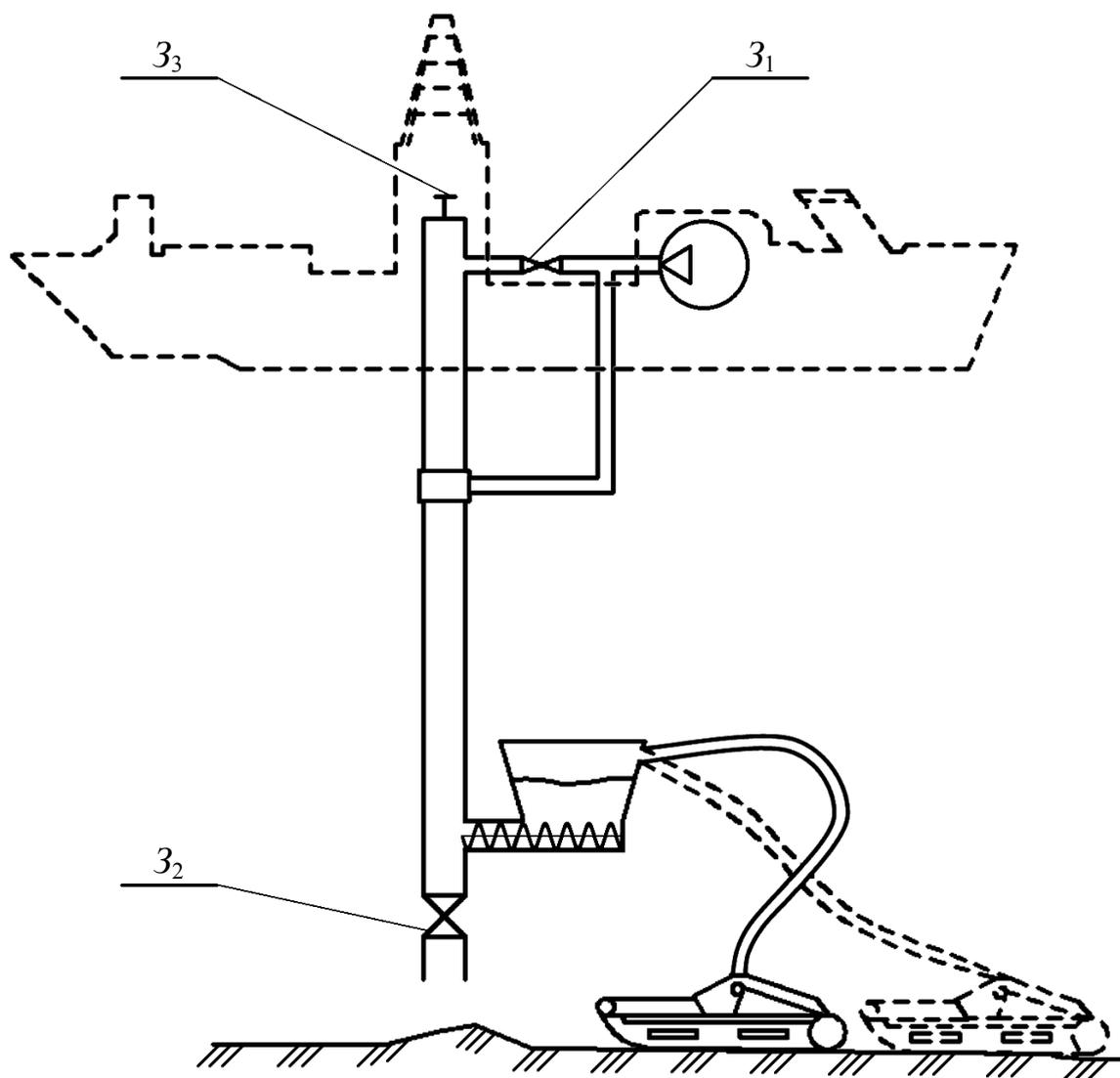


Рисунок 4.3 – Упрощенная схема морского горнодобывающего комплекса

Первым действием способа остановки является прекращение работы АС (рис. 4.9, блок 1), при этом он либо остается на текущей позиции траектории сбора, либо начинает перемещение на стартовую позицию следующей заходки.

Далее системой контролируется наступление события полной разгрузки гибкого трубопровода или гибкой связи (ГС) от твердого материала (рис. 4.4, блок 2; рис. 4.6 (а), событие  $\dot{m}_{ГЗ} = 0$ ) при помощи оптических или радиационно-плотностных измерительных средств, после чего подается команда на выключение привода насоса ГС (рис. 4.4, блок 3).

Затем аналогичным образом контролируется наступление события освобождения бункера-дозатора (бункера-накопителя) от твердого (рис. 4.4, блок 4; рис. 4.6 (а), событие  $\dot{m}_{БД} = 0$ ), с последующим выключением привода шнека БД (рис. 4.4, блок 5).

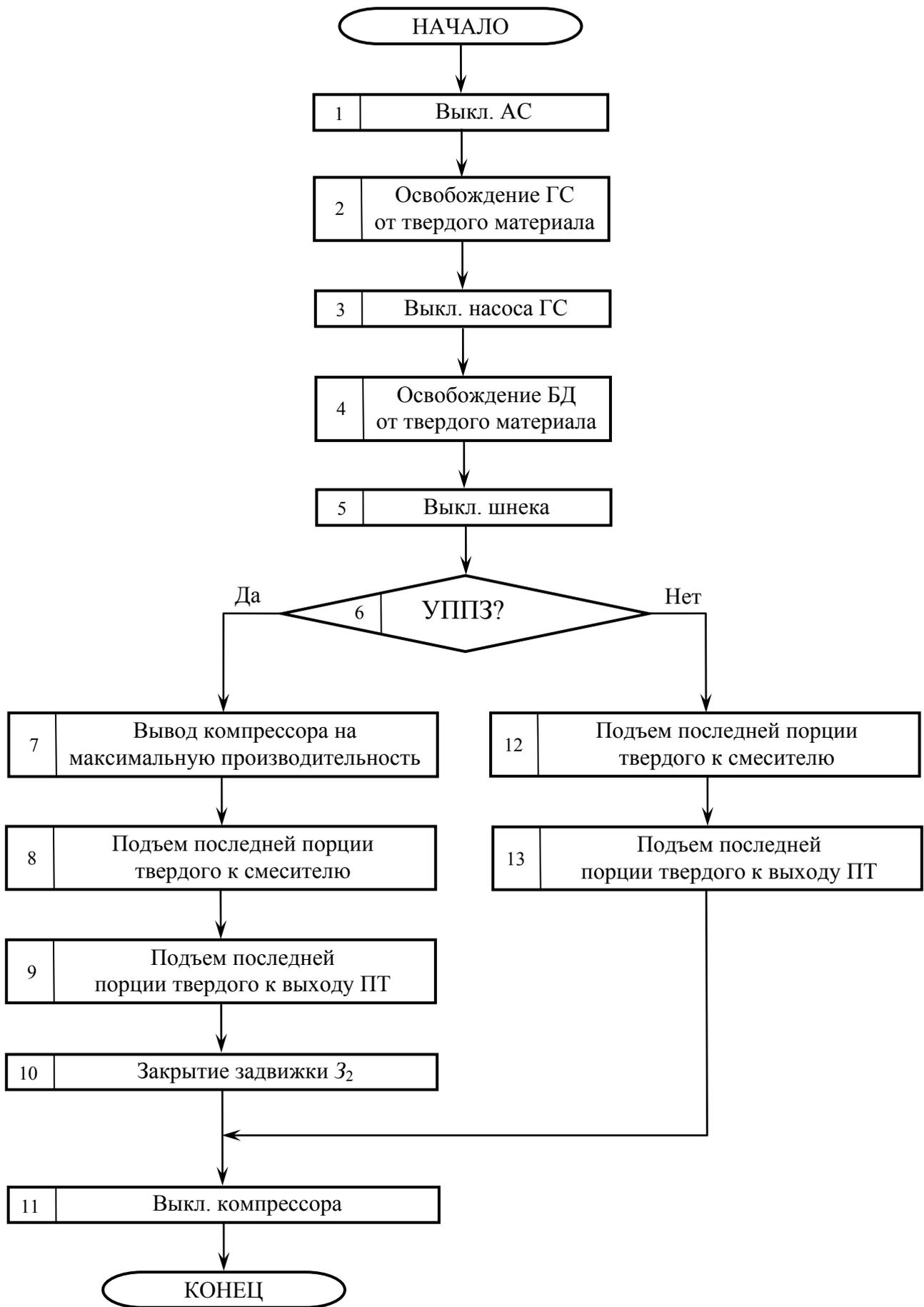


Рисунок 4.4 – Алгоритм остановки ГЭГ

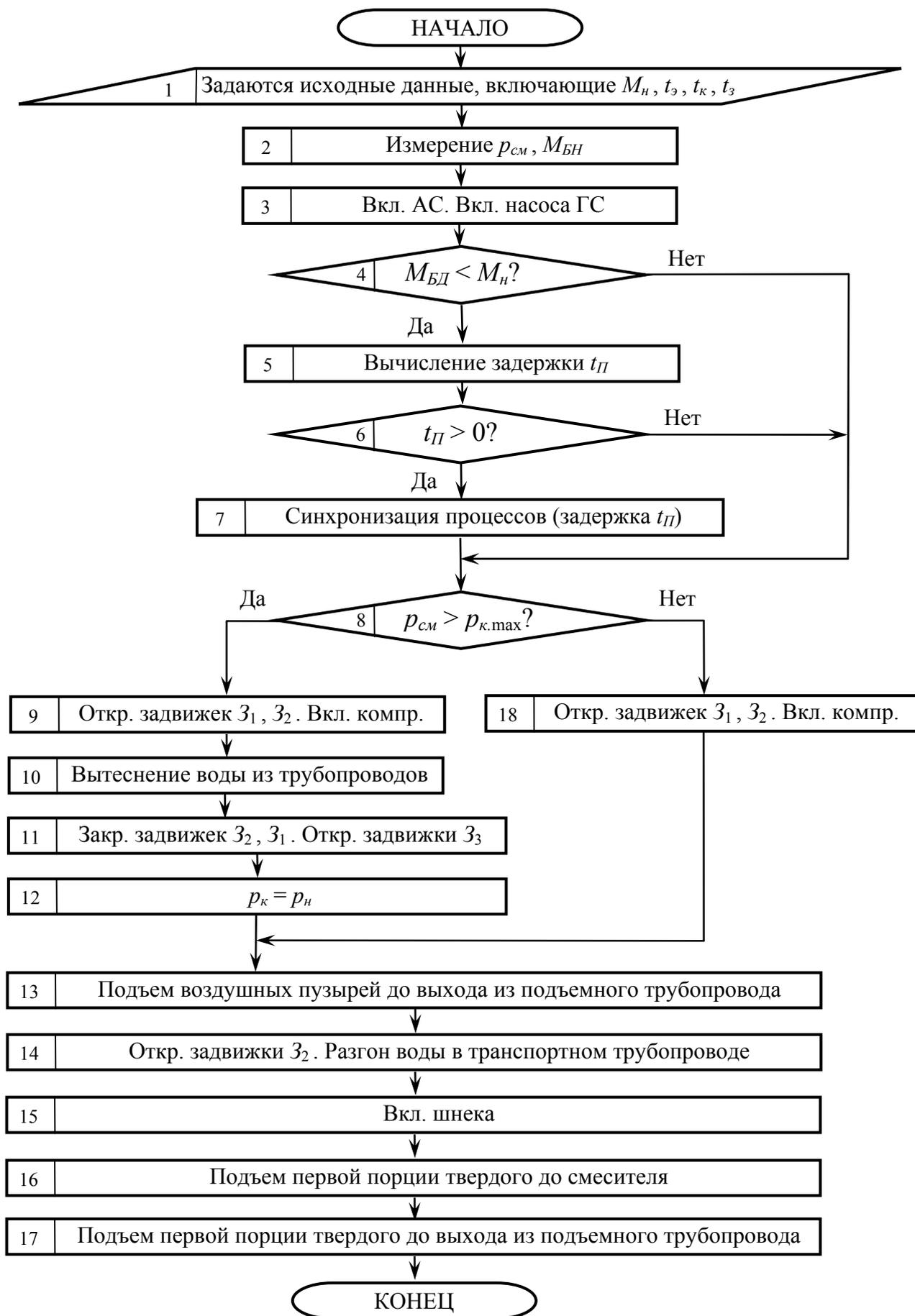


Рисунок 4.5 – Алгоритм запуска ГЭГ

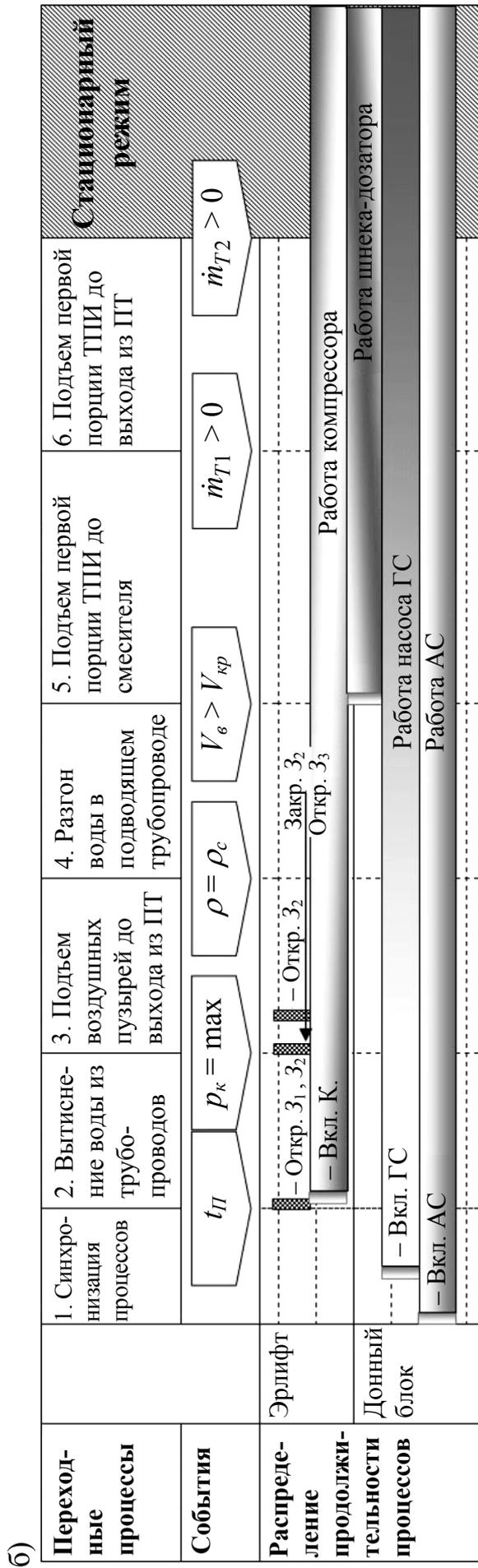
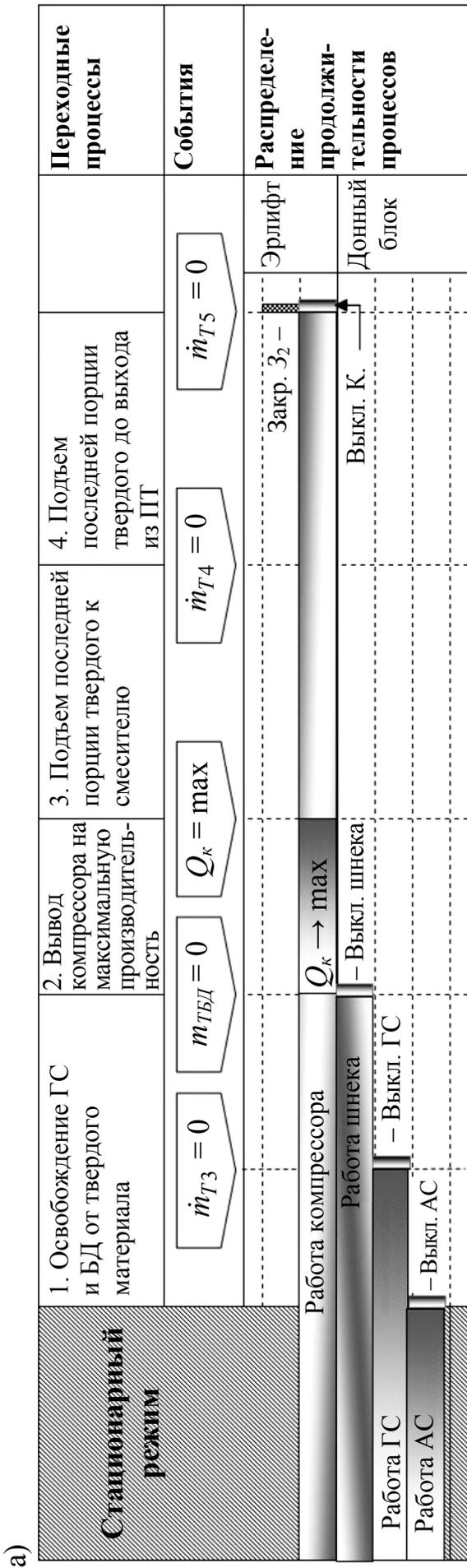


Рисунок 4.6 – Комплексная циклограмма запуска и останова ГЭГ:

а – останов; б – запуск

С целью сокращения времени переходных процессов способ включает ряд технических решений. Например, предусмотрена возможность применения «упрощенной процедуры последующего запуска» (УППЗ) (рис. 4.4, блоки 7–10; рис. 4.5, блок 18). Смысл УППЗ заключается в остановке глубоководного гидроподъема таким образом, чтобы давление в смесителе было меньше максимально развиваемого компрессором давления, что позволяет осуществить последующий запуск упрощенным способом, прямой подачей сжатого воздуха в смеситель без предварительной процедуры вытеснения воды из трубопроводов (см. описание запуска). Достигается это перекрытием задвижки  $Z_2$  перед выключением компрессора (рис. 4.4, блок 10) в процессе остановки, что приводит в итоге к снижению высоты водяного столба в транспортном трубопроводе, а следовательно и к уменьшению давления в смесителе. Выполняется проверка необходимости выполнения УППЗ (рис. 4.4, блок 6).

В случае надобности выполнения УППЗ компрессор выводится на режим максимальной производительности (рис. 4.4, блок 7; рис. 4.6 (а), событие  $Q_k = \max$ ). Далее, с помощью оптических датчиков или радиационных измерителей плотности контролируется прохождение последней порции твердого через смеситель (рис. 4.4, блок 8; рис. 4.6 (а), событие  $\dot{m}_{T4} = 0$ ).

Аналогично контролируется подъем последней порции твердого к выходному сечению подъемного трубопровода (ПТ) (рис. 4.4, блок 9; рис. 4.6 (а), событие  $\dot{m}_{T5} = 0$ ). Как только массовый расход твердого на выходе ПТ ( $\dot{m}_{T5}$ ) равен нулю, т.е. транспортный трубопровод освобожден от твердого материала, перекрывается задвижка  $Z_2$  (рис. 4.4, блок 10), прекращая сообщение воды в ПТ с внешней морской водой.

Заключительным действием способа остановки является выключение компрессора (рис. 4.4, блок 10), в результате чего воздух, наполняющий ПТ в составе водовоздушной смеси, высвобождается через выходное сечение ПТ, а вода в ПТ существенно оседает, что дает возможность осуществления УППЗ, если в ней есть необходимость.

Теперь перейдем к рассмотрению способа запуска (рис. 4.5). В качестве исходного положения перед запуском принимается следующее:

- агрегат сбора выведен на исходную позицию и находится в состоянии ожидания (питание подано, тесты работоспособности и готовности выполнены);
- приводы шнека и насоса ГС выключены;
- компрессор выключен;
- задвижка  $Z_3$  закрыта.

Принцип разработанного способа запуска заключается в предварительном снижении давления в смесителе путем выполнения следующих операций. При открытых задвижках  $Z_1$  и  $Z_2$  включается привод компрессора (рис. 4.10, блок 9) и осуществляется вытеснение воды из подъемного трубопровода через нижнее сечение ПТ (рис. 4.5, блок 10; рис. 4.6 (б), процесс 2). Перекрываются задвижки  $Z_1$  и  $Z_2$  (рис. 4.5, блок 11) и пневмопоток перенаправляется

ется через нагнетающий пневмопровод в смеситель. Открывается  $Z_3$  (рис. 4.5, блок 11), что приводит к разгерметизации ТТ и снижению, таким образом, давления в смесителе с последующей подачей в него сжатого воздуха. Далее открывается задвижка  $Z_2$  и эрлифт переходит в рабочий (установившийся) режим.

Для уменьшения продолжительности выхода глубоководного оборудования на рабочий режим предусмотрено параллельное выполнение эрлифтом и донным блоком операций по подготовке к транспортированию сырья. Процесс подготовки донного блока к транспортированию сводятся к накоплению в БД необходимого количества твердого к моменту готовности эрлифта транспортировать пульпу. Длительность процесса подготовки эрлифта, по предварительной оценке [139], может быть либо меньшей, либо равной длительности процесса подготовки донного блока. Поэтому вычисляется «длительность задержки»  $t_{II}$  (рис. 4.10, блок 5), на которую нужно сместить начало запуска эрлифта относительно начала запуска донного блока (рис. 4.5, блок 7).

$$t_{II} = \frac{M_n - m_{БД}}{\dot{m}_{БДПР}} - t_k - t_э - t_з ,$$

где  $\dot{m}_{БДПР}$  – средний массовый расход заполнения БД твердым;

$m_{БД}$  – масса твердого в БД;

$t_k$  – продолжительность вытеснения воды из трубопроводов, через нижнее сечение ТТ;

$t_э$  – продолжительность разгона воды в подводящем трубопроводе;

$t_з$  – суммарная продолжительность времени переключения задвижек.

Ключевой особенностью алгоритмов является применение принципа «параллельности» процессов в элементах подводного оборудования, для синхронизации технологических операций добычи, перекачки и гидроподъема. Согласование операций сводится к тому, что БД к моменту достижения необходимого значения скорости воды в подводящем трубопроводе ( $t_э$ ), должен содержать необходимое количество твердого ( $M_n$ ), что является неотъемлемым условием для начала процесса подачи твердого в эрлифт. Здесь  $M_n$  – заранее известная величина, зависящая от средней прогнозной скорости заполнения БД твердым.

Команда на включение АС и привода насоса ГС (рис. 4.5, блок 3), входящих в состав донного блока, подается в начале алгоритма запуска. Для того чтобы при запуске эрлифт не работал «вхолостую» во время ожидания накопления  $M_n$  в БД, необходимо выдержать паузу  $t_{II}$  перед запуском компрессора (рис. 4.6 (б), процесс № 1).

Если измеряемое давление в смесителе ( $p_{см}$ ) меньше максимального развиваемого компрессором давления ( $p_{к.макс}$ ) возможно применение упрощенной процедуры повторного запуска гидроподъема (рис. 4.5, блок 8). Для запуска эрлифта упрощенным способом достаточно перекрыть задвижку  $Z_1$  и включить компрессор (рис. 4.5, блок 18).

Если же возможность для упрощенного повторного запуска эрлифта отсутствует, то нужно осуществлять процедуру вытеснения воды из ПТ (рис. 4.5, блок 10, рис. 4.6 (б), процесс № 2) сжатым воздухом. Для этого открываются задвижки  $Z_1$  и  $Z_2$ , затем закрывается  $Z_3$  и включается компрессор (рис. 4.5, блок 9). За счет давления, создаваемого компрессором, вода вытесняется через нижнее сечение ТТ из ПТ и пневмопровода. Уровень воды в ПТ ( $h_k$ ) остановится на отметке

$$h_k = \frac{P_{k \max} h_{cm}}{P_{cm}},$$

где  $h_{cm}$  – глубина погружения смесителя.

Далее происходит переключение задвижек: закрытие  $Z_2$ , открытие  $Z_3$ , закрытие  $Z_1$  (рис. 4.10, блок 11), причем порядок их переключения имеет значение. При закрытии  $Z_2$  вода внутри ТТ изолируется от морской среды. После открытия задвижки  $Z_3$  воздух выходит через верхнее сечение ТТ. Закрытие задвижки  $Z_1$  прекращает сообщение компрессора с верхней частью ПТ, что приводит к поступлению сжатого воздуха по пневмопроводу в смеситель. Затем, с помощью оптических датчиков или радиационных измерителей плотности контролируется подъем первых воздушных пузырей до выхода из ПТ (рис. 4.5, блок 13, рис. 4.6 (б), процесс № 3), после чего открывается задвижка  $Z_2$  (рис. 4.10, блок 14), что приводит к сообщению эрлифта с морской водой. Осуществляется разгон воды путем увеличения производительности компрессора (рис. 4.5, блок 14; рис. 4.6 (б), процесс № 4). Когда скорость воды становится достаточной для устойчивого транспортирования ТПИ, дается команда включения привода шнека БД (рис. 4.5, блок 15), подающего твердый материал в ТТ. Заключительными действиями алгоритма запуска являются контроль достижения первой порцией ТПИ сечения смесителя (рис. 4.5, блок 16; рис. 4.6 (б), процесс № 5), а затем и выходного сечения ПТ (рис. 4.5, блок 17; рис. 4.6 (б), процесс № 6), что означает выход глубоководного гидроподъема на рабочий режим.

Как видно из вышеприведенного материала, переходные режимы в элементах подводного оборудования, в рамках разработанного способа запуска и остановки ГЭГ, связаны с широким спектром неустановившихся процессов, как в элементах силового оборудования (запуск-останов приводов шнека БД, компрессоров, насоса гибкой связи и др.), так и в проточных частях самого эрлифта (вытеснение воды из подъемного трубопровода и пневмопровода, барботаж, распространение относительно медленных непрерывных (кинематических) волн концентрации фаз, гидроудар при перекрытии задвижкой подводящего трубопровода и т.п.). Решения этих задач, в зависимости от их постановки, связаны с моделированием исследуемых процессов на мета-, макро- и микроуровнях и

являются самостоятельными обширными исследованиями [107, 139]. Ниже фрагментарно приводится математическое описание наиболее характерных процессов в основных технологических звеньях подводного оборудования.

1. Звено «Привод дозатора» описывается следующим образом. Зависимость выходного параметра – частоты вращения вала шнека БД (шнека дозатора)  $n_{\partial}(t)$  от входного задающего воздействия  $u_{3\partial}(t)$  определяется решением дифференциального уравнения [150]

$$T_{n\partial} \frac{dn_{\partial}(t)}{dt} + n_{\partial}(t) = K_{n\partial} u_{3\partial}(t)$$

в виде:

$$n_{\partial}(t) = K_{n\partial} \left( 1 - e^{-\frac{t}{T_{n\partial}}} \right) u_{3\partial}(t),$$

где  $T_{n\partial}$  – определяется по кривым переходного процесса привода при изменении  $u_{3\partial}(t)$  от номинального значения  $u_{3\partial}^{ном}$  до  $1,1 u_{3\partial}^{ном}$ ;

$$K_{n\partial} = \frac{n_{\partial}^{ном}}{u_{3\partial}^{ном}},$$

где  $n_{\partial}^{ном}$  – номинальная частота вращения вала привода.

2. Звено «Дозатор» имеет следующее описание. Выходной расход  $Q_{мт\partial}(t)$  определяется по формуле [5]:

$$Q_{мт\partial}(t) = K_{\partial 1} \cdot n_{\partial}(t - \tau_{3\partial}),$$

где  $K_{\partial 1}$  – коэффициент, зависящий от характеристик ТПИ;

$\tau_{3\partial}$  – время запаздывания при перемещении твердых частиц из бункера в транспортный трубопровод, значение которого определяется конструктивными параметрами узла дозирования и частотой вращения вала шнека дозатора.

Входной размер частиц  $d_c^{\partial}$  определяется по формуле:

$$d_c^{\partial} = K_{узм}^{\partial} \cdot d_c,$$

где  $d_c$  – средний размер частиц ТПИ в бункере;

$K_{изм}^{\partial}$  – коэффициент измельчения частиц шнеком.

3. Звено «подводящий трубопровод». Входными параметрами являются выходные параметры звена «дозатор». С учетом технологической схемы гидроподъема подводящий трубопровод целесообразно разделить на два участка. Первый участок трубопровода транспортирует пульпу от уровня шнека дозатора до смесителя. Этот процесс может быть описан следующей системой дифференциальных уравнений:

$$(1 - C_1) \left( \frac{\partial p}{\partial t} + V_0 \frac{\partial p}{\partial x} \right) - \rho_0 a_0^2 \left( \frac{\partial C_1}{\partial t} + V_0 \frac{\partial C_1}{\partial x} \right) + \rho_0 a_0^2 (1 - C_1) \frac{\partial V_0}{\partial x} = 0, \quad (4.1)$$

$$C_1 \left( \frac{\partial p}{\partial t} + V_1 \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \rho_1 a_1^2 \left( \frac{\partial C_1}{\partial t} + V_1 \frac{\partial C_1}{\partial x} \right) + \rho_1 a_1^2 C_1 \frac{\partial V_1}{\partial x} = 0, \quad (4.2)$$

$$\begin{aligned} & \left( 1 + \frac{C_1 k_1}{2} \right) \left( \frac{\partial V_0}{\partial t} + V_0 \frac{\partial V_0}{\partial x} \right) - \frac{C_1 k_1}{2} \left( \frac{\partial V_1}{\partial t} + V_1 \frac{\partial V_1}{\partial x} \right) + \frac{(1 - C_1) \partial p}{\rho_0 \partial x} = \\ & = -(1 - C_1) g \sin \alpha - \frac{\lambda_n}{2 D_{mp}} \frac{\rho_n}{\rho_0} |V_n| V_n - \frac{3}{8} \left[ \frac{C_1 C_{x1}}{R_1} |V_0 - V_1| (V_0 - V_1) \right], \end{aligned} \quad (4.3)$$

$$\begin{aligned} & \left( \frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2} \right) \left( \frac{\partial V_1}{\partial t} + V_1 \frac{\partial V_1}{\partial x} \right) - \left( 1 + \frac{k_1}{2} \right) \left( \frac{\partial V_0}{\partial t} + V_0 \frac{\partial V_0}{\partial x} \right) + \frac{1}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = \\ & = -\frac{\rho_1}{\rho_0} g \sin \alpha + \frac{3}{8} \frac{C_{x1}}{R_1} |V_0 - V_1| (V_0 - V_1). \end{aligned} \quad (4.4)$$

Система уравнений (4.1) – (4.4) является замкнутой относительно неизвестных  $p$ ,  $V_0$ ,  $V_1$ ,  $C_1$ . Коэффициент гидравлического сопротивления при движении пульпы  $\lambda_n$  определяется по эмпирическим формулам [107, 38]. Распространение кинематических волн концентрации твердой фазы на первом участке подводящего трубопровода (см. четвертую стадию запуска) описывается квазистационарной моделью [107]:

$$(\rho_1 - \rho_0) \frac{\partial C_1}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial x} [C_1 V_1 \rho_1 + (1 - C_1) V_0 \rho_0] = 0,$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial p}{\partial x} = & g [C_1 \rho_1 + (1 - C_1) \rho_0] \sin \alpha + \frac{\lambda_n}{2 D_{mp}} [C_1 \rho_1 V_1^2 + (1 - C_1) \rho_0 V_0^2] - \\ & - C_1 \rho_1 V_1 \frac{\partial V_1}{\partial x} - (1 - C_1) \rho_0 V_0 \frac{\partial V_0}{\partial x} = 0, \end{aligned}$$

$$V_0 - V_1 = V_\infty (1 - C_1)^{n-1}, \quad \frac{\partial C_1}{\partial t} + V_W \frac{\partial C_1}{\partial x} = f,$$

$$V_W = C_1 V_1 + (1 - C_1) V_0 + \frac{\partial}{\partial C_1} [V_0 (1 - C_1) C_1],$$

$$\lambda_n = \frac{1}{(1,8 \lg \text{Re}_n - \delta)^2}, \quad \text{Re}_n = \frac{4(Q_1 + Q_0)}{\pi D_{mp}} \left( \frac{C_1}{v_1} + \frac{1 - C_1}{v_0} \right).$$

Движение морской воды на втором участке от входного сечения подводного трубопровода до уровня шнека дозатора описывается следующими уравнениями:

$$\left( \frac{\partial p}{\partial t} + V_0 \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \rho_0 a_0^2 \frac{\partial V_0}{\partial x} = 0,$$

$$\left( \frac{\partial V_0}{\partial t} + V_0 \frac{\partial V_0}{\partial x} \right) + \frac{1}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = -g \sin \alpha - \frac{\lambda_0}{2D_{mp}} |V_0| V_0.$$

4. Звено «смеситель». Входными параметрами являются выходные параметры звена «подводящий трубопровод», а именно, расход и плотность пульпы, а также расход воздуха на выходе пневмопровода. На выходе смесителя формируется давление в смесителе  $p(t)$ , расход трехфазной гидро-смеси  $Q_{CM}(t)$ , плотность трехфазной смеси  $\rho_{CM}(t)$ . В общем случае [37]

$$p(t) = p^{cm} + \Delta p(t),$$

где  $p^{cm}(t)$  – статическая составляющая, рассчитанная по методике [107];

$\Delta p(t)$  – колебательная составляющая.

При  $q(t) \leq 1,1 q_{onm}$

$$\Delta p(t) = \Delta p^{\max} \cdot \sin(kt),$$

где  $q_{onm}$  – расчетный оптимальный удельный расход воздуха;

$k$  – частота колебаний, соответствующих снарядной структуре течения потока [114].

При  $q(t) > 1,1 q_{onm}$  колебательная составляющая в смесителе имеет затухающий характер:

$$\Delta p(t) = \Delta p^{\max} \cdot e^{-nt} \cdot \sin(\sqrt{k^2 - n^2} \cdot t),$$

где  $n$  – декремент затухания.

Следует отметить, что определение колебательной составляющей давления в смесителе, для случая, когда в подъемном трубопроводе реализуется последовательная смена различных структур течения смеси, является самостоятельным исследованием [107].

5. Звено «подъемный трубопровод». Входными параметрами являются выходные параметры звена «смеситель». Быстрые волновые процессы при движении трехфазной смеси в подъемном трубопроводе описываются нестационарной моделью, имеющей вид:

$$(1 - C_1 - C_2) \left( \frac{\partial p}{\partial t} + V_0 \frac{\partial p}{\partial x} \right) - \rho_0 a_0^2 \left( \frac{\partial C_1}{\partial t} + V_0 \frac{\partial C_1}{\partial x} \right) - \rho_0 a_0^2 \left( \frac{\partial C_2}{\partial t} + V_0 \frac{\partial C_2}{\partial x} \right) + \rho_0 a_0^2 (1 - C_1 - C_2) \frac{\partial V_0}{\partial x} = 0, \quad (4.5)$$

$$C_1 \left( \frac{\partial p}{\partial t} + V_1 \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \rho_1 a_1^2 \left( \frac{\partial C_1}{\partial t} + V_1 \frac{\partial C_1}{\partial x} \right) + \rho_1 a_1^2 C_1 \frac{\partial V_1}{\partial x} = 0, \quad (4.6)$$

$$C_2 \left( \frac{\partial p}{\partial t} + V_2 \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \rho_2 a_2^2 \left( \frac{\partial C_2}{\partial t} + V_2 \frac{\partial C_2}{\partial x} \right) + \rho_2 a_2^2 C_2 \frac{\partial V_2}{\partial x} = 0, \quad (4.7)$$

$$\left( 1 + \frac{C_1 k_1}{2} + \frac{C_2 k_2}{2} \right) \left( \frac{\partial V_0}{\partial t} + V_0 \frac{\partial V_0}{\partial x} \right) - \frac{C_1 k_1}{2} \left( \frac{\partial V_1}{\partial t} + V_1 \frac{\partial V_1}{\partial x} \right) - \frac{C_2 k_2}{2} \left( \frac{\partial V_2}{\partial t} + V_2 \frac{\partial V_2}{\partial x} \right) + \frac{(1 - C_1 - C_2) \partial p}{\rho_0 \partial x} = \varphi_0, \quad (4.8)$$

$$\left( \frac{\rho_1}{\rho_0} + \frac{k_1}{2} \right) \left( \frac{\partial V_1}{\partial t} + V_1 \frac{\partial V_1}{\partial x} \right) - \left( 1 + \frac{k_1}{2} \right) \left( \frac{\partial V_0}{\partial t} + V_0 \frac{\partial V_0}{\partial x} \right) + \frac{1}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = \varphi_1, \quad (4.9)$$

$$\left( \frac{\rho_2}{\rho_0} + \frac{k_2}{2} \right) \left( \frac{\partial V_2}{\partial t} + V_2 \frac{\partial V_2}{\partial x} \right) - \left( 1 + \frac{k_2}{2} \right) \left( \frac{\partial V_0}{\partial t} + V_0 \frac{\partial V_0}{\partial x} \right) + \frac{1}{\rho_0} \frac{\partial p}{\partial x} = \varphi_2, \quad (4.10)$$

где

$$\varphi_0 = -(1 - C_1 - C_2) g \sin \alpha - \frac{\lambda}{2D_{mp}} \frac{\rho_{cm}}{\rho_0} |V_{cm}| V_{cm} - \frac{3}{8} \left[ \frac{C_1 C_{x1}}{R_1} |V_0 - V_1| (V_0 - V_1) + \frac{C_2 C_{x2}}{R_2} |V_0 - V_2| (V_0 - V_2) \right],$$

$$\begin{aligned}\varphi_1 &= -\frac{\rho_1}{\rho_0} g \sin \alpha + \frac{3 C_{x1}}{8 R_1} |V_0 - V_1| (V_0 - V_1), \\ \varphi_2 &= -\frac{\rho_2}{\rho_0} g \sin \alpha + \frac{3 C_{x2}}{8 R_2} |V_0 - V_2| (V_0 - V_2), \\ \frac{1}{a_1^2} &= \frac{\rho_1}{K_1} + \frac{\rho_1}{F} \left( \frac{\partial F}{\partial p} \right), \quad \frac{1}{a_2^2} = \frac{\rho_2}{K_2} + \frac{\rho_2}{F} \left( \frac{\partial F}{\partial p} \right), \quad \frac{1}{a_0^2} = \frac{1}{a_{жс}^2} + \frac{\rho_0}{F} \left( \frac{\partial F}{\partial p} \right), \\ a_{жс}^2 &= \frac{K_{жс}}{\rho_0}, \quad K_1 = \frac{E_1}{3(1-2\theta_1)}, \quad \frac{1}{K_2} = \frac{1}{\rho_2} \left( \frac{\partial \rho_2}{\partial p} \right), \\ \rho_{см} &= \rho_0^* + \rho_1^* + \rho_2^* = (1 - C_1 - C_2) \rho_0 + C_1 \rho_1 + C_2 \rho_2, \\ V_{см} &= \frac{1}{\rho_{см}} (\rho_0^* V_0 + \rho_1^* V_1 + \rho_2^* V_2).\end{aligned}$$

Система из шести уравнений (4.5) – (4.10) является замкнутой относительно неизвестных функций  $p$ ,  $V_0$ ,  $V_1$ ,  $V_2$ ,  $C_1$ ,  $C_2$  и позволяет исследовать нестационарные процессы при движении трехфазной смеси в подъемном трубопроводе.

Распространение кинематических волн концентрации воздушной фазы (см. вторую стадию запуска) описывается квазистационарной моделью [107]:

$$\begin{aligned}(\rho_0 - \rho_2) \frac{\partial C_2}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial x} [C_2 V_2 \rho_2 + (1 - C_2) V_0 \rho_0] &= 0, \\ \frac{\partial p}{\partial x} &= g [C_2 \rho_2 + (1 - C_2) \rho_0] \sin \alpha + \frac{\lambda_{см}}{2 D_{mp}} [C_2 \rho_2 V_2^2 + (1 - C_2) \rho_0 V_0^2] - \\ &\quad - C_2 \rho_2 V_2 \frac{\partial V_2}{\partial x} - (1 - C_2) \rho_0 V_0 \frac{\partial V_0}{\partial x} = 0, \\ V_2 - V_0 &= V_\infty (1 - C_2)^{n-1}, \quad \frac{\partial C_2}{\partial t} + V_W \frac{\partial C_2}{\partial x} = f, \\ V_W &= C_2 V_2 + (1 - C_2) V_0 + \frac{\partial}{\partial C_2} [V_2 (1 - C_2) C_2], \\ f &= -\frac{C_2}{(p V_2)} \cdot \frac{d(p V_2)}{dt}, \quad \lambda_c = \left\{ 2 \lg \left[ \left( \frac{6,81}{\text{Re}_c} + \frac{\delta}{3,7 D_{mp}} \right) \right] \right\}^{-2}, \\ \text{Re}_c &= \frac{4(Q_2 + Q_0)}{\pi D_{mp}} \left( \frac{C_2}{v_2} + \frac{1 - C_2}{v_0} \right),\end{aligned}$$

где индексом «с» обозначены параметры водовоздушной смеси.

6. Звено «пневмопровод». Входными параметрами являются давление и расход воздуха на выходе из ресивера компрессорной станции, а выходными – давление и расход воздуха на входе в смеситель.

Процесс вытеснения воды из вертикального пневмопровода сжатым воздухом (первая стадия запуска) описывается следующим уравнением [107]:

$$\frac{1}{g} \left\{ \left[ 1 + \left( \frac{d}{D_{mp}} \right)^2 \right] \cdot h_g - x_1 \right\} \cdot \frac{d^2 x_1}{dt^2} + \frac{1}{2g} (K_1 - K_2) \left( \frac{dx_1}{dt} \right)^2 + x_1 + \frac{p_1 - p_a}{\rho g} = 0 ,$$

где  $h_g$  – глубина погружения смесителя;

$x_1$  – вертикальная координата, начало которой совпадает с входным сечением пневмопровода, а положительное направление – с направлением движения воздуха в пневмопроводе;

$p_a$  – атмосферное давление,

$$K_1 = \zeta_1 - 1 + \lambda_{nn} \frac{h_g}{d} + \left( 1 + \frac{h_g}{d} \lambda_0 \right) \left( \frac{d_2}{D_{mp}} \right)^4 , \quad K_2 = \frac{\lambda_{nn}}{D_{mp}} x_1 ,$$

где  $\zeta_1$  – коэффициент местного сопротивления смесителя;

$\lambda_{nn}, \lambda_0$  – коэффициенты Дарси для пневмопровода и заполненного морской водой подъемного трубопровода.

По окончании первой стадии запуска весь пневмопровод будет заполнен сжатым воздухом, нестационарное изотермическое движение которого может быть описано следующей системой уравнений [5]:

$$\left( \frac{\partial p}{\partial t} + V_2 \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \rho_2 a_2^2 \frac{\partial V_2}{\partial x} = 0 ,$$

$$\left( \frac{\partial V_2}{\partial t} + V_2 \frac{\partial V_2}{\partial x} \right) + \frac{1}{\rho_2} \frac{\partial p}{\partial x} = -g \sin \alpha - \frac{\lambda_2}{2D_{mp}} |V_2| V_2 .$$

Учитывая специфику питающей пневмосистемы ГЭГ, общепринятое допущение об изотермичности процесса едва ли приемлемо. Поэтому, установившееся течение в пневмопроводе с учетом изменения температуры сжатого воздуха может быть описано следующими уравнениями [151]:

$$\frac{dp}{dx_1} \left( 1 - \frac{16M_2^2 k_g R \cdot T}{\pi^2 d^4 p^2} \right) = \lambda_{nn} \frac{8M_2^2 k_g R \cdot T}{\pi^2 d^5 p} - \frac{g \cdot p}{k_g R \cdot T} - \frac{16M_2^2 R}{\pi^2 d^4 p} \frac{dT}{dx_1} ,$$

$$k_m(T - T_0)dx_1 = C_p M_2 dT + g \cdot M_2 dx_1 - \frac{16M_2^3 (k_g \cdot R \cdot T)^2}{\pi^2 d^4} \frac{dp}{p^3},$$

где  $k_m$  – линейный (отнесенный к единице длины трубопровода) коэффициент теплопередачи от воздуха к воде;

$M_2$  – массовый расход газа;

$T_0$  – абсолютная температура воды, омывающей трубопровод;

$k_g$  – коэффициент, учитывающий отличия свойств сжатого при высоких давлениях воздуха от свойств идеального газа;

$R$  – газовая постоянная;

$C_p$  – массовая изобарная теплоемкость воздуха.

Механизм учета изменения температуры сжатого воздуха на динамику пневмопровода описан в работе [107].

Математическое описание переходных процессов во всех технологических звеньях подводного оборудования не вписывается в ограниченный объем данной монографии. Поэтому авторы вынуждены были ограничиться ссылками на свои работы, в которых подробно описаны следующие переходные режимы (например, для стадии запуска):

а) разгон воды в подводящем трубопроводе [107];

б) подъем первой порции твердого материала до выходного сечения подъемного трубопровода [107];

в) звено «насос – гибкий трубопровод» [139].

7. Для ресивера использован стандартный модуль аккумуляции в форме для сжимаемого газа. Ресивер описывается линеаризованным уравнением первого порядка [37]:

$$T_p \frac{d\Delta Q_p}{dt} + \Delta Q_p = \Delta Q_v,$$

где  $T_p$  – постоянная времени, зависящая от начального режима.

Передаточная функция ресивера имеет вид:

$$W(p) = \frac{1}{T_p p + 1} = \frac{Q_p(p)}{Q_k(p)},$$

где  $Q_p(p)$  – расход на выходе ресивера;

$Q_k(p)$  – производительность компрессора.

8. Описание звена «Компрессорная станция».

Входной параметр – управляющее воздействие  $u_{зкс}(t)$ . Выходной параметр – расход воздуха на входе в пневмопровод  $Q_{vk}(t)$ . Связь описывается дифференциальным уравнением [48]:

$$T_k \frac{dQ_{vk}(t)}{dt} + Q_{vk}(t) = K_{kc} \cdot u_{зкс}(t) ,$$

где  $T_k$  – постоянная времени компрессора (определяется по переходным характеристикам);

$K_{kc}$  – передаточный коэффициент, определяемый по номинальным данным компрессорной станции,

$$K_{kc} = \frac{Q_{vk}^{ном}}{u_{зкс}^{ном}} ,$$

где  $Q_{vk}^{ном}$  – расход воздуха на выходе компрессорной станции при номинальном давлении нагнетания и номинальной температуре;

$u_{зкс}^{ном}$  – номинальное задающее воздействие компрессорной станции.

Приведенные выше уравнения наряду с математическим аппаратом, реализующим функционирование и других блоков функционально-оптимизационной схемы экспериментальной ПУ СПП и ПСТП, могут быть положены в основу комплекса научно-исследовательских программ для моделирования рабочих процессов во всех технологических звеньях подводного оборудования и, в конечном итоге, в основу проблемно-ориентированного управляющего комплекса.

## 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. Смолдырев, А.Е. Транспорт конкреций с морских глубин / А.Е. Смолдырев // Итоги науки и техники. – М.: ВИНТИ, 1986. – Т. 33. – С. 71–100.
5. 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.
6. Кириченко, Е.А. Блочно-иерархический подход к разработке технологии управления глубоководными добычными комплексами / Е.А. Кириченко, В.И. Самуся, В.Е. Кириченко // Гірничя електромеханіка та автоматика: Наук.-техн. зб. – 2008. – № 80. – С. 101–109.
7. 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.
8. 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.
9. 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.
10. 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.
11. 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; за-

явл. 02.08.05; опубл. 10.11.07, Бюл. № 31.

12. 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.

13. Пат. 82200 Україна, МПК F04D29/00, F04D13/00. Спосіб роботи гідротранспортної установки та гідротранспортна установка / Пивняк Г.Г., Кириченко Є.О., Франчук В.П., Євтеєв В.В.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200502068; заявл. 05.03.05; опубл. 25.03.08, Бюл. № 6.

14. Пат. 81259 Україна, 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 Національний гірничий університет. – № а200502067; заявл. 05.03.05; опубл. 25.12.07, Бюл. № 21.

15. 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.

16. Пат. 81272 Україна, МПК F04D29/00, F04D13/00. Система для підйому гідросуміші з великих глибин / Кириченко Є.О., Євтеєв 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.

17. 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.

18. Пат. 67246 Україна, МПК F04D29/00, F04D13/00. Спосіб транспортування гідросуміші і пристрій для його реалізації / Кириченко Є.О., Чеберячко І.М., Євтеєв 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.

19. 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.

20. 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.

21. Пат. 30168 Україна, МПК F04F1/00, F04F1/20. Спосіб управління роботою ерліфта та ерліфтна установка / Кириченко Є.О., Вишняк Є.О., Накидай-

ло А.С.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № 98010100; заявл. 08.01.98; опубл. 15.02.02, Бюл. № 2.

22. 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.

23. Пат. 77519 Україна, МПК F04F1/20. Спосіб запуску та роботи морського ерліфта та система для його реалізації / Кириченко Є.О., Шворак В.Г., Євтеєв В.В.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № 20041109362; заявл. 15.11.04; опубл. 15.12.06, Бюл. № 12.

24. Пат. 81445 Україна, МПК E21C45/00, F04F1/20. Спосіб запуску морського ерліфта та система для його реалізації / Кириченко Є.О., Євтеєв 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.

25. 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; заявл. 02.08.05; опубл. 10.11.07, Бюл. № 31.

26. 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.

27. 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 патентообладатель Национальный горный университет. – № 2005141031/03; заявл. 27.12.05; опубл. 10.04.08, Бюл. № 10.

28. 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., Євтеєв В.В.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200703443; заявл. 29.03.07; опубл. 25.12.08, Бюл. № 24.

29. 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., Егурнов О.І., Євтеєв В.В.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № а200510045; заявл. 25.10.05; опубл. 25.12.07, Бюл. № 21.

30. Пат. 82201 Україна, МПК F04F1/00, F04F1/20, E21F17/00. Спосіб підйому багатокомпонентної суміші з великих глибин та система для його реаліза-

ції / Півняк 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.

31. 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.

32. 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.

33. Пат. 82229 Україна, 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.

34. Пат. 78004 Україна, 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.

35. Пат. 30137 Україна, 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.

36. 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.

37. Расчет и выбор оптимальных характеристик гидравлического комплекса для добычи железомарганцевых конкреций со дна Мирового океана / [Борисов А.А., Грибанов А.М., Пашенко В.С., Шевченко Ф.Л.]. – Геленджик: ПО “Южморгеология”, 1990. – 56 с.

38. Уоллис, Г. Одномерные двухфазные течения / Грэхем Уоллис; [пер. с англ.]. – М.: Мир, 1972. – 440 с.

39. Гидродинамика газожидкостных смесей в трубах / Мамаев В.А., Одишария Г.Э., Семенов Н.И., Точигин А.А. – М.: Недра, 1969. – 208 с.

40. Движение газожидкостных смесей в трубах / [Мамаев В.А., Одишария Г.Э., Клапчук О.В. и др.]. – М.: Недра, 1978. – 271 с.

41. Кириченко, Е.А. Теория и алгоритмы расчета снарядного течения в эрлифте: [монография] / Е.А. Кириченко, В.Е. Кириченко, В.В. Евтеев. –

- Д.: Национальный горный университет, 2013. – 263 с. – ISBN 978-966-350-398-1.
42. Пороло, Л.В. Воздушно-газовые подъемники жидкости (эргазлифты) / Л.В. Пороло. – М.: Машиностроение, 1969. – 160 с.
43. Багдасаров, В.Г. Теория, расчет и практика газлифта / В.Г. Багдасаров. – М.-Л.: Гостоптехиздат, 1947. – 371 с.
44. Nicklin, D.J. The air-lift pump: theory and optimization / D.J. Nicklin // Irons Inst. Chem. Eng. – 1963. – Vol. – № 1. – P. 29–39.
45. 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.
46. 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.
47. Раздольный, В.А. Расчет эрлифта при помощи обобщенных характеристик / В.А. Раздольный // Тр. ВНИИНефуда. – Тольятти, 1973. – Вып. 37. – С. 62–68.
48. Гейер, В.Г. Универсальные характеристики подъемной трубы эрлифта / Виктор Гейер, Виктор Костанда // Гидравлическая добыча угля. – М.: Недра, 1965. – Вып. 4. – С. 30–35.
49. 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.
50. Гейер, В.Г. О свойствах безразмерных характеристик эрлифтов / Виктор Гейер, Николай Логвинов // Разработка месторождений полезных ископаемых. – Киев: Техніка, 1973. – № 31. – С. 51–56.
51. 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.
52. 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.
53. 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.
54. Гейер, В.Г. Исследование движения твердых тел в подъемной трубе эрлифта / Виктор Гейер, Леонид Козыряцкий // Уголь. – 1976. – № 5. – С. 28–30.
55. 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.

56. 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.
57. Козыряцкий, Л.Н. Моделирование и критерии подобия эрлифтов / Л.Н. Козыряцкий. – Донецк: ДПИ, 1976. – 8 с. – Деп. в ЦНИЭИуголь 14.07.76, № 942.
58. 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.
59. 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.
60. Эрлифтные установки: [учеб. пособие] / В.Г. Гейер, Л.Н. Козыряцкий, В.С. Пашенко, Я.К. Антонов. – Донецк: ДПИ, 1982. – 64 с.
61. 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.
62. Кононенко, А.П. Теория и рабочий процесс эрлифтов: дис. ... доктора техн. наук: 05.05.17 / Кононенко Анатолий Петрович. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2007. – 565 с.
63. 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.
64. 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.
65. 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.
66. 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.
67. 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.
68. 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.

69. 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.

70. 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.

71. 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.

72. 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.

73. 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.

74. 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.

75. 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.

76. 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.

77. 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.

78. 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.

79. 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.

80. Игнатов, А.В. Энергетические параметры глубоководных эрлифтов / А.В. Игнатов. – Донецк, 1986. – 10 с. – Деп. в ГРНТБ УкрНИИТИ 19.04.86, № 1099-Ук.

81. Исследования эрлифта для подъема твердого материала со дна глубоких водоемов: тез. докл. Всесоюзн. научн.-техн. конф. [“Трубопроводный гидротранспорт твердых материалов”] / Н.Г. Логвинов, А.В. Игнатов. – М., 1986. – С. 137–138.

82. 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.

83. 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.

84. Сиро, У. Изучение возможностей эрлифта / У. Сиро // Сайко то Хонан. – 1979. – № 8. – Т. 25. – С. 56–63.

85. Boës, Chr. Airlift als Betrieb für Einrohr-und heben / Chr. Boës, R. Düring, E. Waberroth // Erdoel-Erdgas-Zeitsehrift. – 1972. – № 22. – P. 7.

86. Grabow, G. Hydro-pneumatische und hydraulische Förderung von Feststoff aus groben Meerestiefen, Pumpen und Verdichterein formationen / G. Grabow // Erdoel-Erdgas-Zeitsehrift. – 1977. – № 2 – P. 39–45.

87. Grabow, G. Optimierung hydraulischer Förderer fahren sur submarinen / G. Grabow // Gewinnung mineralischer fohstoffe. – Frieberger Forschungshefte, 1978. – № A 586. – 111 p.

88. 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.

89. Schlupf 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.

90. Clauss, G. Schlupf-und Reibungs-ver Luste bei hudraulischer Feststoff Förderung aus groben Meerestienten / G. Clauss // “mt”. – 1977. – № 2. – 8. – Bd. – P. 53–60.

91. Clauss, G. Unter-suchung der Kenngröpen des Airlifts beim Einsatz in Oceabergban / G. Clauss // Erdoel-Erdgas-Zeitsehrift. – 1987. – № 2 – P. 57–66.

92. 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.

93. Weber, M. Vertical hydraulic conveying of Solids by air-lift / M. Weber // Journal of Pipelines: International Journal of Miner. – 1982. – № 3. – P. 137–152.

94. 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.

95. 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.

96. Гриффитс, П. Двухфазное снарядное течение / Питер Гриффитс, Грэхем Уоллис // Тр. Америк. об-ва инж.-мех. – 1961. – (Сер. “Теплопередача”) – № 3. – Т. 83. – С. 99–114.

97. 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.

98. 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.

99. Кутателадзе, С.С. Гидродинамика газожидкостных систем / С.С. Кутателадзе, М.А. Стырикович. – М.: Энергия, 1976. – 296 с.

100. Циклаури, Г.В. Адиабатные двухфазные течения / Циклаури Г.В., Данилин В.С., Селезнев Л.И. – М.: Атомиздат, 1973. – 447 с.

101. Дейч, М.Е. Газодинамика двухфазных сред / М.Е. Дейч, Г.А. Филиппов. – М.: Энергия, 1968. – 423 с.

102. Арманд, А.А. Исследование механизма движения двухфазной смеси в вертикальной трубе / А.А. Арманд, Е.И. Невструева // Изд. ВТИ. – 1950. – № 2. – С. 1–9.

103. Аликян, В.А. О некоторых закономерностях движения двухфазных систем / В.А. Аликян, В.И. Мусинов // Нефтепромысловое дело. – 1965. – № 11. – С. 15–18.

104. Хьюитт, Дж. Кольцевые двухфазные течения / Дж. Хьюитт, Н. Холл-Тейлор; [пер. с англ.]. – М.: Энергия, 1974. – 408 с.

105. 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.

106. 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.

107. 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. – ISBN 978-966-350-350-9.

108. Кириченко, Е.А. Механика глубоководных гидротранспортных систем в морском горном деле: [монография] / Евгений Алексеевич Кириченко. – Д.: Национальный горный университет, 2009. – 344 с. – ISBN 978-966-350-170-3.

109. Кириченко, Е.А. Особенности разработки экспериментальной автоматизированной системы управления морскими горными добычными комплексами [Текст] / Е.А. Кириченко, В.И. Самуся, В.Е. Кириченко // Збірник наукових праць Національного гірничого університету. – 2008. – №30. – С. 112–120.

110. Kyrychenko, Y. Research of dynamic processes in deep-water pumping hydrohoists lifting two-phase fluid [Text] / Y. Kyrychenko, V. Kyrychenko,

A. Romanyukov // *Technical and Geoinformational Systems in Mining*. – CRC Press/Balkema, Taylor Francis Group, London, 2011. – PP. 115–124. – ISBN 978-0-415-68877-2.

111. Евтеев, В.В. Обоснование параметров глубоководных эрлифтов с учетом динамики твердых частиц в снарядном потоке: дис. ... кандидата техн. наук: 05.05.06 / Евтеев Владимир Васильевич. – Д., 2012. – 320 с.

112. 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.

113. 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.

114. 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.

115. Исследование транспортирующей способности снарядного потока в глубоководных гидроподъемах твердых полезных ископаемых / Пивняк Г.Г., Кириченко Е.А., Франчук В.П. [и др.] // *Матер. междунар. конф. “XII<sup>th</sup> National conference with international participation of the open and underwater mining of minerals”*. – Varna: International House of Scientists “Fr.J. Curie”, 2013. – С. 119–128.

116. Евтеев, В.В. Основные закономерности изменения параметров многофазного снарядного потока [Текст] / В.В. Евтеев, Е.А. Кириченко, В.Д. Ламзюк, В.Е. Кириченко // *Матер. VI Междунар. научн.-практ. конф. «Школа подземной разработки»*. – Днепропетровск: Лізунов-Прес, 2012. – С. 306–328.

117. Модельная задача о транспортировании твердой частицы потоком водовоздушной смеси в эрлифте / В.Е. Давидсон, В.Д. Ламзюк, Е.А. Кириченко, В.В. Евтеев // *Гірнична електромеханіка та автоматика: Наук.-техн. зб.* – 2007. – № 79. – С. 66–73.

118. Аналитическое решение циклической задачи применительно к снарядной структуре эрлифтного течения / В.Е. Давидсон, В.Д. Ламзюк, Е.А. Кириченко, В.В. Евтеев // *Гірнична електромеханіка та автоматика: Наук.-техн. зб.* – 2008. – № 80. – С. 109–117.

119. 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.

120. 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.

121. Картвелишвили, Н.А. Динамика напорных трубопроводов [Текст] / Н.А. Картвелишвили. – М.: Энергия, 1979. – 224 с.
122. Фокс, Д.А. Гидравлический анализ неустановившегося течения в трубах [Текст] / Д.А. Фокс. – М.: Энергоиздат, 1981. – 198 с.
123. Чарный, И.А. Неустановившееся движение реальной жидкости в трубах [Текст] / И.А. Чарный. – М.: ГИТТЛ, 1951. – 224 с.
124. Кириченко, В.Е. Разработка усовершенствованного метода расчета параметров нестационарных процессов в сложных гидравлических системах [Текст] / В.Е. Кириченко, А.В. Романюков, А.А. Татуревич // Науковий вісник НГУ. – Дніпропетровськ: НГУ. – 2009. – № 2. – С. 23–31.
125. Кириченко, В.Е. Исследование параметров гидроудара при переходных режимах в глубоководных гидроподъемах [Текст] / В.Е. Кириченко, А.В. Романюков, А.А. Татуревич // Науковий вісник НГУ. – Дніпропетровськ: НГУ. – 2009. – № 1. – С. 37–45.
126. Контрактор, Д.Н. Отражение волн давления при гидравлическом ударе от местных сопротивлений [Текст] / Д.Н. Контрактор // ASME (русский перевод). – Серия D. – 1967. – № 3. – С. 212–220.
127. Гоман, О.Г. Исследование параметров гидроудара в рамках виртуальной электрической модели [Текст] / О.Г. Гоман, Е.А. Кириченко, Ф.А. Корсун, А.В. Романюков // Науковий вісник НГУ. – Дніпропетровськ: НГУ, 2006. – № 6. – С. 67–74.
128. Кириченко, Е.А. К вопросу о перспективах метода электрического моделирования нестационарных процессов в шахтных трубопроводах [Текст] / Е.А. Кириченко, Ю.М. Трояновская, А.В. Романюков // Науковий вісник НГУ. – Дніпропетровськ: НГУ. – 2006. – №1. – С. 54–60.
129. 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.
130. Пат. 84333 Україна, МПК E21B43/00, F04F1/20. Спосіб запуску і зупинки морського ерліфта та система для його здійснення / Півняк Г.Г., Кириченко Є.О., Євтєєв В.В., Шворак В.Г., Кириченко В.Є.; заявник та патентовласник Національний гірничий університет. – № a200611944; заявл. 13.11.06; опубл. 10.10.08, Бюл. № 19.
131. Нурок, Г.А. Гидромеханизация горных работ [Текст] / Г.А. Нурок. – М.: Госгортехиздат, 1959. – 391 с.
132. Борисов, А.А. Исследование гидроударных явлений в магистральных углепроводах при аварийных отключениях насосов [Текст] / А.А. Борисов, С.А. Рабчинский // Изв. ВУЗов, Горный журнал, 1983, № 4. – С. 59–63.
133. Вуд, А. Звуковые волны и их применение / Вуд А. – М. – Л.: Гостехтеоретиздат, 1934. – 284 с.

134. Гоман, О.Г. Определение скорости распространения волн давления в элементах глубоководного эрлифтного гидроподъема / [Гоман О.Г., Кириченко Е.А., Кириченко В.Е. и др.] // Науковий вісник НГУ. – Дніпропетровськ: НГУ. – 2008. – № 9. – С. 77–81.

135. Лурье, А.М. Распространение волн давления во взвесенесущем потоке жидкости в трубопроводе [Текст] / А.М. Лурье // Сб. научных трудов «Вопросы технологических параметров линейной части гидротранспортных систем». – М.: НПО «Гидротрубопровод», 1989. – С. 122–128.

136. Махарадзе, Л.И., Кирмелашвили Г.И. Нестационарные процессы в напорных гидротранспортных системах и защита от гидравлических ударов / Махарадзе Л.И. – Тбилиси: Мецниереба, 1986. – 152 с.

137. Thorley, A.R. Effects of rapid change in flowrate of solid – liquid mixture [Text] / A.R. Thorley, L.E. Hwang // Hydrotransport 6, Sixth Int. Conference on the Hydraulic Transport of Solids in Pipes. Conterbury, 1979. – P. 229–262.

138. Гоман, О.Г. Разработка многофункциональной динамической модели многофазной среды применительно к эрлифтному гидроподъему [Текст] / О.Г. Гоман, Е.А. Кириченко, В.Е. Кириченко, А.В. Романюков // Науковий вісник НГУ. – Дніпропетровськ: НГУ. – 2008. – № 8. – С. 89–93.

139. 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. – ISBN 978-966-350-231-1.

140. Кириченко, Е.А. Исследование закономерностей распространения волн давления в многофазных потоках применительно к глубоководному гидроподъему / Е.А. Кириченко, В.В. Евтеев, В.Е. Кириченко, А.В. Романюков // Матер. междунар. конф. “X<sup>th</sup> Jubilee National conference with international participation of the open and underwater mining of minerals”. – Varna: MDGM, 2009. – С. 437–442.

141. Кириченко, Е.А. Исследование закономерностей изменения скорости звука в восходящих многофазных потоках [Текст] / Е.А. Кириченко, В.И. Самуся, В.И. Бондаренко, В.Д. Рябичев, В.Е. Кириченко, В.В. Фомичев, В.В. Евтеев // Матер. VI Междунар. научн.-практ. конф. «Школа подземной разработки». – Днепрпетровск: Лізунов-Прес, 2012. – С. 53–65.

142. Нигматулин, Р.И. Динамика многофазных сред / Нигматулин Р.И. – М.: Наука, 1987, ч. 1. – 464 с.

143. Kyrychenko, Y. Advanced method for calculation of deep-water airlifts and the special software development [Text] / Y. Kyrychenko, V. Kyrychenko, A. Taturevych // Technical and Geoinformational Systems in Mining. – CRC Press/Balkema, Taylor Francis Group, London, 2011. – P. 215–222. ISBN 978-0-415-68877-2.

144. Кириченко, Е.А. Оптимизация параметров гидротранспортирования твердых материалов на базе экономико-математического моделирования /

Е.А. Кириченко, В.П. Франчук, А.И. Егурнов, В.Г. Шворак // *Машиностроение и техносфера XXI века: сб. трудов XV международной научно-техн. конференции в г. Севастополе – Донецк: ДонНТУ. – 2008. – Т. 2. – С. 81–85.*

145. Pivnyak, G.G. Problems of deep-water hydraulic lifting of solid mineral resources / G.G. Pivnyak, E.A. Kyrychenko, V.P. Franchuk // *New technologies in mining 21<sup>st</sup> World mining congress – Krakow, 2008. – P. 49–57.*

146. Kyrychenko, E.A. The technology of polymetallic concretions extraction and transporting / Kyrychenko E.A., Samusya V.I., Kyrychenko V.E. // *Innovations in Non-Blasting Rock Destruction, Freiberg 2008. – P. 169–178.*

147. Кириченко, Е.А. Разработка стратегии и основных принципов управления технологическим оборудованием морских горных предприятий / Е.А. Кириченко, В.И. Самуся, В.Е. Кириченко // *Науковий вісник НГУ. – 2008. – № 10. – С. 78–83.*

148. Козлов, В.П. Разработка методов расчета задач динамики гидротранспортных трубопроводов при детерминированных и случайных возмущениях: дис. ... кандидата техн. наук: 05.02.09 / Козлов Владимир Петрович. – Харьков: ХГПУ, 1998. – 168 с.

149. Кравцов, В.И. Механика гибких глубоководных систем: автореф. дис. на соискание учен. степени докт. техн. наук: спец. 05.08.03 «Механика и проектирование судов» / Кравцов Виктор Иванович; Украинский государственный морской технический университет им. адм. Макарова. – Николаев, 1999. – 34 с.

150. Спиваковский, А.О. Автоматизация трубопроводного транспорта в горной промышленности [Текст] / А.О. Спиваковский, А.Е. Смолдырев, Ю.С. Зубакин. – М.: Недра, 1972. – 344 с.

151. Кириченко, Е.А. Анализ течения сжатого воздуха в пневмосети эрлифта / Е.А. Кириченко // В сб.: *Математическое моделирование процессов тепломассопереноса. Днепропетровск: ДГУ, 1988.*

Наукове видання

**Кириченко Володимир Євгенович**

**НЕСТАЦІОНАРНІ ПРИКЛАДНІ ЗАДАЧІ ГЕТЕРОГЕННИХ ТЕЧІЙ У  
ПІДВОДНИХ ПУЛЬПОПРОВОДАХ**

Монографія

(Російською мовою)

Видано в редакції автора.

Підп. до друку 03.03.2014. Формат 30 x 42/4.  
Папір офсет. Ризографія. Ум. друк. арк. 12,8.  
Обл.-вид. арк. 12.8. Тираж 21 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.