

Министерство науки и высшего образования Российской Федерации  
Федеральное государственное автономное образовательное учреждение  
высшего образования «Российский государственный университет нефти и газа  
(национальный исследовательский университет)  
имени И.М. Губкина»

На правах рукописи



**ГОЛУНОВ НИКИТА НИКОЛАЕВИЧ**

**РАЗВИТИЕ НАУЧНО-МЕТОДИЧЕСКИХ ОСНОВ ПРИМЕНЕНИЯ  
ПРОТИВОТУРБУЛЕНТНЫХ ПРИСАДОК ДЛЯ ТРАНСПОРТА НЕФТИ И  
НЕФТЕПРОДУКТОВ ПО МАГИСТРАЛЬНЫМ ТРУБОПРОВОДАМ**

Специальность:

2.8.5. – «Строительство и эксплуатация нефтегазопроводов, баз и хранилищ»  
(технические науки)

**ДИССЕРТАЦИЯ**

на соискание ученой степени доктора технических наук

Научный консультант:

Заслуженный деятель науки РФ,  
доктор технических наук, профессор  
Лурье Михаил Владимирович

Уфа – 2023

## ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ .....	6
<b>1 РАЗВИТИЕ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИХ ИССЛЕДОВАНИЙ В ОБЛАСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ПРОТИВОТУРБУЛЕНТНЫХ ПРИСАДОК ПРИ ТРАНСПОРТИРОВАНИИ НЕФТИ И НЕФТЕПРОДУКТОВ .....</b>	<b>13</b>
1.1 Развитие теории и практики использования противотурбулентных присадок при перекачке жидкостей .....	13
1.2 Оценка влияния эффекта Томса на уменьшение гидравлического сопротивления при течении в магистральном трубопроводе жидкости с добавлением противотурбулентных присадок.....	23
1.3 Эксплуатационные свойства противотурбулентных присадок и требования к установкам их ввода в магистральные трубопроводы .....	28
1.4 Анализ способов расчета коэффициента гидравлического сопротивления при течении в магистральном трубопроводе жидкости с добавлением противотурбулентных присадок.....	32
Выводы по главе 1 .....	50
<b>2 ТЕОРИЯ ДЛЯ РАСЧЕТА ГИДРАВЛИЧЕСКОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ ТУРБУЛЕНТНЫХ ТЕЧЕНИЙ ВЯЗКОЙ НЕСЖИМАЕМОЙ ЖИДКОСТИ В ТРУБОПРОВОДАХ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ПРОТИВОТУРБУЛЕНТНЫХ ПРИСАДОК И БЕЗ НИХ.....</b>	<b>52</b>
2.1 Исследование феноменологической теории Т. фон Кармана течения жидкости в трубопроводе для определения величины коэффициента гидравлического сопротивления .....	52
2.2 Применение универсального уравнения сопротивления для турбулентного течения несжимаемой вязкой жидкости .....	61
2.3 Исследование влияния шероховатости внутренней поверхности трубы на величину изменения коэффициента гидравлического сопротивления .....	63
2.4 Развитие классической гидравлической теории Т. фон Кармана для расчета течений жидкости в плоских каналах с подвижной стенкой .....	71
2.5 Обобщение универсального уравнения сопротивления турбулентных течений с противотурбулентной присадкой .....	78

2.6 Способы расчета коэффициента гидравлического сопротивления с учетом шероховатости труб и концентрации противотурбулентных присадок по результатам экспериментальных исследований .....	91
2.7 Примеры расчета коэффициента гидравлического сопротивления для жидкости в турбулентном потоке с учетом концентрации присадок и шероховатости внутренней поверхности труб.....	95
2.8 Обобщение универсального уравнения гидравлического сопротивления плоского канала с подвижной стенкой при использовании противотурбулентной присадки .....	100
2.9 Определение гидравлической эффективности противотурбулентной присадки с учетом степени развитости турбулентного течения и относительной шероховатости стенок трубы .....	102
Выводы по главе 2.....	108
<b>3 МОДЕЛИРОВАНИЕ ГИДРАВЛИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОТИВОТУРБУЛЕНТНЫХ ПРИСАДОК НА МАГИСТРАЛЬНЫХ ТРУБОПРОВОДАХ ПО РЕЗУЛЬТАТАМ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ И ЛАБОРАТОРНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ.....</b>	<b>111</b>
3.1 Особенности интерпретации результатов тестирования гидравлических свойств противотурбулентных присадок для моделирования реального режима течения жидкости в магистральном трубопроводе .....	112
3.2 Анализ результатов тестирования гидравлических свойств противотурбулентных присадок на экспериментальных трубных стендах.....	115
3.3 Анализ результатов тестирования гидравлических свойств противотурбулентных присадок на дисковых реометрах.....	121
3.4 Порядок пересчета гидравлических свойств противотурбулентных присадок по результатам исследований в дисковых реометрах для их применения на магистральном трубопроводе .....	137
3.5 Порядок пересчета гидравлических свойств противотурбулентных присадок по результатам исследований в ротационных вискозиметрах для их применения на магистральном трубопроводе .....	147
Выводы по главе 3.....	159

4 ОБОБЩЕННАЯ ТЕОРИЯ ГИДРАВЛИЧЕСКОГО РАСЧЕТА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ УЧАСТКОВ ТРУБОПРОВОДА ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ПРОТИВОТУРБУЛЕНТНЫХ ПРИСАДОК.....	161
4.1 Анализ особенностей гидравлических режимов технологических участков магистральных трубопроводов для перекачки нефти и нефтепродуктов .....	161
4.2 Исследование методики гидравлического расчета стационарной работы технологического участка магистрального трубопровода при использовании противотурбулентной присадки .....	165
4.3 Разработка методики (итерационного алгоритма) гидравлического расчета стационарной работы технологического участка магистрального трубопровода при использовании противотурбулентной присадки .....	170
4.4 Оптимизация режимов перекачки на технологическом участке магистрального трубопровода с использованием карт режимов .....	183
4.5 Разработка алгоритма решения задачи определения оптимальных концентраций противотурбулентной присадки для технологического участка ..	193
4.6 Разработка способа сокращения затрат электроэнергии на перекачку по технологическому участку магистрального трубопровода на основе ограниченного применения противотурбулентных присадок.....	207
4.7 Метод и алгоритм расчета квазистационарного течения жидкости в магистральном трубопроводе с использованием противотурбулентных присадок .....	221
4.8 Метод применения противотурбулентных присадок для уменьшения смесеобразования в зоне контакта партий нефтепродуктов при их последовательной перекачке.....	230
Выводы по главе 4.....	243
ОСНОВНЫЕ ВЫВОДЫ И РЕЗУЛЬТАТЫ .....	245
БИБЛИОГРАФИЯ.....	248
ПРИЛОЖЕНИЯ.....	293
Приложение 1. Акт внедрения результатов диссертационной работы в РГУ нефти и газа (НИУ) имени И.М. Губкина .....	294

Приложение 2. Акт внедрения результатов диссертационной работы в  
ООО «Научно-исследовательский институт трубопроводного транспорта» ..... 295

## ВВЕДЕНИЕ

### **Актуальность темы исследования**

Магистральные трубопроводные системы для перекачки нефти и нефтепродуктов являются энергоемкими объектами топливно-энергетического комплекса, потребляющими существенное количество электроэнергии. Одной из ключевых задач магистрального транспорта является сокращение энергопотребления и повышение энергоэффективности. Одним из таких способов стало использование полимерных добавок, которые получили название антифрикционных или противотурбулентных присадок (ПТП); в зарубежной литературе такие вещества называют «Drag reducing agents» (DRAs).

При добавлении в нефть или нефтепродукты, перекачиваемые по магистральным трубопроводам, ПТП уменьшают гидравлическое сопротивление жидкости за счет изменения структуры турбулентного течения в трубе, а не за счет изменения физических свойств самих транспортируемых товарных продуктов. Такая технология получила широкое распространение и активно развивается на трубопроводных системах как способ повышения их энергоэффективности. Приведенные в настоящей диссертации положения направлены на дальнейшее развитие научно-методических основ применения ПТП при транспортировке по магистральным трубопроводам нефти и нефтепродуктов.

Начиная с приоритетной работы английского химика Брайана Аткинсона Томса, до настоящего времени выполнено множество исследований в развитие открытого им эффекта, в том числе в области исследования гидравлических аспектов использования ПТП на отдельных трубопроводах. Магистральные трубопроводы для перекачки нефти или нефтепродуктов принято делить на технологические (эксплуатационные) участки общей протяженностью 400-600 км, состоящие из гидравлически взаимосвязанных и взаимозависимых между собой перегонов (трубопроводов) в количестве 3-5 ед. (точное количество определяется с учетом множества эксплуатационных факторов) от одной нефтеперекачивающей

станции (НПС) с резервуарным парком (РП) до следующей по маршруту перекачки НПС с РП.

Даже если ПТП показывает высокую эффективность по результатам экспериментов на трубных стендах, различных лабораторных установках или на одном конкретном трубопроводе, представляется весьма маловероятным гарантировать такую же ее эффективность для всего технологического участка (ТУ). Высокий эффект от применения ПТП на одном отдельном перегоне магистрального трубопровода может нивелироваться более высокими гидравлическими потерями на других перегонах или же привести к невозможности в принципе осуществлять перекачку исходя из эксплуатационных ограничений. Таким образом, критерием эффективности применения ПТП должна являться ее эффективность именно для всего ТУ магистрального нефтепровода (МН) или магистрального нефтепродуктопровода (МНПП).

Не смотря на то, что гидравлическая теория движения жидкости в трубах известна давно, а само ее развитие связано с такими великими учеными как Джеффри Тейлор, Людвиг Прандтль, Теодор фон Карман, из-за сложности самой теории и принятых в ней допущениях, многие практически значимые и, прежде всего, научно-методические основы (а также следующие из них технологии), разработаны недостаточно, особенно для трубопроводов, последовательно соединенных в ТУ.

Учитывая вышеизложенное, в настоящее время и в перспективе требуется решение **важной народно-хозяйственной проблемы**, заключающейся в необходимости совершенствования и развития научно-методических основ применения ПТП для повышения энергоэффективности существующих и реконструируемых или проектируемых в будущем магистральных трубопроводов для перекачки нефти и нефтепродуктов с учетом различных эксплуатационно-технологических ограничений.

**Целью диссертационной работы** является разработка научно-методического обеспечения для технологического проектирования и повышения эффективности эксплуатации магистральных нефте- и нефтепродуктопроводов при использовании ПТП.

**Основные задачи** диссертационного исследования:

1. Выполнить критический анализ теоретических исследований в области применения ПТП на магистральных трубопроводах для перекачки нефти и нефтепродуктов, в том числе для определения основного параметра режима перекачки – коэффициента гидравлического сопротивления.
2. Усовершенствовать феноменологическую теорию Т. фон Кармана для квазистационарного движения жидкости в круглой трубе, в том числе порядок расчета коэффициента гидравлического сопротивления, с учетом разного механизма действия и концентрации ПТП поверхностного и объемного типов.
3. Разработать методику пересчета на реальные магистральные трубопроводы гидравлических свойств ПТП, определяемых по результатам экспериментальных исследований на трубных стендах, дисковых реометрах и ротационных вискозиметрах.
4. Разработать методику гидравлического расчета стационарной работы ТУ магистральных трубопроводов при использовании ПТП с целью оптимизации режимов перекачки с учетом технологических параметров ТУ и определения оптимальных концентраций ПТП для таких ТУ.
5. Разработать методику расчета квазистационарных режимов с целью сокращения затрат электроэнергии на перекачку нефти и нефтепродуктов по ТУ магистральных трубопроводов на основе ограниченного применения ПТП.
6. Разработать метод определения начальной концентрации ПТП в буферной пробке разноразных нефтепродуктов для уменьшения смесеобразования при их последовательной перекачке.

**Научная новизна**

1. Впервые предложена и теоретически обоснована необходимость оценки эффективности воздействия ПТП в зависимости от их механизма действия на турбулентный поток.
2. Разработана модель турбулентного течения жидкости с ПТП с учетом нового подхода по определению граничных (краевых) условий теории Тейлора, на основании которой предложено новое обобщенное уравнение сопротивления в



изотермическом трубопроводе с шероховатыми стенками.

3. Разработана методика определения универсальных констант обобщенной теории Т. фон Кармана для расчета коэффициента гидравлического сопротивления по результатам обработки экспериментальных данных эффективности ПТП на исследовательских трубных стендах, в ротационных вискозиметрах и дисковых реометрах.

4. Установлено, что для сокращения смеси, образующейся при последовательной перекачке в зоне контакта партий разноразных нефтепродуктов, необходимо двукратное увеличение концентрации ПТП в пробке от ее первоначальной концентрации в партии.

**Предмет исследования** – гидравлическая теория перекачки нефти и нефтепродуктов в ТУ с использованием ПТП.

**Объект исследования** – ТУ МН и МНПП при использовании ПТП.

**Теоретическая и практическая значимость** основана на развитии научных положений гидравлической теории и совершенствовании научно-методического обеспечения применения ПТП при перекачке нефти и нефтепродуктов по МН и МНПП для сокращения энергозатрат и повышения энергоэффективности.

#### **Практическая значимость**

Совокупность исследований, выполненных в настоящей диссертации, представляет собой значимое научно-теоретическое и прикладное развитие гидравлической теории движения нефти и нефтепродуктов с ПТП по магистральным трубопроводам, которое может быть квалифицировано как новое научное и практическое достижение. Обоснованные и усовершенствованные положения гидравлической теории, а также предложенные методы расчета гидравлических режимов могут быть использованы на этапе технологического проектирования и эксплуатации новых, реконструируемых или строящихся магистральных трубопроводов с существенным повышением эффективности эксплуатации и сокращением энергозатрат на перекачку, что вносит значительный вклад в развитие ТЭК.

Разработанные методы гидравлического расчета параметров перекачки

нефти и нефтепродуктов по ТУ с ПТП внедрены в учебный процесс РГУ нефти и газа (НИУ) имени И.М. Губкина при выполнении выпускных квалификационных работ и проведении учебных дисциплин по направлениям подготовки 21.03.01 «Нефтегазовое дело» (квалификация «бакалавр») и 21.04.01 «Нефтегазовое дело» (квалификация «магистр»).

Полученные в ходе выполнения исследований и изложенные в настоящей работе положения могут быть также рекомендованы для внедрения в учебный процесс других образовательных организаций высшего образования, при проведении программ повышения квалификации и профессиональной переподготовки для руководителей и специалистов организаций системы трубопроводного транспорта, в профильных отраслевых научно-исследовательских организациях, в том числе в области использования сборно-разборных (полевых) магистральных трубопроводов для обеспечения топливом.

#### **Методология и методы научного исследования**

Для достижения поставленных в работе целей и задач автором проводилось самостоятельное изучение значительного количества архивных, печатных и электронных источников. В работе использовались методы математического моделирования процесса течения в трубопроводе жидкости, содержащей ПТП и численных методов решения систем уравнений. В развитие теоретических и экспериментальных исследований автора предложен новый метод расчета буферной пробки в области контакта последовательно перекачиваемых продуктов с учетом изменяющейся концентрации ПТП и начальной длины самой пробки.

**Достоверность результатов исследования** подтверждается корректностью постановки научных задач, четкостью определения границ исследования и использованного математического аппарата, прозрачными методами аппроксимации и обобщения сведений о ранее проведенных экспериментальных исследованиях, исторической преемственностью и последовательностью выполнения соответствующих исследований, а также имеющимися публикациями автора по основным положениям диссертационного исследования.

### **Положения, выносимые на защиту**

1. Оценка эффективности воздействия ПТП в зависимости от механизма их действия на турбулентный поток.
2. Модель турбулентного течения жидкости с ПТП с учетом нового подхода по определению граничных (краевых) условий теории Тейлора и новое обобщенное уравнение сопротивления в изотермическом трубопроводе с шероховатыми стенками.
3. Методика определения универсальных констант обобщенной теории Кармана для расчета коэффициента гидравлического сопротивления, определяемых по результатам экспериментальных исследований свойств ПТП в трубных стендах, ротационных вискозиметрах и дисковых реометрах.
4. Метод расчета начальной концентрации ПТП для сокращения объема смеси, образующейся в области контакта партий разносортных нефтепродуктов при их последовательной перекачке.

### **Степень достоверности и апробация результатов**

Достоверность результатов работы подтверждена результатами исследований, проведенных по общепринятым методикам. Основные положения диссертационной работы докладывались на следующих мероприятиях: III Региональная научно-техническая конференция «Губкинский университет в решении вопросов Нефтегазовой отрасли России», посвященная 110-летию А.И. Скобло и 105-летию Г.К. Шрейбера (г. Москва, 2019); IV Всероссийская научно-практическая конференция «Трубопроводный транспорт углеводородов» (г. Омск, 2020); Международная научно-практическая конференция «Трубопроводный транспорт» (г. Уфа, 2020, 2021, 2022); XIII Международная конференция «Рассохинские чтения» (г. Ухта, 2021); V региональная научно-техническая конференция «Губкинский университет в экосистеме современного образования», посвященная 150-летию со дня рождения И.М. Губкина (г. Москва, 2021); Шестая региональная научно-техническая конференция «Губкинский университет в решении вопросов нефтегазовой отрасли России», посвященная 100-летию профессора М.В. Ивановой (г. Москва, 2022); XVI Всероссийская научно-

техническая конференция «Актуальные проблемы развития нефтегазового комплекса» (г. Москва, 2023); II Всероссийская научная конференция «Транспорт и хранение углеводородов – 2023» (г. Санкт-Петербург, 2023).

**Публикации.** По теме диссертационной работы имеется 41 публикация, в том числе 26 публикаций в научных изданиях, входящих в Перечень рецензируемых научных изданий ВАК, 2 публикации на английском языке.

**Структура и объем работы.** Диссертационное исследование состоит из введения, 4-х глав, основных выводов, списка литературы из 428 наименований; изложена на 296 листах машинописного текста, содержит 20 таблиц и 51 рисунок.

#### **Личный вклад автора**

Выносимые на защиту научная новизна и положения разработаны автором лично. Во всех публикациях (в том числе подготовленных совместно с другими авторами), в которых изложены те или иные положения диссертационного исследования, автору принадлежат вопросы постановки задач исследований, математические модели расчетов.

# **1 РАЗВИТИЕ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИХ ИССЛЕДОВАНИЙ В ОБЛАСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ПРОТИВОТУРБУЛЕНТНЫХ ПРИСАДОК ПРИ ТРАНСПОРТИРОВАНИИ НЕФТИ И НЕФТЕПРОДУКТОВ**

## **1.1 Развитие теории и практики использования противотурбулентных присадок при перекачке жидкостей**

При перекачке по магистральным трубопроводам нефти и нефтепродуктов достаточно широко применяются различные марки ПТП, основными производителями которых являются зарубежные компании. Крупнейшими такими компаниями являются «Lubrizol Corporation» (США, дочерняя компания «Berkshire Hathaway»), «Infineum International Limited» (Великобритания, совместное дочернее предприятие «ExxonMobil Chemical Company» и «Royal Dutch Shell Chemicals»), «Chevron Oronite» (США, дочерняя компания «Chevron»), «Afton Chemical» (США, дочерняя компания концерна «NewMarket Corporation»). Их общая доля на мировом рынке составляет около 90% от всего объема производимых для нефтегазового комплекса присадок.

Также среди поставщиков ПТП можно отметить компании «Baker Petrolite» (США, дочерняя компания «Baker Hughes»), «Neste» (Финляндия, производитель ПТП марки «Neccad-547», часто используемой на пространстве СНГ), «Conoco Specialty Products Inc.» (США, дочернее предприятие «ConocoPhillips», которая производила ПТП марок «CDR-101» и «CDR-102»), «HYUNDAI XTeer» (Южная Корея), а также относительно новые китайские компании «Richful» и «Kangtai».

В нашей стране ключевыми компаниями-производителями ПТП являются «Миррико» (г. Казань), которая поставляет различные ПТП для нефтегазовых компаний, в т.ч. ПТП марки «M-FLOWTREAT» для нефти и нефтепродуктов) и ПАО «Транснефть», которая производит ПТП для собственных нужд на производственных мощностях ООО «Транснефть-Синтез» в Особой экономической зоне «Алабуга» (Респ. Татарстан) [80].

Начало производства первых синтетических материалов принято относить к первой половине XIX века, когда французский химик и инженер Анри Виктор Реньо сначала в 1835 году в университетской лаборатории Гиссена (Германия) впервые искусственно получил винилхлорид, а затем в 1838 году он же получил поливинилхлорид. Именно эти открытия необходимо считать началом химического синтеза, в основе которого лежит получение с помощью химико-физических реакций одних веществ из других.

В этот же исторический период, а именно в 1833 году, шведский химик Йенс Якоб Берцелиус ввел в химическую науку термины «полимеризация», т.е. процесс образования из отдельных молекул путем их последовательного соединения нового вещества, и «полимер», т.е. само вещество, представляющее собой молекулярную цепочку, полученную путем многократного присоединения исходных молекул.

До начала XX века исследованием технологии получения различных полимеров занимались многие ученые, в том числе Академик Императорской Академии наук, наш соотечественник, Бутлеров Александр Михайлович, который впервые сформулировал теорию строения органических веществ, на основе систематического исследования которой в дальнейшем было теоретически развито новое направление химии – химия полимеров. Некоторое время основным направлением таких исследований являлся поиск эффективных технологий синтеза искусственного каучука, спрос на который резко вырос после Первой мировой войны из-за восстановительного роста промышленности.

В 1922 году немецкий химик Герман Штудингер впервые доказал строение полимеров на основе макромолекул как особой конструкции отдельных многократно повторяющихся и имеющих малую массу атомов, соединенных между собой прочными связями, а также определил взаимосвязь вязкости раствора такого полимера с его молекулярной массой; за что в 1953 году был удостоен Нобелевской премии в области химии высокомолекулярных соединений. В 1930-40-х годах американский химик Пол Джон Флори разработал методы определения свойств полимеров, принципы их построения, механизм поведения в растворах, за что был удостоен Нобелевской премии по химии в 1974 году [13, 14, 22, 80, 155].

В 1948 году произошло событие, определившее новое научно-практическое направление использования полимеров. На состоявшемся в Нидерландах первом в мире Международном реологическом конгрессе английский химик-исследователь Брайан Аткинсон Томс представил доклад в области химии полимерных растворов. В своем выступлении он сообщил об открытии эффекта резкого снижения коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления (до 50%) при течении раствора высокомолекулярного полимера полиметилметакрилата низкой концентрации (0,01%) в монохромбензоле [416]. Данное явление снижения гидравлического сопротивления при течении вязкой жидкости при добавлении в нее ПТП было названо в честь него «эффектом Томса» и открыло новое направление исследований в различных областях науки.

С момента открытия этого эффекта множество ученых и инженеров в разных странах мира провели значительное количество исследований в области воздействия таких присадок на турбулентное течение жидкости; историко-технические аспекты этих исследований приведены в работах [13, 14, 80, 155, 186]. И сейчас, спустя более 70 лет, этот вопрос привлекает к себе большое внимание исследователей, поскольку появляются все новые и новые сферы его использования в технических приложениях. Число теоретических и экспериментальных исследований в этой области измеряется десятками тысяч, причем появляются все новые и новые работы. Выполнить сколько-нибудь полный обзор и критический анализ этих работ, зачастую противоречащих друг другу, даже в объемном труде не представляется возможным. Однако, можно привести некоторые монографии и научно-технические обзоры, в которых такая попытка делается, во всяком случае, по отношению к ПТП, предназначенным для углеводородных жидкостей.

В числе отечественных трудов на эту тему нужно отметить, прежде всего, монографии, связанные с общими вопросами гидравлики и турбулентности – Альтшуль А.Д. и Киселев П.Г. [5], Ландау Л.Д. и Лифшиц Е.М. [149], Лойцянский Л.Г. [156], Стернин Л.Е. [268], Фриш У. [282], монографии, рассматривающие различные вопросы построения полимеров, применения ПТП

[13, 14, 19, 22, 34, 36, 238, 283]; изданные в 60-80-х гг. в СССР в специализированных журналах работы, в которых, по большей части, рассматриваются вопросы динамики воды с полимерами [8, 10-12, 23, 30-33, 42, 85, 92-93, 123-130, 134-137, 171, 213-214, 218-224, 227-236, 266-267, 274-277].

В целом, необходимо отметить весомый вклад в развитие теории и методов расчета течений жидкости с ПТП отечественных (в т.ч. советских) исследователей, таких как Алиев Р.А. [139], Абдусалямов А.В. [1, 144], Амфилохийев В.Б. [3-4], Анисимов И.А. [6, 7], Асланов П.В. [8, 235, 236], Баренблатт Г.И. [10-12], Бахтизин Р.Н. [13, 14], Белоусов Ю.П. [17-21], Блейхер Э.М. [272], Булина И.Г. [10, 24, 25, 190], Валиев М.И. [27-29, 115, 116, 278], Варыбок Д.И. [114, 115, 117], Васецкая В.А. [30-32, 251, 253, 254], Галлямов А.К. [190], Гареев М.М. [37-41, 140, 177, 202, 203, 248, 278, 295], Гольдштик М.А. [84], Гольянов А.И. [83, 84, 246, 298], Горин Я.Я. [86], Городцов В.А. [12, 87-89], Грешилов Е.М. [89, 90], Григорян С.С. [91-93], Гумеров А.Г. [297], Дмитриева Т.В. [98], Добрыченко В.М. [99-101, 227], Дяченко И.Ф. [102, 183], Ерошкина И.И. [110-113, 181-182], Жолобов В.В. [27, 83, 114-117, 300], Зельдович Я.Б. [10], Иванюта Ю.Ф. [123-128], Иваненков В.В. [121-122], Иоселевич В.А. [30-32, 42, 91, 93, 129-130, 251-254], Калашников В.Н. [10-12, 16, 133-136], Кобец Г.Ф. [119, 141-143], Коршак А.А. [132, 298], Лисин Ю.В. [13, 153-155, 210, 270], Лурье М.В. [26, 44, 48, 51, 52, 60, 63, 69, 72, 73, 133, 158-169], Манжай В.Н. [13, 18, 39-40, 144, 173-178], Марон В.И. [110, 111, 113, 164-166, 180-184], Мастобаев Б.Н. [13, 14, 155, 163, 185-186, 248], Мацкин Л.А. [36, 166], Миллионщиков М.Д. [187-189], Мирзаджанзаде А.Х. [190], Мовсумзаде Э.М. [155, 186], Муратова В.И. [191-195, 212, 288], Несын Г.В. [13, 29, 39, 83, 116, 154, 177, 199-210], Нечваль А.М. [191, 193, 194, 211, 212, 272, 289], Новоселов В.Ф. [43, 211, 272], Пилипенко В.Н. [31, 42, 129, 130, 219-224, 252-255], Пименов О.В. [121], Повх И.Л. [8, 171, 227-236], Подоба Н.А. [167, 237], Прохоров А.Д. [102, 110, 111, 113, 168, 181, 182, 184, 244], Ревель-Муроз П.А. [163, 210, 245-249], Седов В.А. [251-255], Станев В.С. [264], Станкевич В.С. [265], Ступин А.Б. [8, 227-231, 235, 236, 269], Сунагатуллин Р.З. [13, 209], Тугунов П.И. [212, 272], Хабахпашева Е.М. [274-277], Чекалова Л.А. [125-129, 284], Челинцев С.Н. [111, 112, 114, 121, 182-185,



244], Челинцев Н.С. [103, 184, 286, 287], Черников А.В. [244, 291, 293], Шагиев Р.Г. [40, 248, 295-297], Шаммазов А.М. [155, 186, 298], Шварц В.М. [166], Шибает В.П. [201, 207-209], Юфин В.А. [43, 165, 166, 306] и многих других. Возможности и перспективы применения ПТП на магистральных нефтепроводах (МН) и магистральных нефтепродуктопроводах (МНПП), как вариант повышения энергоэффективности системы трубопроводного транспорта, увеличения их пропускной способности и решения оптимизационных задач перекачки, приведены в монографиях [36, 120, 163-166, 306] и диссертациях Гареева М.М. [37], Лисина Ю.В. [152], Муратовой В.И. [192], Прохорова А.А. [243], Ревель-Муроза П.А. [249], Челинцева Н.С. [287]. Общие требования к ПТП, установкам их ввода непосредственно в магистральный трубопровод указаны в нормативной документации [216, 217].

К наиболее известным и приоритетным работам зарубежных исследователей необходимо отнести публикации, прежде всего открывателя эффекта В.А. Томса [415, 416], классиков теории турбулентности – Ж. Бусинеска [321], Т. фон Кармана [367-371], Конт-Белло Ж. [146], И. Никурадзе [388, 389], Прандтля Л. [243], Д. Тейлора [408-412], Хинце И.О. [280], Шлихтинга Г. [301], а также Daas M. [327-329], El Telbany M.M.M. [332, 333], Fabula A.G. [335], Fruman D.H. [339, 340], Gyr A. [346, 347], Hinch E.J. [353, 354], Hoyt J.W. [356-360, 403], Interthal W. [362], Kale D.D. [365, 366], Langsholt M. [149], Little R.C. [393, 414], Lumley Y.L. [335], McCormick C.L. [378, 379, 383], Merrill E.W. [420], Mickey H.S. [420], Nadolink R.H. [387], Smith K.A. [420], Soleimani A. [309, 312, 405], Suraiya T. [419], Virk P.S. [417-420], Yang S.Q. [421-423], Warholic M.D. [426-427], Wilski H. [362], Чэнь Ян [288, 289] и многих других.

Так как ПТП в процессе транспортировки по системе магистральных трубопроводов добавляются, пусть и в очень малых количествах, к товарным продуктам – нефти и моторным топливам, то одновременно с решением вопроса снижения гидравлического сопротивления и повышения пропускной способности, необходимо следить за качеством перекачиваемых продуктов и исключить влияние на них самих ПТП. Вопросы построения композиций присадок, определения их

физико-химических характеристик, поведения макромолекулярных клубков в движущихся растворах, с соответствующим научным обоснованием, приведены в диссертациях Абдусаламова А.В. [1], Манжая В.Н. [173], Несына Г.В. [199], Станкевича В.С. [265], а история использования различных полимеров и ПТП – в диссертации Мастобаева Б.Н. [185].

Необходимо дополнительно отметить вопросы порядка проведения гидравлических расчетов полевых магистральных (сборно-разборных) трубопроводов, обеспечивающих подачу топлив для воинских частей Министерства Обороны Российской Федерации [96, 258, 259]. Данные трубопроводы являются важным элементом системы обеспечения, которая представляет собой совокупность органов военного управления, воинских частей, подразделений и организаций обеспечения моторными топливами [97].

Одним из перспективных и интересных направлений развития трубопроводных систем является инициатива Минобороны России в части интеграции в ключевых военно-стратегических регионах страны существующих «гражданских» МНПП с инфраструктурой и точками подключения к ним полевых (сборно-разборных) трубопроводов, складов топлива Росрезерва и военных аэродромов. Целью такой интеграции является создание устойчивой эшелонированной сети обеспечения топливом, которая позволяет осуществлять оперативную маршрутизацию доставки разных видов топлива подвижным воинским частям как в гражданское время во время учений, так и в ходе военных стратегических операций [105-107, 179].

Использование ПТП при перекачке топлив по МНПП позволяет повысить их пропускную способность, однако изменение технологических режимов перекачки может оказать влияние на работоспособность оборудования, применяемого при отборе части транспортируемого топлива – бензина, керосина или дизеля – трубопроводными подразделениями службы материально-технического обеспечения Минобороны России в части изменения величины давления или расхода. Для исключения такой ситуации при использовании ПТП для МНПП необходимо рассчитывать дополнительно технологические режимы эксплуатации.

Кроме того, химическая формула самих присадок, в соответствии с существующими нормативными документами, не должна оказывать влияние на физико-химические и эксплуатационные характеристики моторных топлив, в том числе применяемых военной техникой. Специализированными научно-исследовательскими организациями Минобороны России на протяжении многих лет проводятся работы, связанные с качеством моторных топлив [225, 226, 256, 260], в том числе разработкой присадок для сокращения потерь от испарения [258], влияния микроорганизмов (бактерий, грибов, дрожжей) на эксплуатационные характеристики [35], контролем работы системы фильтрации двигателей. С учетом разработок в области применения синтетических фракций моторных топлив [289], химическая формула ПТП должна исключать нарушение требований к качеству моторных топлив, применяемых в службе материально-технического обеспечения Минобороны России.

После открытия эффекта Томса, в 50-60-е годы, основное внимание уделялось исследованиям водорастворимых полимерных соединений, снижающих гидравлическое сопротивление, таким как, полиакриламид (ПАА), полиэтиленоксид (ПЭО) и гуаровая смола (является природным полисахаридом). Позже, в 60-70-е годы, исследования распространились на полимерные соединения в углеводородных растворителях.

На сегодняшний день все ПТП делятся на два типа – гелеобразные и дисперсионные (суспензионные). Их примерный состав приведен в Таблице 1.1.

В составе гелеобразных ПТП активным компонентом является высокомолекулярный полимер, который растворяется в керосине, бензине или толуоле (углеводородной растворителе). В составе дисперсионных (суспензионных) ПТП активным компонентом является суспензия на углеводородной, спиртовой, гликолевой или водной основе; такая рецептура позволяет повысить долю гидродинамически активного полимера в ПТП. Для недопущения процессов, сопряженных с ухудшением свойств суспензии (например, ее расслоением), в состав ПТП добавляются химические стабилизаторы – кислоты, соли жирных кислот (мыло), ПАВы или другие компоненты [50].

Таблица 1.1 – Примерный химический состав ПТП различных типов [50]

Химический компонент	Содержание, %	
	суспензионная (дисперсионная)	растворная (гелеобразная)
стабилизатор	11	0
полимер	23	7 ÷ 10
растворитель	66	90 ÷ 93

Первое промышленное применение ПТП осуществила компания «Сопосо» в 1979 году на Трансаляскинском нефтепроводе. Использование гелеобразной ПТП марки «CDR» позволило обеспечить заданную пропускную способность трубопровода без строительства двух НПС. В Таблице 2.1. приведены только некоторые наиболее значимые события в области промышленного применения ПТП на объектах трубопроводного транспорта.

Таблица 1.2 – Некоторые наиболее значимые события в области промышленного применения ПТП на объектах трубопроводного транспорта [80]

Год	Место	Событие
1965-1968	-	Рост количества теоретических работ (в СССР и за рубежом) по снижению гидравлического сопротивления с помощью полимеров
1967-1969	-	По результатам проведенных независимо друг от друга в СССР и за рубежом экспериментов по снижению коэффициента гидравлического сопротивления при течении нефти и нефтепродуктов была впервые доказана возможность такой технологии (в СССР определен первый полимер – полиизобутилен)
1972	ВТИ имени Ф.Э. Держинского и МИНХиГП имени И.М. Губкина	Сравнительные эксперименты по изучению отечественной (ПИБ марки П-200) и зарубежной (ПИБ марки В-200) присадки показали, что для увеличения эффективности ПТП нужно применять полимеры с высокой молекулярной массой (более $2 \cdot 10^6$ )
1978	Нефтепровод «Нижневартовск – Усть-Балык»	Первое промышленное применение ПТП для очистки внутренней полости трубопровода от воды и строительного мусора, при этом был отмечен эффект снижения гидравлического сопротивления при малых концентрациях ПТП
1979	Трансаляскинский нефтепровод	Первое коммерческое применение гелеобразных ПТП типа «CDR-1» компанией «Сопосо» (достигнута заданная пропускная способность трубопровода без строительства двух дополнительных НПС)

Год	Место	Событие
1982	Трансаляскинский нефтепровод	Первое коммерческое применение усовершенствованной суспензионной ПТП типа «CDR-102» (выявлена деструкция молекул ПТП и заданная пропускная способность не достигнута)
1985	Нефтепровод от НПЗ «Боргер» (Техас) – нефтебаза «Паоло» (Канзас)	Применение ПТП на трубопроводе независимой компании «Philips Pipeline» (существенно снижены расходы на перекачку при сохранении заданной пропускной способности)
1986	Нефтепровод «Лисичанск – Тихорецк»	В ходе опытной перекачки при фиксированном давлении и концентрации ПТП 43 г/т рост пропускной способности составил 24%. В ходе повторной экспериментальной перекачки при увеличении концентрации ПТП до 68 г/т дальнейшего роста пропускной способности не произошло по причине частичного растворения ПТП и конструктивных недостатков форсунки на установке ввода ПТП
1991	Нефтепровод «Эдмонтон (Канада) – Сьюпириора» (США)	Исследование компаниями «Lakehead Pipeline» и «Interprovincial Pipeline» после проведения гидравлических испытаний на действующем трубопроводе показало рост пропускной способности на 13% при использовании ПТП марки «CDR»
1991	Нефтепровод «Тихорецк – Новороссийск»	По результатам опытного испытания первой ПТП Томского политехнического университета марки «Виол» с концентрацией 70 г/т был отмечен рост пропускной способности трубопровода на 24%
1999-2000	Нефтепроводы ОАО «Черномортранснефть»	Комплексная программа опытно-промышленных испытаний зарубежных и отечественных ПТП при различной вязкости и температуре нефти, концентрациях ПТП и режимах перекачке (исследование технологических процессов эксплуатации трубопроводов, сбор и анализ материалов для разработки нормативных документов в области экономической эффективности ПТП)
2010-2014	Магистральные и промысловые нефтепроводы различных компаний»	По результатам проведенной серии испытаний российская ПТП типа «M-FLOWTREAT» компании «Миррико» показала существенное увеличение пропускной способности (от 10 до 60% в зависимости от концентрации ПТП)
2011, 2015	АО «Транснефть – Верхняя Волга», завод «Транснефтемаш»	Запуск собственного производства установок по вводу ПТП в магистральные трубопроводы с величиной рабочего давления до 10,0 МПа (2011 год) и до 6,3 МПа (2015 год)
2019	ООО «Транснефть – Синтез», Республика Татарстан, особая экономическая зона «Алабуга»	Запуск собственного производства ПТП различных марок в объеме до 3 тыс. т/год с перспективой роста производственной мощности выпуска ПТП до 10 тыс. т/год

Анализируя закономерности и тенденции огромного количества исследований в области ПТП за период с момента открытия «эффекта Томса», можно отметить следующее. В первые 15-20 лет проводилось большое количество теоретических и практических исследований различных течений жидкости (в большинстве случаев, воды) в каналах с подвижными и неподвижными стенками, в трубах, пограничных слоях и пр. Начиная с 80-х гг. основными направлениями в области применения ПТП становятся действующие магистральные трубопроводы для транспортировки углеводородов – в первую очередь, нефти и нефтепродуктов [104, 118, 215, 265], в последнее десятилетие проводятся исследования особенностей применения ПТП для газового конденсата.

Данный тренд вполне объясним. Интенсивный рост применения ПТП на линейной части магистральных трубопроводов в последние 20-30 лет объясняется необходимостью увеличения пропускной способности действующих трубопроводов без применения более дорогостоящих способов, таких как строительство новых нефтеперекачивающих станций (НПС), лупингов и вставок. По мере накопления опыта использования ПТП стало очевидно, что в условиях интенсивного строительства новых нефтяных магистралей и увеличения объемов транспортировки по существующим трубопроводам, необходимо также решать задачи повышения эксплуатационной надежности, снижать вероятность нештатных ситуаций, сокращать потребление электроэнергии на перекачку планового объема углеводородов или обеспечивать сохранение заданной пропускной способности магистрального трубопровода при отключении насосов или насосных станций и, как следствие, снижении величины рабочего давления. Эксплуатация технологического оборудования МН и МНПП с применением ПТП давно вышла из стадии исследовательских и опытно-конструкторских работ и прочно заняла место среди штатных энергосберегающих технологий, а производство отечественных ПТП сделало ее более дешевой и поэтому актуальной.

## **1.2 Оценка влияния эффекта Томса на уменьшение гидравлического сопротивления при течении в магистральном трубопроводе жидкости с добавлением противотурбулентных присадок**

При течении жидкости как в ламинарном, так и турбулентном режиме происходит постепенное рассеивание механической энергии с ее дальнейшим переходом в энергию хаотического движения. Магистральные трубопроводы для перекачки нефти и нефтепродуктов работают в области турбулентного течения, для которого присущ более сложный характер изменения механической энергии: сначала она трансформируется в энергию крупных турбулентных вихрей перекачиваемой жидкости, которые постепенно уменьшаются и приобретают пульсационный характер, в итоге – за счет сил вязкого трения рассеиваются и переходят в тепловую энергию. Следовательно, так как изменяя структуру турбулентного потока, можно снизить потери энергии, это направление интересовало исследователей гидравлической теории с начала ее формирования.

Сам Б.А. Томс, в честь которого после его доклада в 1948 году на Реологическом конгрессе в Нидерландах, был назван эффект снижения величины коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления при добавлении в поток жидкости полимерной добавки, объяснял его «проскальзыванием» полимера вдоль стенки, полагая, что скорость раствора не равна нулю, а скорость растворителя близка к нулю [415, 416]. Было очевидно, что такое объяснение эффекта Томса весьма сомнительно, вследствие чего в прошествии некоторого времени различными исследователями были предложены другие объяснения – например, влияние на внешней границе вязкого подслоя макромолекул на малые возмущения режима (число таких слоев разные исследователи предлагали разное), изменение эффективной вязкости в вязком подслое в перпендикулярном оси направлении, образование поверхностных пленок на молекулах полимера и пр. Такие объяснения не могли быть исчерпывающими, так как многие исследователи наблюдали снижение сопротивления трению в различных системах. Например, в работах Hoyt J.W. [356-360], Fabula A.G., Lumley Y.L., Taylor W.D. [335] было

зафиксировано, что добавление полимеров в жидкость, исследуемую в установке с вращающимся диском (реометре), приводит к уменьшению значения момента силы (крутящего момента). В работах других исследователей [310-318, 320, 326, 334, 337, 339-340, 348, 350, 381, 383, 387, 391, 393, 407, 425] отмечалось, что добавление различных полимеров (гуаровой смолы, полиакриламида, целлюлозной камеди, полиэтиленгликоля и др.) в водные растворы сначала приводит к снижению момента силы, однако, с течением времени эффект исчезает. Причем этот эффект подтверждался при различных гидравлических экспериментах, в том числе при движении водных растворов полимеров в капиллярах.

Долгое время основной причиной (объяснением данного эффекта) было принято считать гашение турбулентных пульсаций (вихрей) потока движущейся жидкости в непосредственной близости у стенок трубы (в тонком пристеночном слое) за счет разворачивания «клубков» протяженных длинномерных молекул полимера. Многочисленные эксперименты показывали, что эффект Томса становится заметен даже при очень малых концентрациях ПТП, которые принято измерять в миллионных долях (*Parts per million – ppm*) от того объема жидкости, в которую они вводятся.

Данное объяснение вполне применимо по отношению к гелеобразным (растворным) ПТП, однако, оно не подходит для объяснения механизма действия ПТП других типов, что подтвердили многие дальнейшие исследования. Было обнаружено, что полимеры уменьшают касательные напряжения между макроскопическими слоями течения, воздействуя на турбулентность не только в узкой пристеночной области, но и во всем объеме потока. К ним относятся растворы различных поверхностно активных веществ, а также взвеси некоторых минеральных и синтетических материалов. Все это породило в научной среде дискуссию о природе открытого эффекта Томса, которая не прекращается до сих пор. Следствием отсутствия единого мнения в вопросе о механизме воздействия ПТП на турбулентность в жидкости явились многочисленные, зачастую противоречащие друг другу методики и формулы для практических расчетов, предложенные различными исследователями. Так, верные для одной



рассматриваемой ПТП, такие формулы и порядок расчета оказываются абсолютно неверными для других ПТП.

Положение дел несколько более ясно для ПТП, используемых для уменьшения гидравлического сопротивления течений нефти или нефтепродуктов в магистральных трубопроводах. Здесь применяют в основном присадки, созданные на базе высокомолекулярных полимеров, поскольку именно такие ПТП позволяют достигать ощутимых результатов при малых концентрациях, не нарушают существующую технологию транспортировки.

Гидравлическую  $\Theta$  эффективность ПТП рассчитывают по формуле [216]:

$$\Theta = \frac{\lambda_0 - \lambda(Re, \varepsilon, \theta)}{\lambda_0},$$

где  $\lambda(Re, \varepsilon, \theta)$  – коэффициент гидравлического сопротивления жидкости с ПТП объемной  $\theta$  концентрации;

$Re$  – число Рейнольдса;

$\varepsilon$  – относительная шероховатость внутренней поверхности трубы;

$\lambda_0 = \lambda(Re, \varepsilon, \theta)$  – коэффициент гидравлического сопротивления жидкости, не содержащей ПТП.

На величину гидравлической  $\Theta$  эффективности ПТП, помимо ее концентрации, могут влиять различные факторы, в том числе сама химическая природа полимера, его молекулярная структура, растворимость, устойчивость к деградации от внешних факторов, параметры гидравлического режима, температура, вязкость жидкости (для нефти также содержание тяжелых компонентов), геометрические параметры трубопровода и местные сопротивления, а также совокупность взаимодействия перечисленных факторов между собой.

Таким образом, оценка эффективности применения ПТП является сама по себе достаточно сложной задачей, решаемой индивидуально для каждого магистрального трубопровода с учетом условий его эксплуатации (режимов работы), физико-химических свойств перекачиваемого продукта, а также процесса производства самой ПТП, в том числе в области ее оптимального использования.

Применение ПТП на отдельных участках магистральных трубопроводов при перекачке нефти и нефтепродуктов является достаточно распространенным и эффективным способом увеличения пропускной способности трубопроводов, при этом наиболее привлекательным фактором использования ПТП является относительно низкая стоимость установки пунктов ввода ПТП в магистральный трубопровод. Конкретные значения эффективности ПТП могут сильно отличаться для различных присадок и условий эксплуатации, отметим, что общая эффективность ПТП, как правило, составляет около 30% при объеме вводимой ПТП около 50-100 г/т [270]. В требованиях нормативного документа [216] заданы минимальные значения эффективности ПТП, приведенные в Таблице 1.3.

Таблица 1.3 – Эффективность ПТП при температуре перекачиваемой нефти/нефтепродукта выше 0 °С [216]

№ п/п	Товарная форма ПТП	Концентрация ПТП, г/т	Эффективность ПТП, %, не менее
1	дисперсионная (суспензионная)	5	12
2		10	20
3	гелеобразная (растворная)	20	12
4		40	20

На действующих магистральных трубопроводах ПТП могут применять для решения следующих задач службы эксплуатации:

- увеличение определенной проектом или «картой режимов» пропускной способности магистрального трубопровода без дополнительного строительства лупинга и вставки или же их отключения при проведении ремонтных работ;
- увеличение пропускной способности трубопровода без увеличения давления на выходе НПС, в т.ч. при изменении рыночного или сезонного спроса и необходимости его компенсации;
- компенсация «лимитирующих» участков, т.е. участков с минимальной пропускной способностью, расположенных между двумя последовательно расположенными НПС;

- сохранение заданной пропускной способности при снижении давления в трубопроводе, необходимого для проведения некоторых видов ремонтных работ;
- снижение величины рабочего давления при сохранении заданной «картой режимов» пропускной способности.

Из практики применения ПТП на магистральных трубопроводах известно, что на эффективность ПТП может оказывать влияние температура нефти, а в некоторых случаях они могут демонстрировать депрессорные свойства, т.е. влиять на реологические показатели транспортируемой товарной жидкости. Так увеличение температуры может приводить к тому, что эффект Томса проявляется при росте числа Рейнольдса за счет снижения коэффициента теплоотдачи от ядра потока к внутренней поверхности трубы и увеличению количества тепла из-за сил вязкого трения. Существует значительное количество предложений других исследователей относительно механизма действия ПТП.

Например, в работах [112, 120] была сформулирована модель «флуктуационного слоя», которая активно применяется и сегодня. Состоит она в следующем. В начальный момент времени входящий в состав ПТП активный компонент – собственно, сам полимер – представляет собой вязкоупругие «клубки», размер молекул которых на 3-4 порядка больше размера молекул растворителя – воды или углеводородной жидкости. При добавлении в перекачиваемую по трубе (или в канале) жидкость данные «клубки» разворачиваются и под действием турбулентных вихрей «отбрасываются» в пристеночную область, где по мере роста концентрации полимера постепенно формируется флуктуационный слой, в котором происходит поглощение энергии турбулентных выбросов (вихрей) и, как следствие, постепенно снижается гидравлическое сопротивление и величина давления. В течение некоторого времени все «клубки» полимера окончательно разворачиваются, а данный новообразованный слой препятствует дальнейшему образованию таких вихрей. Однако, сначала за счет постепенной деградации, а, в дальнейшем, полного разрушения линейно-ориентированных молекул полимера, происходит восстановление первоначального гидравлического режима, что сопровождается

восстановлением параметров гидравлического сопротивления и величины рабочего давления. Преимуществом такой модели является ее относительная простота, при этом очевидно, что более высокую  $\Theta$  эффективность будет иметь та ПТП, у которой меньше время формирования флуктуационного слоя, но время начала деградации максимально. Существенным ее недостатком является сложность математического моделирования такого флуктуационного слоя, параметры которого – толщина, характер взаимодействия с прилежащими другими слоями и стенкой трубы, гидродинамическая устойчивость – во-первых, существенно меняются во времени за счет процессов переноса энергии турбулентными пульсациями, а, во-вторых, за счет изменения структуры потока и профиля осредненных скоростей, приводят к деградации ПТП при перекачке по линейной части трубопровода.

В работах [175, 176] предложено рассматривать вязкий (флуктуационный) подслон в виде совокупности большого количества тел качения. Как будет показано далее в настоящей работе, какая бы ни использовалась модель для объяснения механизма действия ПТП, необходимо рассматривать ее граничные условия, а также изменение (наполнение) профилей турбулентных осредненных скоростей при добавлении ПТП в различной концентрации.

### **1.3 Эксплуатационные свойства противотурбулентных присадок и требования к установкам их ввода в магистральные трубопроводы**

Эксплуатационные свойства ПТП при их применении на реально действующих магистральных трубопроводах для перекачки нефти и нефтепродуктов оцениваются на основании таких параметров, как:

- гидравлическая  $\Theta$  эффективность, при этом при увеличении концентрации  $\theta$  ПТП снижение величины коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления сначала происходит с высоким темпом, но по мере роста концентрации  $\theta$  ПТП, величина коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления стремится к некоторому постоянному значению максимальной эффективности;
- скорость растворения ПТП в нефти или нефтепродукте, при этом ПТП

на углеводородной основе растворяются значительно лучше, а неполная растворимость может существенно снижать эффективность самой ПТП;

– скорость формирования флуктуационного слоя, при этом из результатов обработки многочисленных экспериментальных исследований известно, что граница перехода ламинарного режима в турбулентный смещается в сторону больших значений числа Рейнольдса при увеличении концентрации  $\theta$  ПТП;

– скорость деградации (деструкции) ПТП, которая, как правило, определяется за некоторый промежуток времени от минимального до первоначального значений коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления (при этом концентрация  $\theta$  ПТП меняется от некоего заданного значения эффективности до фактически нулевого значения).

С учетом того, что в действующую систему магистральных нефте- и нефтепродуктопроводов сдают свою продукцию различные поставщики, также к ПТП предъявляются требования, связанные с:

– сохранением качества исходных нефтей или моторных топлив;

– недопущением адсорбирования ПТП на внутренней поверхности трубопровода (на линейной части);

– недопущением влияния на эффективность работы технологического оборудования, в том числе печей подогрева, фильтров-грязеуловителей, резервуаров и пр.;

– недопущением скорости роста коррозионных процессов;

– исключением токсического (отравляющего) воздействия на эксплуатирующий персонал НПС.

Введение ПТП в транспортируемую товарную жидкость (нефть или нефтепродукт) осуществляется на основании заключенного с заказчиком договора с учетом оценки показателей качества ПТП, определяемых различными видами испытаний, позволяющими обеспечить соответствие отраслевым нормативным документам в части обеспечения эксплуатационных параметров перекачки, безопасности для жизни и здоровья персонала и окружающей среды.

В работах [110, 111, 113, 181-184] приведены результаты исследований,

проведенных в разное время, с целью определения устойчивости и эффективности присадок, в том числе критерии расчета максимально допустимой концентрации ПТП в нефтепродуктах, так как большое количество химических добавок, которыми по факту являются ПТП, может негативно влиять на их качество, ухудшая различные эксплуатационные характеристики. Интересно отметить тот факт, что в данных исследованиях показано, что после прохождения нефтепродуктов (например, дизельного топлива) с добавленной ПТП через насосы просходит возврат к «паспортным» эксплуатационным характеристикам за счет деградации (разрушения) молекул полимера в ПТП. Именно для недопущения данного явления ввод ПТП должен осуществляться после магистральных насосов. Также при использовании ПТП необходимо контролировать (по сути, ограничивать) скорость прохождения ПТП через местные сопротивления, т.е. технологические коммуникации, с тем, чтобы не происходила деградация ПТП до ее поступления в трубопровод.

В соответствии с [216], применение ПТП на МН и МНПП должно осуществляться при наличии действующего паспорта безопасности химической продукции на ПТП, в котором должны быть указаны соответствующие сведения, предусмотренные требованиями законодательства в области пожарной безопасности. Сама поставка ПТП также должна сопровождаться оформлением необходимых документов:

- сертификат соответствия ПТП на безопасное применение химических реагентов в части сохранения качества перекачиваемых по трубопроводам нефти и нефтепродуктов;
- паспорт безопасности химической продукции на ПТП;
- паспорт качества на каждую изготовленную партию ПТП;
- сведения об изготовителе и/или поставщике;
- ТУ на ПТП; в том числе акты и протоколы опытно-промышленных испытаний, содержащие кривую эффективности ПТП.

Паспорт качества на каждую изготовленную партию ПТП также должен содержать следующие данные [216]: наименование изготовителя или его товарный

знак; идентификационный номер партии; наименование ПТП, марка; номер паспорта и дата его выдачи; количество мест в партии; масса нетто; дата изготовления; обозначение ТУ на ПТП; температурный диапазон и гарантийный срок хранения ПТП; показатели качества ПТП по результатам проведенных испытаний; штамп или печать изготовителя; подписи ответственных лиц от изготовителя. Использование (допуск) ПТП на реальные МН и МНПП без наличия паспорта качества или при нарушении условий их поставки не допускается.

Как было отмечено выше (Таблица 1.1 и Таблица 1.3), ПТП разделяют на два типа – гелеобразные и дисперсионные (суспензионные). Соответственно, отличаются технологические схемы ввода ПТП в магистральный трубопровод после магистральных насосов. В соответствии с [217], установки для ввода присадки (УВП), предназначенные для ввода ПТП суспензионного и гелеобразного вида в МН и МНПП, подразделяются на 4 типа исходя из ряда особенностей (тип ПТП, диапазон подачи и создаваемого давления):

- для ввода ПТП суспензионного типа, диапазон подачи от 0,001 до 0,025 м<sup>3</sup>/ч, рабочее давление 6,3 МПа (погрешность подачи ПТП не более 3%);
- для ввода ПТП суспензионного типа, диапазон подачи от 0,02 до 0,1 м<sup>3</sup>/ч, рабочее давление 6,3 МПа (погрешность подачи ПТП не более 3%);
- для ввода ПТП суспензионного типа от 0,001 до 0,1 м<sup>3</sup>/ч, рабочее давление 10 МПа (погрешность подачи ПТП не более 3%);
- для ввода ПТП суспензионного и гелеобразного типа от 0,0025 до 0,1 м<sup>3</sup>/ч, рабочее давление 10 МПа (погрешность подачи ПТП не более 5%).

Выбор установок ПТП должен осуществляться с учетом существующих допусков для их использования, в том числе учитывать показатели пожаровзрывоопасности, сейсмостойкости, климатического исполнения, требования эргономики, энергоэффективности, технологичности (простоты обслуживания – монтажа и ремонта), вентиляции. Обязательной частью комплектной поставки УВП должны быть сетчатые жидкостные фильтры, устанавливаемые на всасывающих трубопроводах дозирующих насосных агрегатов и предназначенные для очистки ПТП от механических примесей.

Технологическая схема УВП гелеобразного типа имеет емкость для хранения эксплуатационного запаса ПТП, в отличие от УВП суспензионного типа. В работе УВП гелеобразного типа поступление ПТП в насос-дозатор обеспечивается за счет создания избыточного давления инертным газом (азотом). В работе УВП суспензионного типа такая схема не требуется, но для сохранения качества ПТП при ее хранении необходимо периодически проводить рециркуляцию. При подключении УВП необходимо полностью исключить деструкцию молекул ПТП до момента их поступления в МН или МНПП.

#### **1.4 Анализ способов расчета коэффициента гидравлического сопротивления при течении в магистральном трубопроводе жидкости с добавлением противотурбулентных присадок**

Ключевым элементом обеспечения качества технологического проектирования и определения эффективных режимов эксплуатации магистральных трубопроводов является проведение совокупности всех гидравлических расчетов. При использовании ПТП необходимо определять ее концентрацию и степень влияния на изменение коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления с достаточно высокой точностью. Строго говоря, гидравлический расчет работы трубопровода при использовании ПТП и, прежде всего, прогнозирование ожидаемых результатов (расходов, давлений, затрат энергии, экономического эффекта и т. п.) можно эффективно выполнить только при условии полного понимания внутреннего механизма и порядка расчета коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления при добавлении ПТП. Поэтому с самого начала внедрения этой технологии в практику промышленных перекачек, ставился вопрос о том, по каким формулам (или алгоритмам) рассчитывать этот коэффициент, как определять константы, входящие в эти формулы (или алгоритмы), отражающие конкретные свойства ПТП и ее концентрацию.

В рамках краткого обзора подробный анализ множества существующих предложений (количество таких работ несколько десятков тысяч) представляется



маловероятным, тем более в какой-то степени такой анализ содержится в обстоятельных монографиях [13, 155], диссертациях [37, 173, 185], научных обзорах [27, 38, 84, 114, 116, 299] и других работах, поэтому рассмотрим здесь некоторые из них, получившие наибольшее распространение. В конечно счета, все ранее проводимые исследования влияния типа и концентрации ПТП на изменение коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления можно условно поделить на 3 основных (укрупненных) направления (типа) исследований.

*Первое направление (тип) исследований* основывается на получении и обработке результатов опытных перекачек жидкостей с ПТП на экспериментальных трубных стендах и в различных лабораторных приборах – дисковых реометрах и ротационных вискозиметрах. По итогам интерпретации результатов получают полуэмпирические формулы с уточненными теми или иными коэффициентами, причем для построения таких формул зачастую используются уже известные в гидравлике формулы, но входящие в них константы изменяются по итогам обработки результатов экспериментов [52, 124-130, 139, 233, 240, 241, 260, 275, 284, 285, 295, 299, 302, 304, 305, 307-321, 323, 328-331, 335-343, 401, 406]. Стоит отметить, что полученные таким образом формулы для каждого конкретного эксперимента показывают очень высокую сходимость (точность) с расчетными параметрами, но гарантировать такую же высокую сходимость (точность) для реально эксплуатируемых трубопроводов не представляется возможным из-за сложности моделирования (порядка пересчета) экспериментальных данных на натурные. Рассмотрению этого вопроса посвящена глава 3 настоящей диссертации.

*Второе направление (тип) исследований* основано на обработке «натурных» результатов опытно-промышленной перекачки жидкости (нефти, нефтепродуктов, газожидкостных смесей и т.п.) на участках того или иного магистрального трубопровода, транспортирующего жидкость с ПТП, в т.ч. работы [9, 38, 94, 138, 148, 177, 215, 225, 226, 248, 264, 265, 286-290, 296, 297, 300, 322, 327, 384] и многие другие. Однако при выявлении гидравлической эффективности разных марок ПТП в таких исследованиях превалируют факторы, малосущественные для сути самого явления, а определяемые конкретными параметрами того или иного трубопровода.

Кроме того, авторы таких исследований, посвященных снижению гидравлического сопротивления трубопроводов, предлагают при определении коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления также учитывать эксплуатационные «признаки» магистрального трубопровода – количеств насосных станций, опоры и прочие показатели. Но сочетание таких «показателей» является уникальным для каждого трубопровода и, как следствие, полученные таким образом формулы достаточно хорошо отражают результаты использования данной ПТП на данном трубопроводе в данных условиях. Однако их дальнейшее «тиражирование», т.е. применение для трубопроводов с другими «показателями», не обеспечивает должную эффективность, требуемую для технологического проекта или расчета «карты режимов» в ходе эксплуатации трубопроводов.

*Третье направление (тип) исследований* основано на теоретическом анализе тех изменений, которые вносит ПТП в структуру турбулентного течения жидкости, особенно в так называемой *пристеночной* области, в т.ч. [84, 90, 103, 110, 143, 213, 221, 223, 230, 237, 239, 250, 252, 274, 276, 304, 305, 347, 389, 394, 407, 410, 417, 420, 423] и другие. Как правило, здесь используется та или иная полуэмпирическая (но, тем не менее, математическая) модель турбулентного потока, в которую вносятся дополнительные опытные константы для описания течения вязкой жидкости в пограничных пристеночных слоях. Здесь существует множество различных моделей, начиная от классических моделей Л. Прандтля [242] и Т. Кармана [367-370], и заканчивая самыми разными новаторскими предложениями – в частности, о возникновении в пристеночных областях дополнительных упруго-пластичных слоев, образуемых молекулами полимеров или частиц ПТП. Исследования третьего типа обладают перед чисто опытными тем преимуществом, что имеют большую научную обоснованность, поскольку используют известную научную базу теории турбулентности, адаптируя ее к присутствию ПТП в потоке жидкости.

В известных работах [417-420] зарубежных исследователей, относящихся к периоду 70-х годов прошлого века, изучался эффект Томса в «гладких» трубах. В частности, на основе обработки большого количества экспериментальных данных

была предложена формула для предельно возможного снижения множителя  $f$  Фаннинга:

$$\tau_w = f \frac{\rho_{\text{ср}}^2}{2}, \text{ где } f = \frac{\lambda}{4} \text{ или } \frac{1}{\sqrt{f}} = 19 \cdot \lg(\text{Re} \sqrt{f}) - 32,4$$

или в более привычных терминах коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 4,13 \cdot \ln(\text{Re} \sqrt{\lambda}) - 19,1.$$

Известно, что для жидкости без ПТП имеет место *универсальное уравнение сопротивления*:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 0,884 \cdot \ln(\text{Re} \sqrt{\lambda}) - 0,8, \quad (1.1)$$

в котором множитель  $0,884 \approx \frac{1}{2k\sqrt{2}}$ , где  $k \approx 0,4$  – константа Кармана.

Поэтому П. Вирк предложил изменить это уравнение, записав его в виде:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = (0,884 + \bar{\Delta}) \cdot \ln(\text{Re} \sqrt{\lambda}) - (0,8 + \hat{\Delta}), \quad (1.2)$$

где  $\bar{\Delta}$  и  $\hat{\Delta}$  некоторые параметры, зависящие от концентрации  $\theta$  ПТП, числа  $Re$  Рейнольдса, критического касательного напряжения, плотности жидкости, молекулярного веса полимера и так называемого *индекса полимеризации* [420].

Фактически П. Вирк предложил сделать коэффициенты известного в теории турбулентности универсального уравнения сопротивления зависящими от параметров, характеризующих вид присадки и ее концентрацию  $\theta$ . При этом он ввел в  $\bar{\Delta}$  и  $\hat{\Delta}$  большое число коэффициентов, трудно поддающихся измерению, то есть фактически П. Вирк предложил находить эти коэффициенты из сопоставления

с экспериментами, что нельзя считать удовлетворительным по следующим причинам:

- во-первых, измененное уравнение сопротивления не является следствием *феноменологической* или даже *полуэмпирической* теории, а является простым изменением коэффициентов известного уравнения;

- во-вторых, в предложенных поправках к коэффициентам уравнения сопротивления не содержится доказательств, что они инвариантны (постоянны) по отношению к режимам течения. Иными словами, они приближенно могут быть справедливы для частных случаев и абсолютно неверны при изменении режимов течения. На самом же деле, такие коэффициенты должны выражаться только через инвариантные параметры турбулентности, входящие в ту или иную ее модель;

- в-третьих, не доказано (и это пересекается со вторым возражением), что, будучи измерены в лабораторных условиях на трубах небольшого диаметра, они могут быть использованы в трубопроводах с намного большими диаметрами;

- в-четвертых, корректировка коэффициентов уравнения по промышленным испытаниям всегда таит в себе возможность существенных ошибок, вызванных специфическими условиями эксплуатации конкретного трубопровода, в частности, шероховатостью его внутренней поверхности, что вообще никак не отражено в предложении П. Вирка.

Таким образом, трудно согласиться с результатами, которые якобы справедливы для всех без исключения ПТП, поскольку они основываются не на какой-то гидродинамической теории, а представляют собой аппроксимацию большого числа опытных данных. Тем более что уже через несколько лет появились экспериментальные работы других исследователей, опровергающих утверждение П. Вирка и его соавторов. В частности, было экспериментально доказано, что для многих полимерных добавок эффект снижения сопротивления оказался намного меньшим, чем это следовало из предельной асимптоты Вирка [362].

Около 40 лет назад известными в СССР исследователями Ю.Ф. Иванютой и Л.А. Чекаловой [123-128] была предложена следующая формула:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 4 \cdot \ln(\operatorname{Re} \sqrt{\lambda}) - C - 14,7,$$

где  $C = 7,16 \cdot \lg \gamma + 1,7\gamma^2 - 6,8\gamma$ ;  $\gamma = y^*/r_0$ ,  $y^*$  – это расстояние до стенки трубы от некоторой точки, в которой градиент (распределение) осредненной по сечению турбулентного потока скорости перекачиваемой жидкости без ПТП пересекает такой же градиент при добавлении ПТП.

Однако, трудно согласиться, что этот весьма абстрактный параметр  $\gamma$ , который к тому же невозможно найти без тщательных измерений профиля скоростей в сечении трубы, является уникальным и инвариантным (постоянным) по отношению к режиму течения.

Кроме того, изменение значения коэффициента, стоящего перед логарифмом, по сравнению с его классическим значением  $1/(\sqrt{8k}) \approx 0,884$ , где  $k$  – постоянная Кармана, свидетельствует о том, что ПТП влияет не только на пристеночные слои турбулентного течения, но и действует во всей его области, включая ядро потока.

Вообще говоря, существуют ПТП, действующие во всем объеме турбулентного потока (назовем их присадками *объемного действия*), однако нет доказательств, что дело обстоит именно так. По-видимому, результаты, полученные в рассматриваемых работах, отражают выполненные эксперименты, но вероятней всего, они не соотносятся с результатами, которые будут иметь место для других присадок и в трубах большого диаметра.

Продолжает логику описанных исследования экспериментальная работа Лангсхольта М. [148], в которой приводятся результаты выполненных на лабораторном трубном стенде экспериментальных исследований перекачки газонефтеводяных потоков с ПТП. Зафиксированный на стенде экспериментальный трубопровод длиной 25 м и внутренним  $d$  диаметром 100 мм, при этом по нему могли перекачиваться однородная нефть с ПТП или без нее, а также газожидкостная смесь, которые циркулируют в трубопроводе стенда благодаря центробежным насосам. Давления измеряются специальными датчиками, а расход – турбинным расходомером. Полимерный раствор с заданной

концентрацией готовился заранее и вводился в поток нефти, а деструкция ПТП определялась по снижению ее гидравлической эффективности во времени. По итогам эксперимента зависимость коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления определялась в зависимости от числа  $Re$  Рейнольдса:

$$\lambda^{-0,5} = C_1 \cdot \log(\text{Re} \sqrt{\lambda}) + C_0.$$

В завершении работы автор приводил основной вывод, что добавление в поток жидкости полимерной присадки изменяет оба коэффициента  $C_1$  и  $C_0$ . Так, если для воды без ПТП коэффициенты  $C_1$  и  $C_0$  составляли, соответственно, величины 2,0 и -0,8, то при изменении концентрации ПТП данные коэффициенты начинают изменяться по мере увеличения числа  $Re$  Рейнольдса, что, в принципе, очевидно: например, при концентрации ПТП 10 ppm при различных скоростях течения (1,0; 1,8 и 2,5 м/с, т.е. различных чисел Рейнольдса), эти коэффициенты соответственно равны  $C_1 \approx \{6,4; 4,5; 3,4\}$  и  $C_0 \approx \{-15; -9,5; -6,3\}$  и для трубы с внутренним диаметром 60 мм. Возможно, что ПТП, рассмотренные в этой работе, также относятся к добавкам *объемного* действия.

Следует отметить, что значения коэффициентов  $C_1$  и  $C_0$  были получены **не на основе** той или иной *полуэмпирической теории турбулентности* и не на основе *анализа параметров турбулентного потока*, а как результат простого *применения методов математической обработки* экспериментальных данных по итогам обработки на трубах относительно небольшой протяженности и относительно малых внутренних диаметрах – 26 мм, 60 мм и 100 мм. На данный факт обращал внимание и сам автор. Можно показать, что близкие аппроксимационные результаты можно получить с другими значениями коэффициентов  $C_1$  и  $C_0$ , уменьшая значение коэффициента  $C_1$  и увеличивая значение коэффициента  $C_0$ . Это замечание имеет принципиальное значение для дальнейшего развития теории, поскольку тезис о том, что коэффициент  $C_1$  зависит от концентрации  $\theta$  ПТП и от числа  $Re$  Рейнольдса, противоречит положению о том, что малые ПТП не изменяют структуру турбулентного течения вдали от стенок трубы или канала. Если принять,

что эти присадки относятся к типу присадок *поверхностного действия*, то они действуют лишь в относительно тонком слое вблизи жестких стенок и потому *изменяют взаимодействие турбулентного потока с этими стенками*. Поскольку значение коэффициента  $C_0$  непосредственно связано с константой  $k \approx 0,4$  Кармана (в теории турбулентности  $C_0 \approx 1/(\lg e \cdot k \cdot 2\sqrt{2}) \approx 2,0$ ), то в ядре течения он не может изменяться при введении ПТП такого типа, в то время как значения коэффициента  $C_1$  могут зависеть (и существенно зависят) от концентрации  $\theta$  такой присадки.

По принципиальному вопросу о том, изменяется ли константа Кармана при введении ПТП в поток жидкости, существуют различные мнения. По всей видимости, такое различие мнений связано с тем, что существуют добавки, как *поверхностного*, так и *объемного* действия. Добавки поверхностного действия изменяют турбулентность только в узком слое вблизи стенок трубы или канала. Область и механизм действия ПТП поверхностного и объемного типов приведен на Рисунке 1.1 и Рисунке 1.2 соответственно.

Так, например, академик Л.И. Седов и его ученики (прежде всего, В.А. Иоселевич, Н.Г. Васецкая и В.Н. Пилипенко) в работах [30-32, 129-130, 219-222, 251-255] привели подробное описание постановки и результатов исследований по построению градиента (распределения) осредненной по сечению турбулентного потока скорости перекачиваемой жидкости на примере воды с добавлением ПТП – полиакриламида с малой концентрацией. При этом использовался современный метод – метод ядерного магнитного резонанса. В результате измерений авторы пришли к заключению, что ПТП изменяет структуру турбулентного течения потока только в пристеночной области трубы, при этом не изменяет профиль скоростей в ядре (центральной части) потока. Отсюда следует факт сохранения неизменной константы  $k$  Кармана.

С другой стороны, в работах другой группы исследователей – Г.И. Баренблата, В.И. Калашникова, В.А. Городцова [10-12, 86-88, 133-136] – обрабатывали результаты стендовых и промышленных испытаний. Представленные результаты в координатах Прантля – Кармана ( $1/\lambda^{0,5}$  и  $\log Re\lambda^{0,5}$ ) давали изменение коэффициента, стоящего перед выражением  $\log Re\sqrt{\lambda}$  и, обычно,

равного  $1/(2\kappa\sqrt{2})$ , едва ли не в 4 раза. В гидродинамических терминах этот факт можно трактовать однозначно, как воздействие ПТП малой концентрации не только на «узкую пристеночную область течения с большими напряжениями сдвига», но и на всю турбулентность, включая ядро потока. Все противоречия были бы устранены, если «поделить» ПТП на присадки *поверхностного* и присадки *объемного* действия. Работы последних из перечисленных авторов [124-128] относятся к присадкам объемного действия.

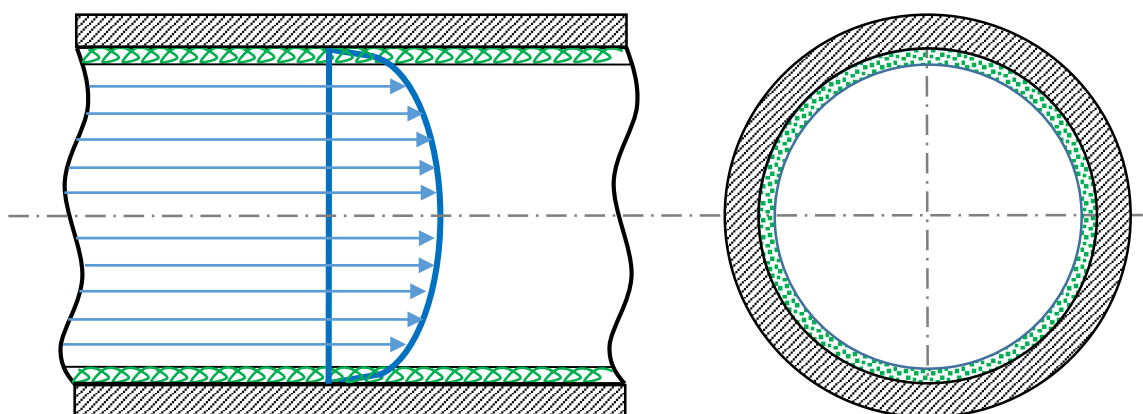


Рисунок 1.1 – Механизм действия ПТП поверхностного действия

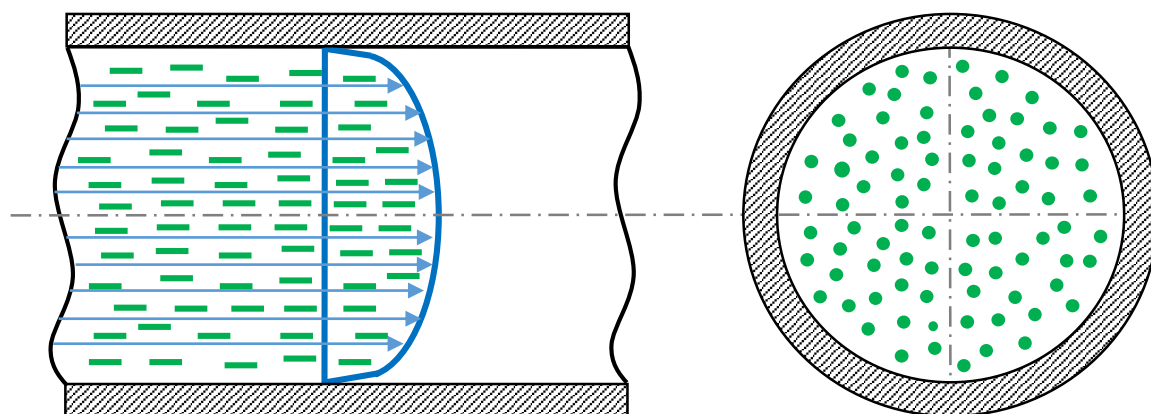


Рисунок 1.2 – Механизм действия ПТП объемного действия

По сути, порядок определения коэффициента (модуля)  $\lambda$  гидравлического сопротивления турбулентного течения вязкой жидкости при отсутствии и добавлении ПТП, сводится к определению гидравлической  $\mathcal{E}$  эффективности ПТП:



$$\Xi(\theta) = \frac{\lambda_0(0) - \lambda(\theta)}{\lambda_0(0)}, \quad (1.3)$$

где  $\theta$  – объемная концентрация ПТП;

$\lambda_0(0)$  – коэффициент гидравлического сопротивления без ПТП (т.е. при нулевой концентрации ПТП);

$\lambda(\theta)$  – коэффициент гидравлического сопротивления с ПТП.

Данное уравнение можно записать в другом виде

$$\lambda(\theta) = \lambda_0(0) \cdot [1 - \Xi(\theta)]. \quad (1.4)$$

Следует заметить, что во многих случаях такой способ дает результаты, *достаточно приемлемые для практики* (см., например, главу 4 диссертации).

В работах А.В. Черникина и В.А. Черникина [291-293] предлагается определять коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления следующим образом:

$$\lambda = 0,11 \cdot \left( \frac{\alpha + \varepsilon + X^{1,4}}{115X + 1 + Y} \right)^{0,25}, \quad (1.5)$$

где  $\alpha = 68/Re$ ;  $\varepsilon = \Delta/d$  – относительная шероховатость внутренней поверхности трубы;

$X = (28\alpha)^{10}$  и  $Y = A \cdot \theta^m \varepsilon^n$  – вспомогательные параметры, причем последний из них учитывает наличие ПТП в потоке жидкости;

$\theta$  – концентрация ПТП;  $A, m, n$  – некоторые константы.

Авторы отмечают, что константы  $A, m, n$  являются «уникальными» для каждой конкретной марки ПТП и должны определяться на основе математической обработки исходных данных, которые были получены полученных при опытной и реальной перекачке. Иными словами, формула, предложенная авторами, в известной мере носит сугубо *эмпирический* характер и содержит 4 варьируемых параметра. В статьях указанных авторов приведен обширный материал по данным

промышленных перекачек светлых нефтепродуктов с финской ПТП марки «Nessadd-447» на отечественных МНПП, имеющих различные диаметры.

В работах исследователей уфимской школы трубопроводного транспорта А.М. Нечваля и В.И. Муратовой [192-194] для расчета коэффициента  $\lambda_f$  гидравлического сопротивления использовалась эмпирическая формула:

$$\lambda_f = \frac{1,6364}{\left\{ \ln \left[ 1 + A_1(\theta) \cdot W_f \right] \right\}^2}, \quad W_f = \frac{Re_f}{Re_f \cdot 0,1 \cdot \Delta/d + 7}, \quad (1.6)$$

где  $A_1(\theta)$  – поправочный коэффициент, который зависит от концентрации  $\theta$  ПТП.

Авторы отмечали, что применение данной формулы позволяло определить значение коэффициента  $\lambda$  для зоны Блазиуса (гидравлически гладких труб) и зоны Альтшуля (смешанного трения) с погрешностью вычисления не более 4%.

В работах профессора В.В. Жолобова и его коллег [27, 83, 114, 115] рассматривается вопрос о влиянии параметров транспортируемого потока нефти на гидравлическую  $\mathcal{E}$  эффективность ПТП. Авторы, как и некоторые другие их коллеги, связывают гидравлическую эффективность ПТП (следовательно, и коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления) с параметрами перекачки нефти на участке трубопровода. Для этого авторы используют уравнение баланса напоров, в которое входят и напоры, создаваемые НПС, и разности геодезических отметок, соответственно, начала и конца трубопровода, и остаточный напор и т.д. Кроме того, авторы полагают, что гидравлическая эффективность ПТП зависит от касательного напряжения  $\tau_w$  на внутренней поверхности трубопровода, где как раз и сказывается действие присадок. При этом выдвигается тезис о том, что движущаяся жидкость с присадкой возле стенок трубопровода превращается в неньютоновскую среду с предельным напряжением сдвига.

Совершенно не возражая против справедливых утверждений авторов о том, что эффективность действия некоторых типов ПТП (прежде всего, высокомолекулярных полимеров) связана с воздействием на них касательных

напряжений, возникающих в потоке жидкости, предложенный подход все же трудно признать достаточно обоснованным в полной мере.

*Во-первых*, гидравлическое сопротивление жидкости в трубопроводе является локальной характеристикой турбулентного потока, поэтому оно никак не может зависеть от протяжности участка трубопровода, числа НПС и типа насосов, установленных на этих НПС. На коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления жидкости оказывают влияние только концентрация  $\theta$  ПТП, физико-химические характеристики жидкости (плотность, вязкость, их зависимость от температуры), гидравлический режим течения в трубе.

*Во-вторых*, даже если согласиться с положением о том, что на гидравлическую  $\mathcal{E}$  эффективность ПТП также влияют касательные напряжения на внутренней стенке трубы (для чего, необходимо отметить еще раз, имеются веские основания), то само значение  $\tau_w$  этого напряжения зависит от параметров жидкости, режима течения и концентрации ПТП. Вот почему вводить  $\tau_w$  в качестве независимого определяющего параметра для коэффициента  $\lambda$  не представляется автору методически оправданным.

Аналогичные соображения о неоправданности введения касательного напряжения  $\tau_w$  как *независимого определяющего параметра* зависимости коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления турбулентного течения ньютоновской вязкой нефти наравне с прочими параметрами, можно высказать и по отношению к таким предложениям, изложенным в уже упомянутой монографии [13], хотя сама монография, безусловно, представляет собой комплексное законченное исследование в области применения ПТП и, что вполне очевидно, должна использоваться студентами и специалистами.

В работах коллектива исследователей московской школы трубопроводного транспорта – И.Ф. Дяченко, И.И. Ерошкиной, В.И. Марона, А.А. Прохорова, А.Д. Прохорова, С.Н. Челинцева, Н.С. Челинцева [102, 110-113, 180-184, 243, 244] – вопрос о коэффициенте  $\lambda$  гидравлического сопротивления рассматривался на основе полуэмпирической теории Л. Прандтля [242, 279] для сдвиговых турбулентных течений. Применение этой теории в совокупности с некоторыми

эмпирическими дополнениями (значение одной из постоянных модели берется из опыта) для течения вязкой жидкости *без ПТП* позволяет, так же, как и альтернативная теория Теодора фон Кармана [367-371], получить универсальное уравнение сопротивления [156]

$$1/\sqrt{\lambda} = 0,884 \cdot \ln(\text{Re} \sqrt{\lambda}) - \alpha, \quad (1.7)$$

где  $\alpha \approx 0,8$  – опытная постоянная.

Предполагая, что ПТП не изменяет структуру турбулентного течения во всем поперечном сечении трубопровода, за исключением узкого пристеночного слоя (то есть неявно предполагая, что речь идет о ПТП *поверхностного действия*), авторы предложили модифицировать известное уравнение, заменив в этом уравнении константу  $\alpha$  с численным значением 0,8 некоторой функцией  $\bar{\alpha}$ :

$$\bar{\alpha}(\theta, \varepsilon) \approx -0,8 + 0,5 \cdot \ln \left( 1 + \frac{A\theta^{1,13}}{(1 + B\varepsilon)^n} \right), \quad (1.8)$$

где  $A$ ,  $B$ ,  $n$  – некоторые экспериментальные постоянные, что коррелируется с указанными выше работами [291-293], зависящие и устанавливаемые экспериментально для каждой ПТП отдельно; в указанных работах приведены значения этих коэффициентов для ПТП марок «Neccadd-447» и «Neccadd-547».

Анализируя указанные работы, следует отметить, что использованный в них подход выгодно отличается от чисто эмпирического, тем, что хотя и содержит опытные функции – коэффициенты, однако структура универсального уравнения сопротивления обосновывается полуэмпирической теорией турбулентности и строится на основе профиля осредненных скоростей течения. В то же время **не** доказано, что гидравлические характеристики режима течения жидкости не влияют на введенные коэффициенты  $A$ ,  $B$ ,  $n$ .

Среди работ, посвященных теории сдвиговой турбулентности в вязкой несжимаемой жидкости в трубах и плоских каналах, особо следует выделить

относящиеся к 1984 году и последующему периоду работы своего учителя и наставника, профессора М.В. Лурье и его учеников Н.А. Подобы и Н.А. Романовой, [167, 237, 250].

В этих работах предложен оригинальный способ модифицировать полуэмпирическую теорию сдвиговой турбулентности выдающегося немецкого гидромеханика Т. Кармана. Главное, что привнесли авторы этих работ в теорию сдвиговой турбулентности – то, что они придали теории Т. фон Кармана статус *феноменологической теории – т.е. фундаментальной теории, основанной на закономерностях, определяющих очевидную взаимосвязь между различными наблюдениями, но непосредственно из этой теории не следующих*. Основное уравнение данной теории (связь между касательным напряжением осредненного течения и скоростью сдвига) было распространено на всю область течения, вплоть до самых стенок. Выражение для турбулентной вязкости в модели Т. фон Кармана авторы этих работ предложили рассматривать как *феноменологическое (или реологическое)* уравнение турбулизованной среды.

Поскольку дифференциальное уравнение теории Т. фон Кармана для расчета профиля  $u = u(r)$  осредненных скоростей турбулентного потока имеет более высокий порядок, нежели известные уравнения Навье-Стокса для описания ламинарного течения жидкости, то для их решения требуется большее число краевых условий, чем в классическом случае. Поэтому авторы указанных работ выдвинули *дополнительное краевое условие*, которое учитывает взаимодействие движущегося турбулентного потока жидкости со стенками трубы. В дополнение к известному условию  $u_w = 0$  прилипания, которое в теории самого Т. фон Кармана не выполняется (он предложил считать, что  $du/dr \rightarrow \infty$  при  $r \rightarrow r_0$ , где  $r_0$  – координата стенки канала или радиус трубы), авторы, используя теорию размерностей, предложили краевое условие, связывающее наклон  $du/dr|_w$  профиля осредненных скоростей на стенке с касательным напряжением  $\tau_w$  на этой стенке, содержащее некоторый инвариантный коэффициент  $k_1$ , значение которого для турбулентных течений вязкой несжимаемой жидкости примерно равно 28.

Использование модифицированной теории Т. фон Кармана (т.е. теории с дополнительными краевыми условиями) позволило авторам получить в области гидравлически гладких труб *универсальное уравнение сопротивления* в виде

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{k} \cdot \left[ \ln \left( k k_1 \cdot \text{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \right) - 2,283 \right], \quad (1.9)$$

которое при  $k = 0,4$  и  $k_1 = 28$  переходит в известное и многократно подтвержденное многочисленными экспериментами уравнение

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 0,884 \cdot \ln(\text{Re} \sqrt{\lambda}) - 0,8. \quad (1.10)$$

В дальнейшем этот метод был распространен на шероховатые поверхности:

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{k} \cdot \left[ \ln \frac{\left( k k_1 \cdot \text{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \right)}{1 + a \varepsilon \text{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}}} - 2,283 \right], \quad (1.11)$$

где  $a \approx 0,31$  – константа (инвариантный коэффициент).

Использование данного уравнения позволяет определять коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления в виде функции от числа  $Re$  Рейнольдса и шероховатости  $\varepsilon$ , т.е.  $\lambda = \lambda(Re, \varepsilon)$ .

В принципе разделяя подход профессора М.В. Лурье и его учеников к проблеме расчета коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления в сдвиговых турбулентных течениях, изложенный в указанных выше работах, и видя в нем путь к обобщению этого подхода на случай турбулентных течений жидкости с ПТП, автор утверждает, что уравнение (1.11) для шероховатых поверхностей верно только для достаточно развитой турбулентности, т.е.  $Re \rightarrow \infty$ , и *не верные результаты* – в области «смешанного трения». Автор обосновал и предлагает *более правильное* уравнение, которое имеет вид:

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{k} \cdot \left[ \ln \frac{\left( \kappa k_1 \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \right)}{1 + f\left( \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \right)} - 2,283 \right]. \quad (1.12)$$

Здесь введена некоторая функция  $f\left(\varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}}\right)$  своего аргумента, причем  $f \approx 0$  до тех пор, пока  $0 \leq \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\lambda/8} \leq k_3$ , и  $f \approx k_2 \varepsilon (\operatorname{Re} \sqrt{\lambda/8} - k_3)$  при  $\varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\lambda/8} > k_3$ , где  $k_2$  и  $k_3$  постоянные модели (для турбулентных течений жидкости без ПТП  $k_2 \approx 0,31$  и  $k_3 \approx 4,8 \div 5,0$ ). Иными словами, до тех пор, пока  $0 \leq \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\lambda/8} \leq k_3$ , шероховатость внутренней поверхности трубопровода не сказывается на коэффициенте  $\lambda$  гидравлического сопротивления (т.е. область гидравлически гладких труб) и лишь при больших значениях произведения  $\varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}}$  начинает проявляться. Подробно это обоснование изложено в работах [62, 70, 72] и главе 2 настоящей диссертации.

Профессор М.В. Лурье в работе [159] предложил распространить универсальное уравнения сопротивления на случай использования ПТП. С этой целью им было предложено считать инвариантную константу  $k$  (равную 28 в случае отсутствия ПТП), функцией от концентрации  $\theta$  рассматриваемой ПТП. Иными словами, универсальное уравнение сопротивления было записано в виде

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{\kappa} \cdot \left[ \ln \frac{\left( \kappa \cdot k_1(\theta) \cdot \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \right)}{1 + a(\theta) \cdot \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}}} - 2,283 \right], \quad (1.13)$$

где  $k_1(\theta)$  и  $a(\theta)$  – некоторые инвариантные коэффициенты, определяемые для каждой ПТП экспериментальным путем.

В работе профессора М.В. Лурье [160] приведены значения коэффициента  $k(\theta)$  для некоторых марок ПТП в случае пренебрежения шероховатостью стенок трубы (Таблица 1.4).

Таблица 1.4 – Значения коэффициента  $k(\theta)$  для некоторых ПТП [160]

$\theta$ , ppm	ПТП марки «FLO XL»	ПТП марки «CDR-102»	ПТП марки «Neccadd-547»
5	115	-	-
10	230	-	-
15	340	-	-
20	250	60	-
25	500	-	-
30	500	100	-
40	-	140	5
50	-	190	-
60	-	250	75
70	-	280	-
80	-	340	-
90	-	380	-
100	-	-	150
180	-	-	340

Автор полагает, что такой способ определения коэффициента (модуля)  $\lambda$  гидравлического сопротивления при добавлении ПТП (в данном случае, ПТП поверхностного типа) в разной концентрации является более логичным, так как вызываемые за счет ПТП изменения в потоке жидкости локализуются в относительно узкой пристеночной области и могут быть учтены через краевые условия. Именно этот подход развивается далее в работе и используется для решения ряда технологических задач трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов [67, 69, 75].

Справедливости ради, необходимо отметить и критику предложенного подхода. Так, например, в уже упоминавшейся монографии [13] сказано о якобы арифметических противоречиях, имеющих в универсальном уравнении сопротивления. Однако никаких противоречия в указанном уравнении нет, так как



(что уже отмечалось выше) коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления – это локальная характеристика течения, зависящая от его безразмерных параметров, поэтому он никак не может зависеть от числа НПС, характеристик применяемых насосов и остаточного напора, причем как для жидкостей без ПТП, так и с ними.

Необходимо добавить, что многие авторы пытались разработать свой метод расчета коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления жидкости в турбулентном режиме на основе анализа и интерпретации тех изменений, которые происходят с профилем турбулентных скоростей при добавлении ПТП. Однако, как правило, большая часть таких работ сводилась к добавлению одного или нескольких дополнительных пристеночных слоев с различными свойствами, которые потом «склеивались» друг с другом и с логарифмическим профилем в ядре течений с помощью эмпирических констант. Сложно сказать, действительно ли такой подход «упрощает» расчет и повышает его точность, так как сама постановка вопроса о таких промежуточных слоях различная у тех или иных исследователей, равно как и принимаемые ими допущения. Перечислить все подобные работы не представляется возможности из-за их огромного числа, поэтому в качестве примера рассмотрим одну из последних таких работ [146].

Авторы этой работы конструируют пристеночный слой путем размещения между ламинарным подслоем и ядром течения дополнительного переходного слоя, проявляющего свойство «эластичности». Дефицит  $G/\rho$  ( $m^2/c^2$ ) касательного напряжения трения они полагают пропорциональным скорости сдвига  $G/\rho = \nu_{eff} du/dy$ , где  $\nu_{eff}$  – эффективная вязкость ( $m^2/c$ ), а  $du/dy$  – скорость сдвига ( $c^{-1}$ ). При этом делается предположение о виде эффективной вязкости  $\nu_{eff} = \alpha u h$ , где  $u$  – скорость,  $h$  – высота слоя (диаметр трубы), а  $\alpha$  – так называемый «фактор эластичности пристеночного слоя». Используя ранее примененный в работах [421-423] подход, авторы получают уравнение для построения профиля скоростей, после чего на его основе численно рассчитывают расход жидкости в зависимости от перепада давлений (или касательного напряжения на стенках трубы) и задаваемых значений  $\alpha$  фактора эластичности. Конечно, предложенная модель, как и многие другие, имеют право на существование, но важно отметить следующее:

- во-первых, в таких моделях отсутствуют какие-либо непосредственные доказательства существования в реальности такого «эластичного» слоя вблизи внутренней поверхности трубопровода (с существенными отличиями от других слоев, что было бы подтверждено и теорией, и экспериментами);
- во-вторых, неясна физическая природа фактора  $\alpha$  эластичности;
- в-третьих, значения этого фактора определяются не доказательным математическим аппаратом, а находятся через интерпретацию и сопоставление полученных по некоторой модели результатов.

Если эти и другие авторы считают, что более простая модель верна и по ней можно «верифицировать» полученные результаты, то возникает закономерный вопрос – а зачем «усложнять» теорию и использовать более сложные уравнения и более сложную модель с серией коэффициентов неясной природы? Напомним, что цель построения моделей и поиска решений, в конечном итоге, – это дать надежный, понятный и простой инструмент в руки специалистов проектных и эксплуатирующих организаций для текущего выполнения ими своих производственных задач.

### **Выводы по главе 1**

1. Проведен анализ научных работ в области теории турбулентности, истории появления полимеров, их применения, эволюции научных представлений об эффекте Томса при добавлении ПТП в поток транспортируемой жидкости, использовании ПТП в магистральных нефте- и нефтепродуктопроводах.

2. По итогам анализа способов определения коэффициента  $\lambda$  показано, что общепризнанного подхода к этому вопросу не существует, как не существует и единственно верной и общепризнанной теории турбулентного течения жидкости с ПТП, на базе которой можно было бы получить искомую формулу. Коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления жидкости является локальной характеристикой турбулентного потока, поэтому не зависит от геометрических параметров трубопровода или характеристик насосов на НПС. Коэффициент  $\lambda$  зависит от

концентрации  $\theta$  ПТП, физико-химических характеристик жидкости (плотность, вязкость, их зависимость от температуры), гидравлического режима течения.

3. Известная модель сдвиговой турбулентности Т. фон Кармана, представляющая собой фактически феноменологическую модель турбулентного течения жидкости (и дающая связь касательного напряжения между осредненными слоями течения и скоростью сдвига), является классической основой для исследования эффектов в турбулентных течениях жидкости с ПТП.

4. При решении универсального уравнения сопротивления (уравнения Т. фон Кармана) автор предлагает учитывать механизм действия присадок:

– для ПТП объемного действия – константу Кармана считать функцией концентрации присадки;

– для ПТП поверхностного действия – дополнить уравнение краевыми условиями взаимодействия со стенками движущегося турбулентного потока жидкости, в которую добавлена ПТП в определенной концентрации.

## **2 ТЕОРИЯ ДЛЯ РАСЧЕТА ГИДРАВЛИЧЕСКОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ ТУРБУЛЕНТНЫХ ТЕЧЕНИЙ ВЯЗКОЙ НЕСЖИМАЕМОЙ ЖИДКОСТИ В ТРУБОПРОВОДАХ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ПРОТИВОТУРБУЛЕНТНЫХ ПРИСАДОК И БЕЗ НИХ**

Рассматриваются теории и методы, лежащие в основе формул и алгоритмов расчета снижения гидравлического сопротивления в трубах, плоских и кольцевых каналах при турбулентном течении в них жидкостей, обработанных ПТП. Исследуются случаи таких течений в области так называемых «гидравлически гладких труб», т.е. при условии пренебрежения влиянием шероховатости стенок на коэффициент гидравлического сопротивления, а также с учетом такого влияния. Кратко излагается полуэмпирическая феноменологическая теория сдвиговых турбулентных течений, предложенная Теодором фон Карманом и модифицированная в дальнейшем (в том числе автором) для исследования турбулентных течений с ПТП.

### **2.1 Исследование феноменологической теории Т. фон Кармана течения жидкости в трубопроводе для определения величины коэффициента гидравлического сопротивления**

Эмпирическому методу нахождения коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления противостоит альтернативный метод его расчета. Этот метод основан **не** на обработке экспериментов потерь давления при течении жидкости со средней по сечению скоростью  $v$ , а на использовании той или иной гидродинамической теории, определяющей распределение  $u(r)$  скоростей жидкости по сечению трубы. В результате по известным параметрам течения получаем уравнение для расчета величины коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления.

Действительно, из уравнения баланса сил, действующих на жидкость при ее установившемся течении в трубопроводе, можно получить уравнение:

$$\frac{\pi d^2}{4} \cdot \Delta p = \pi d \cdot l \cdot \tau_w, \quad (2.1)$$

где  $\tau_w$  – касательное напряжение трения на внутренней поверхности стенки трубы;  
 $l$  – длина сегмента трубопровода.

Отсюда находим:

$$\frac{\Delta p}{l} = \frac{4}{d} \tau_w \quad \text{или} \quad \lambda \frac{1}{d} \cdot \frac{\rho v^2}{2} = \frac{4}{d} \tau_w. \quad (2.2)$$

Поскольку величина  $\sqrt{\tau_w/\rho}$  имеет размерность скорости, то ее обозначают  $u_*$  и называют динамической скоростью. Используя понятие динамической скорости, можно записать

$$u_*^2 = \frac{\lambda}{8} \cdot v^2 \quad \text{или} \quad \frac{u_*}{v} = \sqrt{\frac{\lambda}{8}}. \quad (2.3)$$

Таким образом, достаточно указать, как по известному значению  $u_*$  динамической скорости рассчитывается средняя по сечению скорость  $v$ , чтобы вычислить коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления этого течения.

*Ламинарное течение.* Покажем сначала, как это делается, на примере ламинарного течения. Поскольку в установившемся течении жидкости распределение  $\tau(r)$  напряжений по сечению трубы имеет линейный характер, то уравнение ламинарного течения жидкости можно записать в следующем виде:

$$\tau(r) = -\underbrace{\rho u_*^2}_{\tau_w} \cdot \frac{r}{r_0} \quad \text{или} \quad \frac{1}{\rho} \tau(r) = -u_*^2 \cdot \frac{r}{r_0} = \nu \frac{du}{dr}, \quad (2.4)$$

где  $\nu$  – кинематическая вязкость жидкости, при этом  $du/dr \leq 0$ .

После решения данного уравнения получаем:

$$u(r) = -\frac{u_*^2}{\nu} \cdot \int_{r_0}^r r dr + C = -\frac{u_*^2 r_0}{2\nu} \cdot \left(\frac{r}{r_0}\right)^2 + C,$$

где  $C$  – постоянная интегрирования.

Чтобы ее определить, учитываем так называемое «условие прилипания», т.е. граничное условие, при котором принимаем равной нулю скорость течения жидкости у внутренней поверхности стенки трубы. Тогда по сечению трубы искомое распределение скоростей жидкости выглядит следующим образом:

$$\begin{cases} u(r) = -\frac{u_*^2 r_0}{2\nu} \cdot \left(\frac{r}{r_0}\right)^2 + C, \\ 0 = -\frac{u_*^2 r_0}{2\nu} + C \end{cases} \Rightarrow u(r) = \frac{u_*^2 r_0}{2\nu} \left[ 1 - \left(\frac{r}{r_0}\right)^2 \right].$$

По найденному распределению скорости можно найти расход жидкости и, следовательно, среднюю по сечению скорость  $v$  жидкости в трубе:

$$Q = \frac{\pi d^2}{4} \cdot v = \int_0^{r_0} 2\pi r u(r) dr = \frac{\pi d \cdot u_*^2 r_0}{2\nu} \cdot \int_0^{r_0} \left[ 1 - \left(\frac{r}{r_0}\right)^2 \right] \frac{r}{r_0} dr \quad (2.5)$$

или

$$\frac{v}{u_*} = \frac{u_* d}{8\nu} \Rightarrow \frac{u_*}{v} = \frac{v}{u_*} \cdot \frac{8\nu}{vd}.$$

Заменяя, согласно (2.3),  $u_*/v$  на  $\sqrt{\lambda/8}$  и, отметив, что комбинация  $ud/\nu$  есть не что иное, как число  $Re$  Рейнольдса, получим уравнение для коэффициента  $\lambda$ :

$$\sqrt{\frac{\lambda}{8}} = 8 \cdot \frac{1}{\sqrt{\lambda}} \cdot \frac{1}{Re}. \quad (2.6)$$

Разрешая это уравнение, получаем известную формулу Стокса:

$$\lambda = \frac{64}{\text{Re}}.$$

Таким образом, если при известном значении  $u_*$  динамической скорости (т.е. при известном градиенте давлений в трубопроводе) вычислить расход жидкости (т.е. среднюю скорость ее течения), то тем самым, согласно (2.3) будет найден коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления.

Используем этот же прием для определения коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления при течении жидкости в трубе в турбулентном режиме, для чего возьмем за основу классическое уравнение феноменологической теории Т. фон Кармана для квазистационарного движения жидкости [156]: касательное напряжение  $\tau(r)$  между слоями осредненного течения жидкости удовлетворяет уравнению, внешне похожему на уравнение (2.4):

$$\frac{1}{\rho} \tau(r) = -u_*^2 \cdot \frac{r}{r_0} = \nu_T \frac{du}{dr}. \quad (2.7)$$

Однако, особенностью данного уравнения является то, что в нем используется «турбулентная» вязкость  $\nu_T$  жидкости вместо «обычной» вязкости. Ее отличием является тот факт, что «турбулентная»  $\nu_T$  вязкость зависит от степени развитости турбулентного режима, является не постоянной величиной как «обычная» вязкость. Именно Т. фон Карман предложил совершенно революционную для того времени идею, что турбулентную  $\nu_T$  вязкость необходимо считать с учетом ее зависимости от первых двух производных от профиля осредненных скоростей по потоку (т.е.  $u' = du/dr$  и  $u'' = d^2u/dr^2$ ). Т.е. турбулентная  $\nu_T$  вязкость жидкости является функцией  $\nu_T = \nu \cdot \Phi(\nu, u', u'')$ , где  $\Phi$  – это безразмерная функция от своих же аргументов. Используя предложенную Л. Прандтлем «длину пути перемешивания» [151, 242], Карман предложил отношение данных двух производных  $u'/u''$  считать этой «длиной». Так как при решении уравнения получаются три безразмерные величины (т.е.  $\nu, u', u''$ ), то в соответствии с теорией

размерности физических величин, из них можно получить единственную безразмерную комбинацию вида  $(u')^3 / \nu(u'')^2$ . Тогда предложенную Т. фон Карманом идею можно представить, как:

$$\nu_T = \nu \cdot \Phi\left(\frac{u'^3}{\nu \cdot u''^2}\right). \quad (2.8)$$

Далее примем во внимание известный факт, подтвержденный множеством экспериментов, что при движении жидкости в развитом турбулентном режиме ее молекулярная  $\nu$  вязкость оказывает влияние только в очень узкой пристеночной области и практически не оказывает в центральной части потока (или оказывает крайне малое влияние, на порядки меньшее, чем в пристеночной области). Тогда безразмерная функция  $\Phi$  может быть только линейной по своему аргументу, а, следовательно, турбулентную вязкость  $\nu_T$  можно определять без учета молекулярной вязкости  $\nu$  следующей зависимостью:

$$\nu_T = k^2 \cdot \frac{|u'^3|}{u''^2} \quad \text{или} \quad \frac{\nu_T u''^2}{|u'^3|} = k^2, \quad (2.9)$$

где  $k \approx 0,4$  – константа Кармана, величина которой определена множеством экспериментов [143, 150, 151].

Сам факт, что комбинация размерных переменных для множества самых различных сдвиговых течений оказывается постоянной величиной, свидетельствует о справедливости избранного подхода [167]. С учетом (2.9) основному расчетному уравнению (2.7) можно придать следующий вид:

$$k^2 \frac{|u'^3|}{u''^2} \frac{du}{dr} = -u_*^2 \cdot \frac{r}{r_0}. \quad (2.10)$$



Это уравнение представляет так называемую полуэмпирическую модель Т. Кармана для турбулентного течения несжимаемой вязкой жидкости в круглой трубе. Фактически выражение (2.9) для турбулентной вязкости сдвигового турбулентного течения можно рассматривать как реологическую модель турбулизованной среды, а модель Т. Кармана, основанную на этой реологии, – как феноменологическую модель турбулентности.

Уравнение (2.10) может быть проинтегрировано в области  $0 \leq r \leq r_0$  трубопровода, причем  $u'(r) \leq 0$  (скорость монотонно убывает от максимального значения в центре  $r = 0$  трубы) и  $u''(r) \leq 0$  (поскольку профиль скоростей имеет выпуклость вверх). Имеем:

$$k^2 \frac{u'^4}{u''^2} = u_*^2 \cdot \frac{r}{r_0} \Rightarrow k \frac{u'^2}{u''} = -u_* \cdot \sqrt{\frac{r}{r_0}} \Rightarrow \frac{u''}{u'^2} = -\frac{k}{u_*} \cdot \sqrt{\frac{r_0}{r}}$$

и далее

$$-\frac{d}{dr} \left( \frac{1}{u'} \right) = -\frac{k}{u_*} \cdot \sqrt{\frac{r_0}{r}} \Rightarrow \frac{1}{u'} = \frac{2k \cdot r_0}{u_*} \cdot \sqrt{\frac{r}{r_0}} - C \Rightarrow \frac{du}{d(r/r_0)} = \frac{u_*}{2k} \cdot \frac{1}{\sqrt{r/r_0} - C_2}, \quad (2.11)$$

где постоянная интегрирования  $C_2 = C \cdot u_* / 2k$ .

Выполняя второе интегрирование, находим распределение скоростей по радиусу трубы:

$$u(r) = \frac{u_*}{k} \left[ \sqrt{\frac{r}{r_0}} + C_1 + C_2 \cdot \ln \left| C_2 - \sqrt{\frac{r}{r_0}} \right| \right], \quad (2.12)$$

где  $C_1$  – вторая постоянная интегрирования.

Таким образом, профиль осредненных скоростей по потоку движущейся в трубе жидкости найден. Для определения постоянных интегрирования необходимо учесть условия взаимодействия со стенками трубы потока движущейся в трубе в турбулентном режиме жидкости. Автор модели Т. фон Карман считал, что наклон

$u'$  профиля осредненных скоростей при подходе к внутренней поверхности трубопровода должен обращаться в бесконечность, т.е.  $u' \rightarrow \infty$ . Тогда для профиля осредненных скоростей получались результаты, блестяще совпадающие с экспериментами. Однако при этом не выполнялось условие «прилипания», т.е.  $u' \rightarrow 0$  при  $r \rightarrow r_0$ .

В работах М.В. Лурье и Н.А. Подобы [160, 167, 237] был предложен способ, как, удовлетворяя условию «прилипания», сохранить все достоинства модели Т. фон Кармана. Примем, что в уравнении (2.12)  $u' = 0$  при  $r = r_0$ . Для этого необходимо принять  $C_1 = -C_2 \cdot \ln|C_2 - 1|$ , тогда распределение скоростей имеет вид:

$$u(r) = \frac{u_*}{k} \left[ \sqrt{\frac{r}{r_0}} - 1 + C_2 \cdot \ln \left| \frac{C_2 - \sqrt{\frac{r}{r_0}}}{C_2 - 1} \right| \right]. \quad (2.13)$$

В теории Т. фон Кармана отсутствовало второе условие взаимодействия со стенкой трубы турбулентного потока перекачиваемой жидкости, которое указанными авторами было обосновано следующим образом: так как вблизи внутренней поверхности стенки трубы должна сказываться молекулярная вязкость  $\nu$  жидкости, то второе условие должно связывать эту вязкость со следующими параметрами течения:

- $u'_w = \left. \frac{du}{dr} \right|_{r=r_0}$  – наклон профиля скоростей на стенках трубы, ( $c^{-1}$ );
- $u''_w = \left. \frac{d^2u}{dr^2} \right|_{r=r_0}$  – кривизна профиля на стенках трубы, ( $m^{-1}c^{-1}$ );
- $\nu$  – молекулярная вязкость жидкости, ( $m^2/c$ );
- $\Delta$  – шероховатость внутренней поверхности трубопровода, ( $m$ ).

В числе этих параметров только два размерно-независимы, поэтому, снова принимая во внимание теорию размерности физических величин, связь между

ними должна содержать два безразмерных параметра:  $|u'_w|^3 / (\nu \cdot u_w''^2)$  и  $\Delta \cdot u_w'^2 / (\nu \cdot |u_w''|)$ , т.е. это условие для внутренней поверхности трубы должно иметь вид:

$$\frac{|u'_w|^3}{\nu \cdot u_w''^2} = \Phi \left( \frac{\Delta \cdot u_w'^2}{\nu \cdot |u_w''|} \right).$$

Если к тому же учесть, что из основного уравнения (2.10) модели Т. фон Кармана следует, что при  $r = r_0$  отношение  $(u')^2 / |u''|$  становится равным  $u_* / k$ , то данное условие можно записать в виде

$$\nu \cdot u'_w = -\Phi_1 \left( \frac{\Delta \cdot u_*}{\nu} \right) \cdot u_*^2,$$

где  $\Phi_1$  – некоторая безразмерная функция своего безразмерного аргумента.

Для режимов работы трубопровода, в которых можно пренебречь шероховатостью, т.е. в области «гидравлически гладких труб», величину  $\Phi_1(0)$  можно обозначить  $k_1$ , поэтому условие для внутренней поверхности трубы при режиме течения в области «гидравлически гладких труб» имеет вид:

$$\nu \cdot u'_w = -k_1 \cdot u_*^2. \quad (2.14)$$

При этом следует отметить, что константа  $k_1$  инвариантна (неизменна, постоянна) по отношению к режимам течения, т.е. она не зависит, например, от числа Рейнольдса и описывает только характеристики взаимодействия со стенками трубы потока перекачиваемой жидкости. Для режимов трубопровода, в которых нельзя пренебречь ее шероховатостью, функцию  $\Phi_1$  можно представить в виде:

$$\Phi_1 \left( \frac{\Delta \cdot u_*}{\nu} \right) = \frac{k_1}{1 + f \left( \frac{\Delta \cdot u_*}{\nu} \right)} \cdot u_*^2,$$

где  $f(\Delta \cdot u_* / \nu)$  – это функция, учитывающая влияние шероховатости этой поверхности, и записать данное условие следующим образом:

$$\nu \cdot u'_w = - \frac{k_1}{1 + f\left(\frac{\Delta \cdot u_*}{\nu}\right)} \cdot u_*^2. \quad (2.15)$$

Таким образом, условия (2.14) для гладких труб или (2.15) для шероховатых труб служат дополнительными краевыми условиями, которые следует выставить для описания турбулентного течения с помощью модели Т. Кармана.

*Профиль средних скоростей.* Согласно (2.13), имеем:

$$u(r) = \frac{u_*}{k} \left[ \sqrt{\frac{r}{r_0}} - 1 + C_2 \cdot \ln \left| \frac{C_2 - \sqrt{\frac{r}{r_0}}}{C_2 - 1} \right| \right].$$

Вычисляя производную  $u'_w$  при  $r = r_0$  и учитывая уравнение (2.15), находим постоянную  $C_2$  интегрирования:

$$C_2 = 1 + \frac{1 + f(\Delta \cdot u_* / \nu)}{k \cdot k_1 \cdot u_* d / \nu}. \quad (2.16)$$

Если ввести безразмерные параметры

$$\frac{u_* d}{\nu} \equiv \frac{u_*}{\nu} \cdot \frac{\nu d}{\nu} = \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \cdot \text{Re} \quad \text{и} \quad \frac{\Delta \cdot u_*}{\nu} \equiv \frac{\Delta}{d} \cdot \frac{u_*}{\nu} \cdot \frac{\nu \cdot d}{\nu} = \varepsilon \text{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}},$$

где  $\varepsilon$  – относительная шероховатость внутренней поверхности стенки трубы (как известно,  $\varepsilon = \Delta/d$ ), тогда постоянная  $C_2$  интегрирования находится как [160]:

$$C_2 = 1 + \frac{1 + f(\varepsilon \text{Re} \sqrt{\lambda/8})}{k \cdot k_1 \cdot \text{Re} \sqrt{\lambda/8}}. \quad (2.17)$$

Формула (2.13) с выражениями постоянной  $C_2$  интегрирования в виде (2.16) или (2.17) дает распределение скоростей осредненного турбулентного течения несжимаемой вязкой жидкости в круглой трубе, причем природа и физический смысл входящих в нее слагаемых становится более ясной, чем в случае аппроксимационных эмпирических формул.

Таким образом, кинематическая структура распределения скоростей  $u(r)$  течения может быть рассчитана по известному градиенту давления – т.е. известной величине динамической  $u_*$  скорости.

## 2.2 Применение универсального уравнения сопротивления для турбулентного течения несжимаемой вязкой жидкости

Итак, вернемся к уравнению (2.13) распределения осредненных скоростей в турбулентном потоке жидкости, движущейся в круглой трубе:

$$u(r) = \frac{u_*}{k} \left[ \sqrt{\frac{r}{r_0}} - 1 + C_2 \cdot \ln \left| \frac{C_2 - \sqrt{\frac{r}{r_0}}}{C_2 - 1} \right| \right].$$

Выражая динамическую  $u_*$  скорость через коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления (см. выше), можно получить соответствующее уравнение. Для этого, как и в случае ламинарного течения (2.5), необходимо вычислить расход жидкости в трубе (по сути, среднюю скорость  $v$  течения жидкости), которая связана с динамической скоростью равенством  $u_*/v = \sqrt{\lambda/8}$ . Итак, имеем:

$$v = \frac{Q}{\pi \cdot r_0^2} = \frac{1}{\pi \cdot r_0^2} \int_0^{r_0} 2\pi r \cdot u(r) dr = \frac{2u_*}{r_0^2 k} \int_0^{r_0} \left( \sqrt{\frac{r}{r_0}} - 1 + C_2 \cdot \ln \left| \frac{C_2 - \sqrt{\frac{r}{r_0}}}{C_2 - 1} \right| \right) \cdot r dr$$

или

$$\begin{cases} \sqrt{\frac{8}{\lambda}} = 2 \cdot \int_0^1 \left( \sqrt{\xi} - 1 + C_2 \cdot \ln \frac{C_2 - \sqrt{\xi}}{C_2 - 1} \right) \cdot \xi d\xi, \\ C_2 = 1 + \frac{1 + f(\varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\lambda/8})}{k \cdot k_1 \cdot \operatorname{Re} \sqrt{\lambda/8}}. \end{cases} \quad (2.18)$$

Интеграл в (2.18) вычисляется в конечном виде, в результате чего получается уравнение для коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления, как функции числа  $Re$  Рейнольдса и относительной  $\varepsilon$  эквивалентной шероховатости:

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{k} \left[ \ln \frac{k \cdot k_1 \cdot \operatorname{Re} \sqrt{\lambda/8}}{1 + f(\varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\lambda/8})} - 2,283 \right]. \quad (2.19)$$

В работе [160] было показано, если следовать теории Т. фон Кармана и принять первую инвариантную (т.е. не зависящую от конкретного турбулентного течения) константу  $k$  равной 0,4, а вторую инвариантную константу  $k_1$  принять равной 28, то уравнение (2.19) переходит в известное уравнение:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 0,884 \cdot \ln \frac{\operatorname{Re} \sqrt{\lambda}}{1 + f(\varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\lambda/8})} - 0,8. \quad (2.20)$$

В случае режима в области «гидравлически гладких труб», т.е.  $f \equiv 0$ , уравнение (2.20) переходит в известное, многократно проверенное в классических экспериментах [143, 156, 160, 167, 279], универсальное уравнение сопротивления:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 0,884 \cdot \ln(\operatorname{Re} \sqrt{\lambda}) - 0,8, \quad (2.21)$$

решение которого можно аппроксимировать широко известной формулой  $\lambda = 0,3164/Re^{0,25}$  Блазиуса.

В случае движения жидкости в области «шероховатых труб», т.е. когда  $f \neq 0$ , в работе [160] предложено использовать функцию  $f(\varepsilon, Re, \lambda)$  для учета шероховатости; при этом записать ее в слеующем виде:

$$f(\varepsilon Re \sqrt{\lambda/8}) = 0,11 \cdot \varepsilon Re \sqrt{\lambda}. \quad (2.22)$$

Уравнение (2.20) универсального закона сопротивления с функцией вида (2.22) дает весьма хорошее совпадение с экспериментами при больших значениях относительной  $\varepsilon$  шероховатости, однако при малых и средних значениях  $\varepsilon$  шероховатости слабо соответствуют экспериментам, поэтому автором проведены дополнительные исследования [71-73, 76] и предложено новое адекватное выражение для функции  $f(\varepsilon, Re, \lambda)$ , что изложено в следующем подразделе.

### 2.3 Исследование влияния шероховатости внутренней поверхности трубы на величину изменения коэффициента гидравлического сопротивления

Итак, вернемся к уравнению (2.20), которое можно получить, если принять первую инвариантную константу  $k$  равной 0,4, а вторую константу  $k_1$  равной 28:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 0,884 \cdot \ln \frac{Re \sqrt{\lambda}}{1 + f(\varepsilon Re \sqrt{\lambda/8})} - 0,8.$$

Используя функцию  $f(\varepsilon, Re, \lambda)$  с учетом шероховатости стенок внутренней поверхности трубы находим следующее уравнение:

$$f(\varepsilon Re \sqrt{\lambda/8}) = Re \sqrt{\lambda} \cdot \exp\left(-\frac{1 + 0,8\sqrt{\lambda}}{0,884 \cdot \sqrt{\lambda}}\right) - 1. \quad (2.23)$$

Для решения данного уравнения обратимся к «классическим» графикам (Рисунок 2.1), полученным И. Никурадзе [389], и широко описанными во многих

фундаментальных работах по гидравлике и теории турбулентности [5, 279]. Для чего «снимем» с графиков И. Никурадзе значения коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления, относительной  $\varepsilon$  эквивалентной шероховатости (при этом  $2\varepsilon = \Delta/r_0$ ) и числа  $Re$  Рейнольдса (Таблица 2.1).

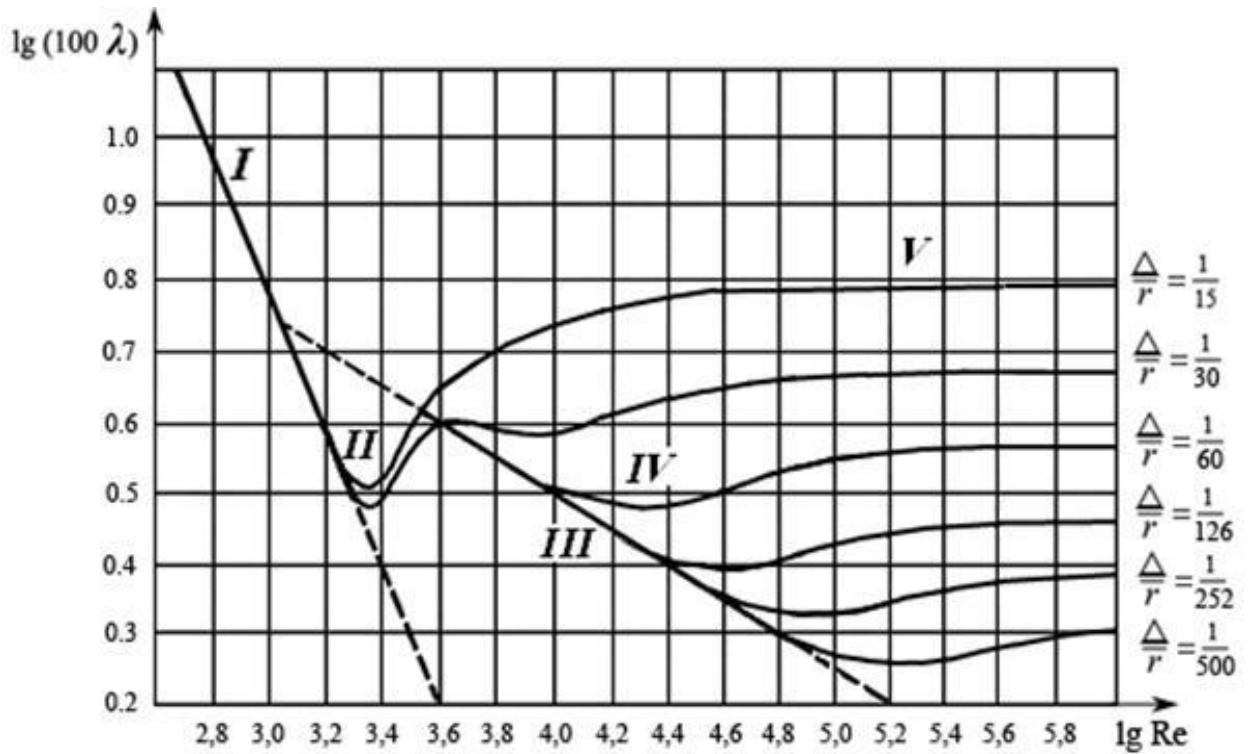


Рисунок 2.1 – Графики И. Никурадзе: зависимость коэффициента  $\lambda$  от числа  $Re$  Рейнольдса при некоторых значениях относительной  $\varepsilon$  шероховатости [389]

Используя приведенные в данной таблице для числа  $Re$  Рейнольдса значения относительной  $\varepsilon$  шероховатости стенок трубы и коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления, вычислим аргумент, который представим как искомую зависимость  $X \equiv \varepsilon Re \sqrt{\lambda/8}$  [62, 70]. После чего, используя формулу (2.23) построим функцию  $Y = f(X)$ , в результате чего получим множество значений  $X$  и  $Y$  (Рисунок 2.2), которые, при необходимости, можно аппроксимировать для получения «сглаженных» значений (Рисунок 2.3).



Таблица 2.1 – Значения коэффициента  $\lambda$  ( $Re$ ,  $\varepsilon$ ) гидравлического сопротивления, полученные на основе графиков И. Никурадзе [62]

Число $Re$ Рейнольдса	Коэффициент $\lambda$ ( $Re$ , $\varepsilon$ ) гидравлического сопротивления				
	$\varepsilon = 1/61,2$	$\varepsilon = 1/120$	$\varepsilon = 1/252$	$\varepsilon = 1/504$	$\varepsilon = 1/1014$
3 980	0,0398	0,0398	0,0398	0,0398	0,0398
6 310	0,0380	0,0355	0,0355	0,0355	0,0355
10 000	0,0398	0,0316	0,0316	0,0316	0,0316
15 850	0,0407	0,0302	0,0282	0,0282	0,0282
25 120	0,0437	0,0309	0,0263	0,0251	0,0251
39 810	0,0447	0,0339	0,0251	0,0229	0,0224
63 100	0,0501	0,0347	0,0253	0,0214	0,0200
100 000	0,0631	0,0355	0,0269	0,0209	0,0186
158 500	0,0631	0,0355	0,0282	0,0224	0,0182

Для приближенного расчета значений искомой функции  $Y = f(X)$ , где  $X = \varepsilon Re \sqrt{\lambda/8}$ , с учетом шероховатости стенок внутренней поверхности трубы можно применить так называемую «кусочно-линейную аппроксимацию» (т.е. заменить нелинейную зависимость на линейную с конечным количеством участков). Из Рисунков 2.2 и 2.3 видно, что значения этой функции при  $0 \leq X \leq 4,9$  достаточно малы (в диапазоне меньше 1), и только при значении  $X > 4,9$  значение функции существенно растет; ее аппроксимация представлена на Рисунке 2.4. Так как значения функции  $Y = f(X)$  при значении  $X \leq 4,9$  практически равны нулю (находятся в диапазоне значений существенно меньше 1), то в данной области значения функции практически не зависят от относительной  $\varepsilon$  шероховатости стенки трубы. Таким образом, область функции  $Y = f(X)$ , где  $x = \varepsilon Re \sqrt{\lambda/8}$ , можно идентифицировать как область «гидравлически гладких труб», в которой коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления определяется по формуле Блазиуса  $\lambda = 0,3164/Re^{0,25}$  и зависит от числа Рейнольдса.

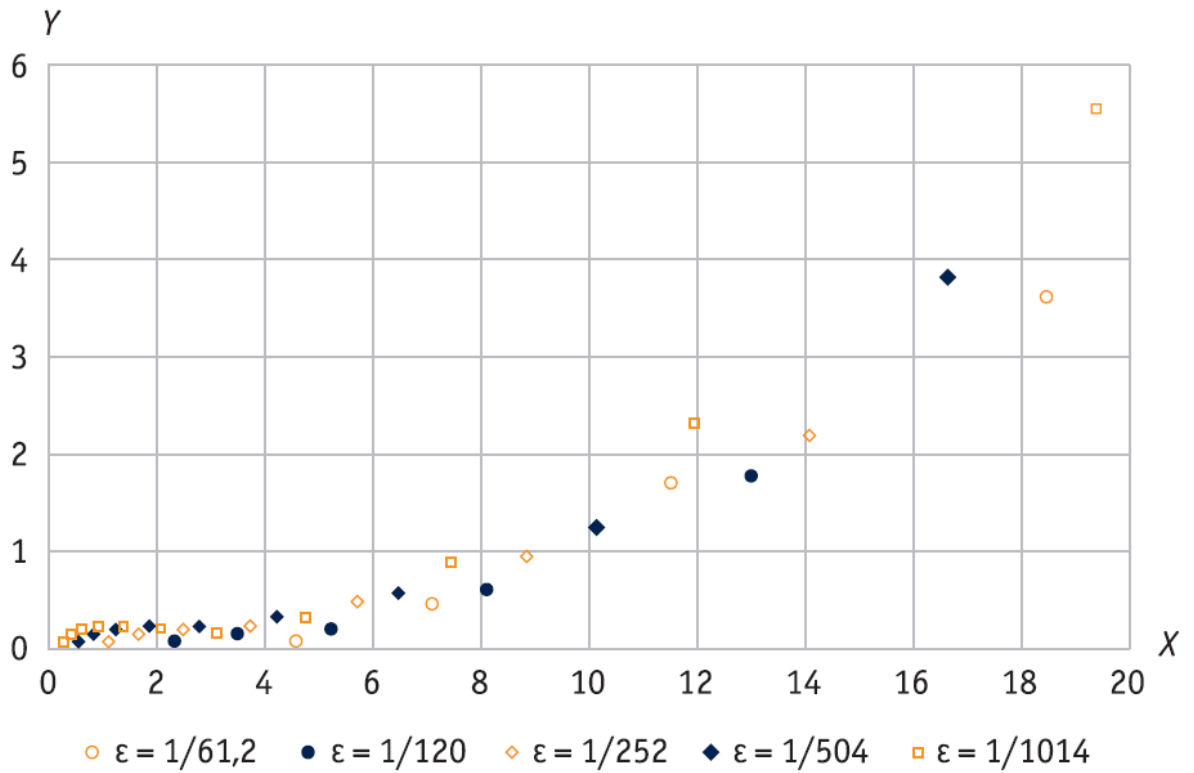


Рисунок 2.2 – Значения функции  $f(X)$  от  $X = \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\lambda/8}$  по результатам обработки экспериментов И. Никурадзе [70]

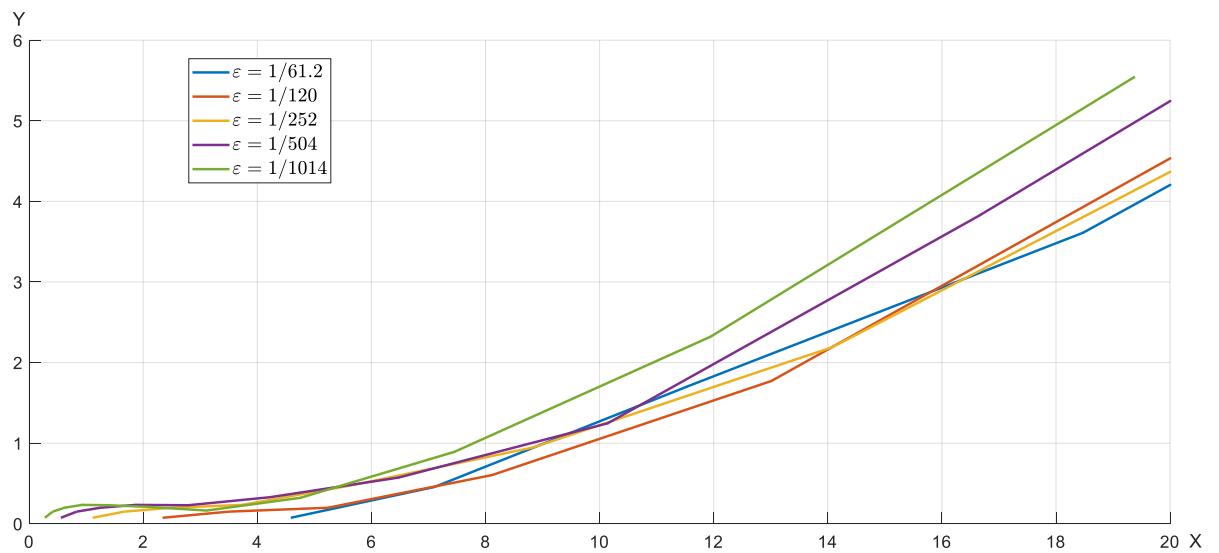


Рисунок 2.3 – «Сглаженные» значения функции  $f(X)$  от  $X = \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\lambda/8}$  по результатам обработки экспериментов И. Никурадзе

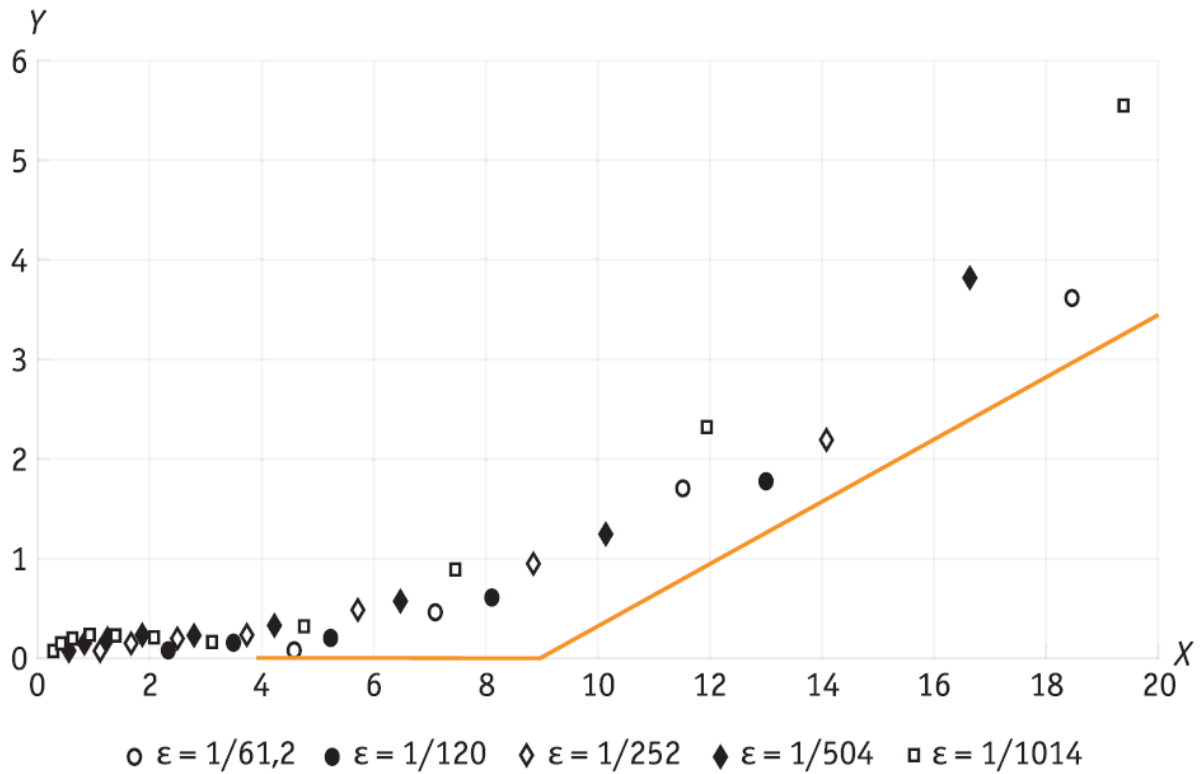


Рисунок 2.4 – Кусочно-линейная аппроксимация функции  $Y = f(X)$ , где  $x = \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\lambda/8}$ , по результатам обработки графиков И. Никурадзе [62]

Если же значения функции  $Y = f(X)$  существенно больше нуля (находятся в диапазоне значений от 0,5 и выше), то начинает проявляться влияние относительной  $\varepsilon$  шероховатости стенки трубы. В таком случае коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления зависит от относительной  $\varepsilon$  шероховатости и числа  $Re$  Рейнольдса. Тогда для его нахождения необходимо, используя уравнение (2.20), также применить «кусочно-линейную» аппроксимацию [72, 73]:

$$Y = f(X) = \begin{cases} \approx 0, & \text{если } \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \leq 4,9; \\ 0,31 \cdot \left( \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} - 4,9 \right), & \text{если } \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} > 4,9 \end{cases}$$

ИЛИ

$$f\left(\underbrace{\varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}}}_x\right) = \begin{cases} \approx 0, & \text{если } \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \leq 4,9; \\ 0,31 \cdot \left( \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} - 4,9 \right), & \text{если } \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} > 4,9. \end{cases} \quad (2.24)$$

Возможные решения искомого уравнения, в котором функция  $f(\varepsilon, Re, \lambda)$  представлена в уравнении (2.24), удобно показать в тех же координатных осях, которые были предложены И. Никурадзе (Рисунок 2.1), при различных значениях относительной  $\varepsilon$  шероховатости стенки (Рисунок 2.5) [62].

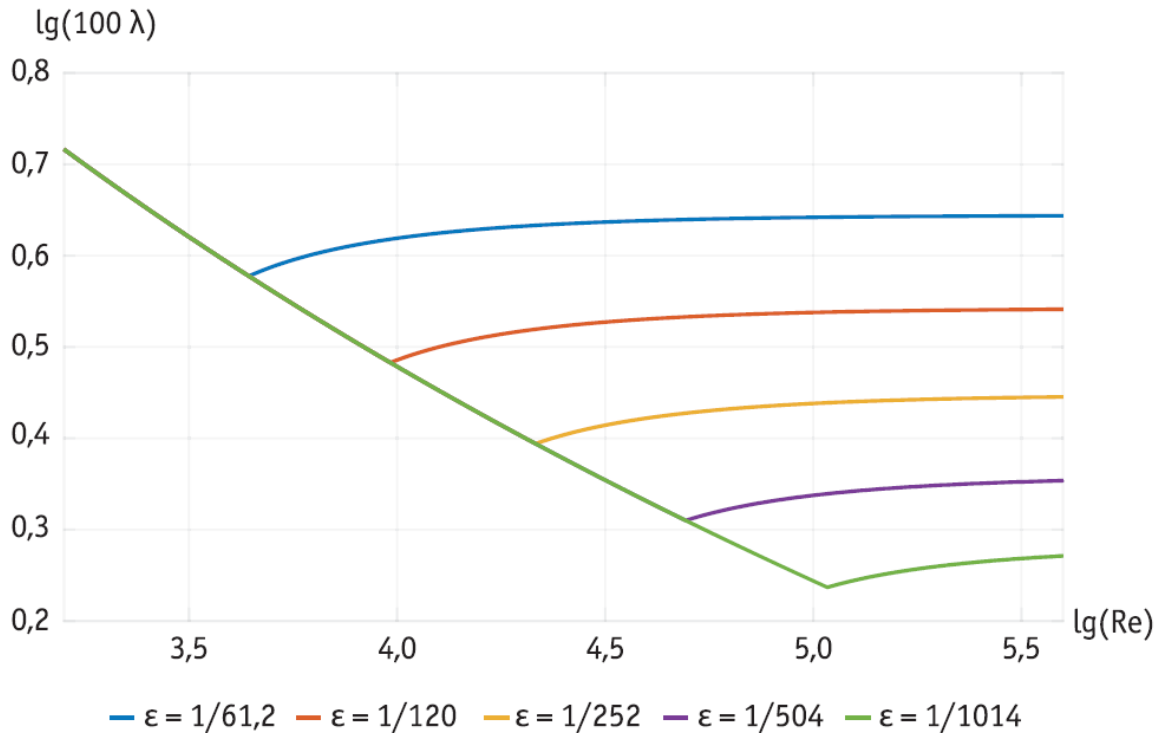


Рисунок 2.5 – Зависимости коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления и числа  $Re$  Рейнольдса, построенные на основе уравнения (2.20) с функцией (2.24)

На основе анализа данных зависимостей (Рисунок 2.5) отметим, что для каждого из рассмотренных значений шероховатости  $\varepsilon$  стенки внутренней поверхности трубы существуют такие значения числа  $Re$  Рейнольдса, при которых отсутствует или присутствует необходимость учитывать влияние шероховатости для расчета численного значения коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления.

Поясним данный вывод. При малых значениях числа  $Re$  Рейнольдса коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления находится по формуле Блазиуса, соответствующей зоне «гидравлически гладких труб», а численные значения коэффициента  $\lambda$  зависят от конкретной трубы и шероховатости  $\varepsilon$  поверхности ее внутренней стенки. По мере роста числа  $Re$  Рейнольдса коэффициент  $\lambda$

гидравлического сопротивления плавно «смещается» в зону «смешанного трения», при этом на него начинает оказывать влияние шероховатость  $\varepsilon$  внутренней поверхности стенки трубы. При дальнейшем росте числа  $Re$  Рейнольдса коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления достигает зоны «квадратичного трения», когда на величину коэффициента  $\lambda$  гидравлического влияет только шероховатость  $\varepsilon$  внутренней стенки трубы. При значительном росте числа  $Re$  Рейнольдса, т.е. при  $Re \rightarrow \infty$ , значение  $x = \varepsilon Re \sqrt{\lambda/8} \gg 14$ , поэтому происходит достижение предела для:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 0,884 \cdot \ln \frac{1}{0,11 \cdot \varepsilon} - 0,8,$$

т.е. в данном диапазоне коэффициент  $\lambda$  больше не зависит от числа Рейнольдса.

*Формулы для аппроксимации коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления.* Уравнение (2.20) дает неявное выражение  $\lambda (Re, \varepsilon)$  коэффициента гидравлического сопротивления. Чтобы получить явные выражения необходимо принять ту или иную формулу аппроксимации.

Рассмотрим сначала область «гидравлически гладких труб». Если принять  $\lg(100\lambda) \approx 0,48$  при  $\lg(Re) = 4$  ( $Re = 10\ 000$ ) и  $\lg(100\lambda) \approx 0,24$  при  $\lg(Re) = 5$  ( $Re = 100\ 000$ ) и также аппроксимировать участок гидравлически гладкого трения прямой линией с уравнением  $\lg(100\lambda) - 0,49 = \frac{0,24 - 0,49}{5 - 4} \cdot (\lg Re - 4)$ , то для коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления получим выражение:

$$100 \cdot \lambda = 10^{1,49} \cdot \sqrt[4]{Re} \Rightarrow \lambda \approx \frac{10^{-0,51}}{\sqrt[4]{Re}} = \frac{0,31}{\sqrt[4]{Re}}, \quad (2.25)$$

которое весьма близко к известной формуле  $\lambda = 0,3164/Re^{0,25}$  Блазиуса. Однако выражение (2.25) будет иметь место только в том случае, если выполняется условие  $\varepsilon Re \sqrt{\lambda/8} \leq 4,9$  или  $\varepsilon \leq 25/Re^{0,875}$ . Например, при значении числа Рейнольдса  $Re = 5\ 000$ , соответствующая шероховатость  $\varepsilon$  должна быть не больше  $0,002$ .

Рассмотрим теперь область «смешанного трения» и «квадратичного трения» и используем аппроксимацию, предложенную А.Д. Альтшулем в виде  $\lambda = a \left( \varepsilon + \frac{b}{Re} \right)^{0,25}$ . Показатель степени в этой формуле взят равным 0,25 для того, чтобы при  $Re \leq (25/\varepsilon)^{1/0,875}$ , когда первым слагаемым шероховатости  $\varepsilon$  можно пренебречь по сравнению со вторым слагаемым  $b/Re$  аппроксимационная формула переходила в (2.25). Кроме того, также полагая  $a \cdot b^{0,25} = 0,31$ , будем находить коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления в виде зависимости:

$$\lambda = \frac{0,31}{b^{0,25}} \cdot \left( \varepsilon + \frac{b}{Re} \right)^{0,25}$$

Имеем:

$$\varepsilon = 0,00099 \rightarrow \lambda \approx 0,01905 \rightarrow b \cong 69,4$$

$$\varepsilon = 0,00098 \rightarrow \lambda \approx 0,02291 \rightarrow b \cong 66,4$$

$$\varepsilon = 0,00396 \rightarrow \lambda \approx 0,02714 \rightarrow b \cong 67,4$$

$$\varepsilon = 0,00833 \rightarrow \lambda \approx 0,03265 \rightarrow b \cong 67,7$$

откуда можно сделать вывод, что  $b_{cp} \approx 67,7$  при  $a_{cp} \approx 0,108$ . Таким образом, для расчета коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления в области «смешанного трения» аппроксимационная формула имеет вид:

$$\lambda = 0,108 \cdot \left( \varepsilon + \frac{67,7}{Re} \right)^{0,25} \quad (2.26)$$

что достаточно хорошо согласуется с известной формулой А.Д. Альтшуля.

## 2.4 Развитие классической гидравлической теории Т. фон Кармана для расчета течений жидкости в плоских каналах с подвижной стенкой

Применим рассмотренный способ определения коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления при перекачке вязкой несжимаемой жидкости в круглых трубах к другой исследуемой области – а именно, для изучения особенностей течения аналогичных жидкостей в плоских каналах. Как правило, именно такой тип течения характерен для различных приборов (с учетом на относительную  $\varepsilon$  шероховатость стенок таких приборов), применяемых для определения характеристик турбулентного течения. На практике известно, что в таких приборах наблюдается течение, которое принято называть «сдвиговое турбулентное течение Куэтта» (Couette flow) [332, 396, 398] в честь ученика Ж. Буссинеска, известного французского механика и гидравлика Мориса Куэтта, который также в конце XIX века создал новый тип приборов – вискозиметров, позволяющих исследовать вязкость жидкости с учетом особенностей ее текучести.

На Рисунке 2.6 [60] представлена структура плоского турбулентного течения между параллельными пластинами в ротационном дисковом приборе (дисковом реометре), у которого нижняя пластина (стенка) неподвижна, а верхняя пластина (стенка) – подвижна. Если скорость  $u$  верхней подвижной стенки относительно невелика и число  $Re$  Рейнольдса, определяемое как  $Re = u \cdot H / \nu$  (где  $H$  – высота канала,  $\nu$  – кинематическая вязкость исследуемой жидкости), имеет значение  $Re < 3\ 000$ , то гидравлический режим течения Куэтта – ламинарный. При дальнейшем увеличении скорости  $u$  верхней подвижной стенки число  $Re$  Рейнольдса постепенно увеличивается и, как и при движении жидкости в трубах, гидравлический режим течения становится турбулентным.

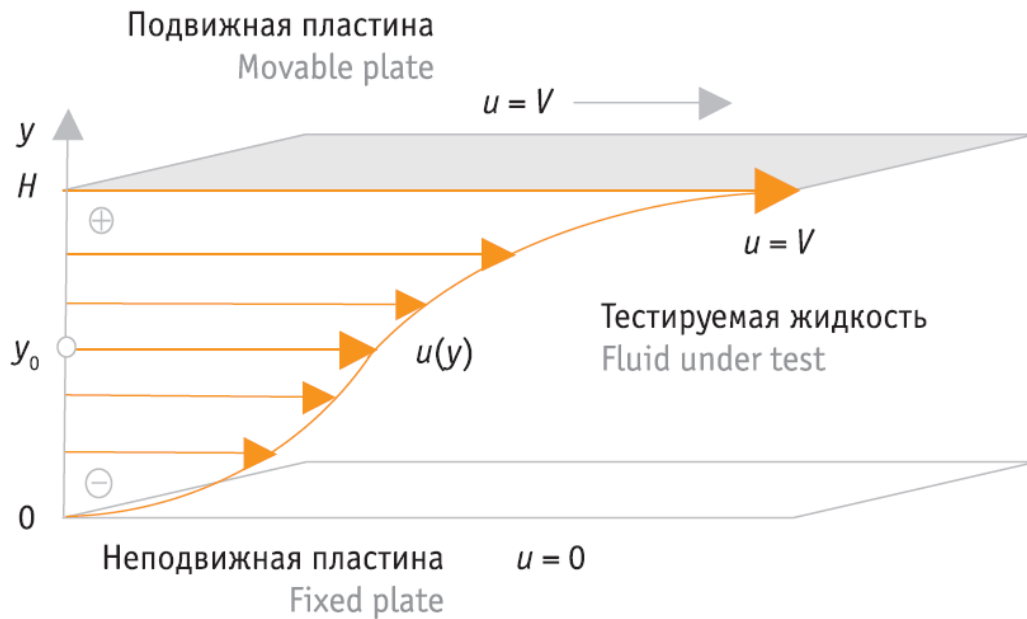


Рисунок 2.6 – Плоское турбулентное течение между параллельными пластинами

Благодаря классическим экспериментам Р. Рейхардта [396] и многим другим исследованиям, в настоящее время течение Куэтта достаточно хорошо изучено. Его особенностью является *S*-образный профиль распределения скорости  $u$  подвижной верхней пластины по высоте  $H$  канала, при этом справедливы следующие выражения:  $u = u(y)$ ,  $y$  – это координата к плоскости верхней подвижной стенки, причем  $u(0) = 0$ ,  $u(H) = u_{max} = V$  (Рисунок 2.7).

Из отечественных исследователей следует, прежде всего, отметить работы профессора А.С. Гиневского и его сотрудников А.В. Колесникова и И.Н. Подольного [42], профессора М.В. Лурье и его аспирантов Н.А. Подобы [167, 237] и Н.А. Романовой [250], выполненные ими в связи с развитием технологии контейнерного трубопроводного гидро- и пневмотранспорта, в которых исследовалось турбулентное течение жидкости или несжимаемого газа в зазоре между корпусом подвижного снаряда и внутренней поверхностью трубопровода, а также работы ряда зарубежных механиков Johnson H.F. [398], El Telbany M.M.M. и Reynolds A.J. [332, 333]. Однако достаточно полной теории этого течения, пригодной, прежде всего, для ее обобщения и распространения на случай использования ПТП создано не было.



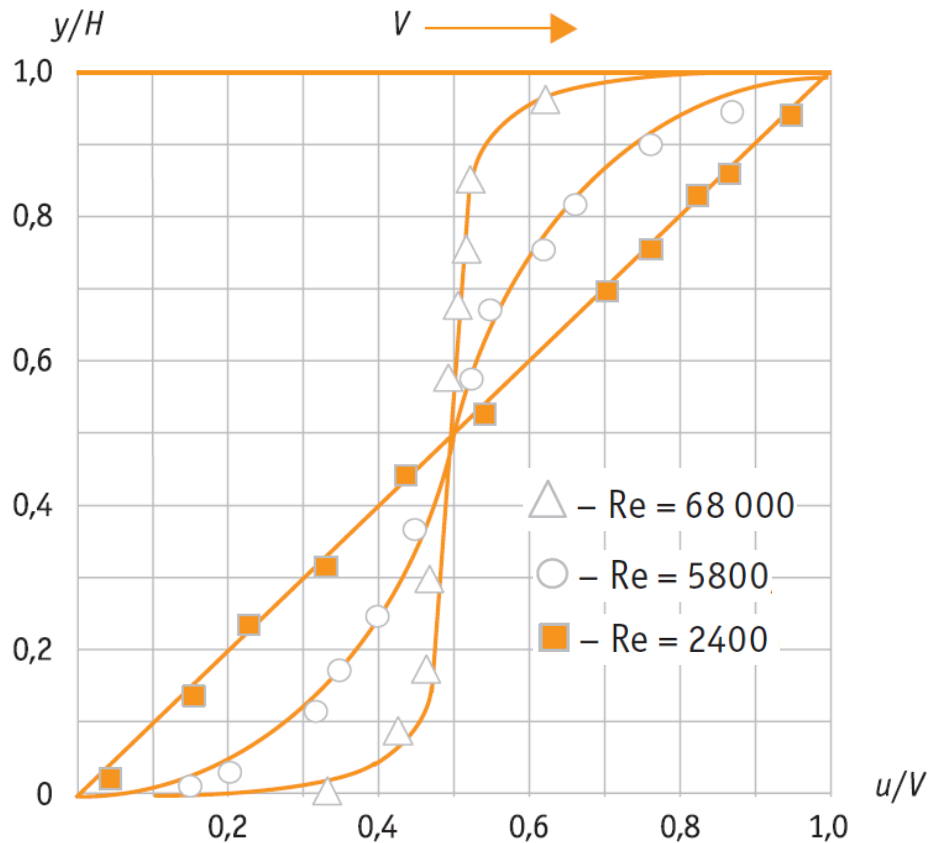


Рисунок 2.7 – Течение Куэтта в плоском канале с подвижной верхней стенкой (распределение осредненных скоростей) при различных числах Рейнольдса

В работах [167, 237] для вязкой несжимаемой жидкости и [250] для неньютоновских жидкостей рассматривалось турбулентное течение в трубах и плоских каналах, стенки которых оставались либо неподвижными, либо могли перемещаться с постоянной скоростью. Авторы предложили модифицировать известную теорию Т. фон Кармана для расчета сдвиговых турбулентных течений, выставив к ее уравнениям дополнительные краевые условия.

Теория Кармана имеет многие преимущества перед другими теориями (например, перед теорией Л. Прандтля), прежде всего, потому что она является феноменологической. В сущности, основное уравнение Т. Кармана можно рассматривать как реологическую модель турбулизованной жидкости. Тогда то или иное конкретное турбулентное течение можно находить как решение математической задачи, используя краевые условия на поверхностях каналов

(стенок), в которых происходит течение (условия на поверхностях, ограничивающих область течения). Таким образом, в рамках этой теории можно учесть влияние стенок труб и каналов на распределение скоростей в области турбулентного течения жидкости, что открывает возможность обобщить теорию на случаи использования ПТП.

Взяв за основу указанные работы [167, 237], рассмотрим теорию турбулентного течения Куэтта между параллельными пластинами, одна из которых движется с постоянной скоростью, а другая – статична (неподвижна); расстояние (зазор) между данными пластинами не изменяется. Тогда сдвиговое турбулентное течение вязкой несжимаемой жидкости возникает между нижней неподвижной и верхней подвижной параллельными пластинами (ее скорость  $V$ ), а расстояние между самими пластинами постоянно и равно  $H$  (Рисунок 2.5). При достижении количественного значения числа Рейнольдса  $Re > 2\ 000 \div 2\ 500$  движение становится турбулентным [60, 64, 332, 333].

Как и ранее, используем полуэмпирическую теорию Т. фон Кармана в качестве основания для описания последовательности дальнейшего расчета. Поскольку сил, действующих в осевом направлении нет, то касательное напряжение  $\tau$  между слоями жидкости, параллельными плоскостям обеих пластин, должно оставаться постоянным по всей толщине зазора. Следовательно, остается постоянным и динамическая скорость  $u_* = \sqrt{\tau/\rho}$ . Обозначим скорость осредненного течения жидкости в осевом направлении через  $u(y)$ , где ось  $y$  направлена перпендикулярно плоскостям пластин, т.е.  $0 \leq y \leq H$  ( $y=0$  – уравнение нижней пластины,  $y=H$  – уравнение верхней пластины).

Основное уравнение модели Кармана имеет вид:

$$\frac{1}{\rho} \tau = \kappa^2 \frac{|u'|^3}{u'^2} \cdot \frac{du}{dy} = u_*^2 = const, \quad (2.28)$$

где  $u' \equiv du/dy$  – производная осевой скорости осредненного турбулентного течения в направлении оси по перпендикулярной координате.

Как видно на Рисунке 2.7, и исходя из многочисленных экспериментов, профиль течения Куэтта имеет точку  $y = y_0$  перегиба (Рисунок 2.7). В нижней части  $0 \leq y \leq y_0$  профиля скоростей  $u' > 0$ ,  $u'' < 0$ , поэтому, извлекая корень квадратный из обеих частей уравнения (2.28), получаем

$$\frac{(u')^2}{u''} = -\frac{u_*}{k} \Rightarrow -\frac{d}{dy}\left(\frac{1}{u'}\right) = -\frac{k}{u_*} \Rightarrow \frac{1}{u'} = -\frac{k}{u_*}y + \bar{C}_-,$$

$$\left(\frac{du}{dy}\right)_- = \frac{u_*}{k} \cdot \frac{1}{y + C_-}, \quad (2.29)$$

где  $C_- = \bar{C}_- \cdot u_* / k$  постоянная интегрирования.

В верхней части  $y_0 \leq y \leq H$  профиля скоростей  $u' > 0$ ,  $u'' > 0$ , поэтому

$$\frac{(u')^2}{u''} = \frac{u_*}{k} \Rightarrow \frac{d}{dy}\left(\frac{1}{u'}\right) = -\frac{k}{u_*} \Rightarrow \frac{1}{u'} = -\frac{k}{u_*}y + \bar{C}_+,$$

$$\left(\frac{du}{dy}\right)_+ = \frac{u_*}{k} \cdot \frac{1}{C_+ - y}. \quad (2.30)$$

В этих уравнениях  $C_-$  и  $C_+$  – постоянные интегрирования, причем нижний индекс показывает, к какой части профиля скоростей относится эта постоянная. Полагая профиль  $u(y)$  течения Куэтта – осредненных скоростей – гладким (т.е. нижняя часть профиля плавно смыкается с верхней частью), получаем:

$$\left(\frac{du}{dy}\right)_- = \left(\frac{du}{dy}\right)_+ \Rightarrow y_0 = \frac{C_+ - C_-}{2}. \quad (2.31)$$

Таким образом, через константы интегрирования можно найти такое сечение  $y_0$  канала (стенки), в котором совпадает наклон профилей скоростей течения Куэтта. Для нахождения распределения  $u_-(y)$  и  $u_+(y)$  осредненных скоростей

течения Куэтта в нижней в верхней частях профиля используем «условие прилипания», т.е. примем, что  $u(0) = 0$  и  $u(H) = u_{max} = V$ :

$$u_-(y) = \frac{u_*}{\kappa} \ln \frac{y + C_-}{C_-} \quad \text{и} \quad u_+(y) = V - \frac{u_*}{\kappa} \ln \frac{C_+ - y}{C_+ - H}.$$

Исходя из неразрывности потока движущейся жидкости, считаем профиль скоростей  $u(y)$  течения Куэтта непрерывным и в точке точки  $y = y_0$  перегиба приравняем между собой скорости в нижней в верхней частях профиля  $u_-(y) = u_+(y)$ :

$$\frac{u_*}{k} \cdot \ln \frac{y_0 + C_-}{C_-} = V - \frac{u_*}{k} \cdot \ln \frac{C_+ - y_0}{C_+ - H},$$

откуда с учетом (2.31) получаем:

$$\frac{2}{k} \cdot \ln \frac{C_+ + C_-}{2\sqrt{C_-(C_+ - H)}} = \frac{V}{u_*}. \quad (2.32)$$

Аналогично решению, изложенному в подразделе 2.1, используем второе краевое условие (2.16) для определения констант  $C_-$  и  $C_+$  интегрирования:

$$\nu \left( \frac{du}{dy} \right) \Big|_{y=0} = \frac{k_1}{1 + f\left(\frac{\Delta_- \cdot u_*}{\nu}\right)} \cdot u_*^2; \quad \nu \left( \frac{du}{dy} \right) \Big|_{y=H} = \frac{k_1}{1 + f\left(\frac{\Delta_+ \cdot u_*}{\nu}\right)} \cdot u_*^2 \quad (2.33)$$

Для описания характеристики гидравлического режима в дисковых приборах зачастую используют коэффициент  $C_f$  Фанинга (гидравлического трения на стенках), который можно определить, как:

$$\frac{1}{\rho} \tau_w = C_f \frac{V^2}{2} = u_*^2 \quad \text{или} \quad \tau_w = C_f \frac{\rho V^2}{2}. \quad (2.34)$$

Находя число Рейнольдса для дискового реометра по формуле  $Re = u \cdot H / \nu$  и принимая показатель относительной  $\varepsilon$  шероховатости по формуле  $\varepsilon = \Delta / H$  (при этом, можно принять шероховатость на нижней и верхней пластинах  $\varepsilon_- = \Delta_- / H$  и  $\varepsilon_+ = \Delta_+ / H$  соответственно) получим следующие соотношения:

$$u_*/V = \sqrt{C_f/2} \quad \text{и} \quad C_f = C_f(\text{Re}, \varepsilon)$$

Тогда:

$$\frac{C_-}{H} = \frac{1}{\kappa K_- \cdot \text{Re} \sqrt{C_f/2}}, \quad \frac{C_+}{H} = 1 + \frac{1}{\kappa K_+ \cdot \text{Re} \sqrt{C_f/2}},$$

где

$$K_- = \frac{k_1}{1 + f(\varepsilon_- \text{Re} \sqrt{C_f/2})}, \quad K_+ = \frac{k_1}{1 + f(\varepsilon_+ \text{Re} \sqrt{C_f/2})},$$

С учетом данных коэффициентов запишем уравнение (2.32) в виде [60, 64]:

$$\sqrt{\frac{2}{C_f}} = \frac{2}{k} \cdot \ln \frac{1 + K_-/K_+ + k_1 K_- \text{Re} \sqrt{C_f/2}}{2\sqrt{K_-/K_+}}$$

или получим итоговое универсальное уравнение:

$$\sqrt{\frac{2}{C_f}} = \frac{2}{k} \cdot \ln \frac{2 + f(\varepsilon_+ \text{Re} \sqrt{C_f/2}) + f(\varepsilon_- \text{Re} \sqrt{C_f/2}) + \kappa k_1 \text{Re} \sqrt{C_f/2}}{2 \cdot \sqrt{[1 + f(\varepsilon_+ \text{Re} \sqrt{C_f/2})] \cdot [1 + f(\varepsilon_- \text{Re} \sqrt{C_f/2})]}}. \quad (2.35)$$

Кроме того, уравнение (2.35), при необходимости, можно упростить, если пренебречь относительной шероховатостью  $\varepsilon_-$  и  $\varepsilon_+$  обеих стенок:

$$\frac{1}{\sqrt{C_f}} = \frac{\sqrt{2}}{k} \cdot \ln \left( 1 + \frac{k \cdot k_1}{2\sqrt{2}} \text{Re} \sqrt{C_f} \right). \quad (2.36)$$

Если, как уже отмечалось выше, принять константу  $k$  равной 0,4, а константу  $k_1$  принять равной 28, то можно найти зависимость коэффициента Фаннинга в виде  $C_f = C_f(\text{Re})$  гидравлического трения для верхней подвижной и нижней неподвижной стенок дискового реометра.

## 2.5 Обобщение универсального уравнения сопротивления турбулентных течений с противотурбулентной присадкой

В разделе 2.2 было приведено основное уравнение модели Т. фон Кармана, применительно к осесимметрическому течению несжимаемой вязкой жидкости в круглой трубе (2.4):

$$\frac{1}{\rho} \tau = \nu_T \frac{du}{dr}, \text{ где } \nu_T = k^2 \cdot \frac{|u'|^3}{u''^2}; \quad u' \equiv \frac{du}{dr}.$$

Из соображений теории размерности следовало, что коэффициент  $k$  является инвариантной (постоянной) величиной, равной примерно 0,4 и которую принято называть константой (постоянной) Кармана. Однако, при добавлении в жидкость той или иной ПТП в  $\theta$  концентрации, величина этого коэффициента могла измениться и сделаться зависящей от концентрации, т.е.  $k = k(\theta)$ , поэтому и турбулентная вязкость  $\nu_T$  жидкости тоже могла стать зависящей от концентрации ПТП. Возникает принципиальный вопрос, изменяется ли константа Кармана при внесении в турбулентный поток жидкости ПТП, или остается прежней?

Однозначного ответа на этот вопрос нет. В одних работах утверждается, что константа Кармана в ядре турбулентного потока (т.е. вдали от стенок) не изменяется, в то время как в других работах [139, 316, 318, 323] утверждается, что константа Кармана изменяется при введении некоторых разновидностей ПТП. Так, при обработке результатов стендовых и промышленных испытаний в координатах  $1/\sqrt{\lambda}$  и  $\log \text{Re} \sqrt{\lambda}$  (которые называют координатами «Прандтля – Кармана»), коэффициент, стоящий перед  $\log \text{Re} \sqrt{\lambda}$  и обычно равный  $1/(2\kappa\sqrt{2})$ , изменялся едва ли ни в 4 раза, что равносильно уменьшению во столько же раз константы Кармана. В таком случае изменение константы Кармана можно трактовать однозначно – ПТП действует не только в «узкой пристеночной области» течения, но во всей области, занятой турбулентностью, включая ядро потока. Может ли такое быть? И если да, то как это объясняется?

В сущности, при внимательном анализе ответ на этот вопрос можно найти в работах многих исследователей. Он такой: для тех полимерных добавок, механизм действия которых объясняют разворачиванием и деформацией макромолекул полимера (для этого требуются значительные напряжения сдвига), действие добавки сосредоточено только в узком пристеночном слое (например, хорошо исследованные водные растворы полиакриламида), в то время как в ядре, т.е. центральной части, потока жидкости, такие напряжения отсутствуют.

Однако разнообразие существующих ПТП показывает, что, например, эмульсии поверхностно-активных веществ (ПАВ), асбестовые волокна, суспензии диталана (моющее вещество) и многие другие полимерные добавки в относительно небольших концентрациях влияют примерно одинаково на всю структуру потока, а не только у стенок. Для таких добавок константа Кармана может изменяться. Но почему это происходит?

Впервые ответ на этот вопрос дал академик Л.И. Седов и его ученики [219-224, 252-255] по результатам обработки и интерпретации большого количества исследований эффекта Томса с использованием ядерно-магнитного резонанса для водных растворов. В результате исследований ими было обнаружено следующее:

- растворы полиакриламида, эмульсии ПАВ в воде воздействуют на структуру потока в пристеночной области и не влияют на константу Кармана;
- добавление диталана (моющее средство), асбестовых волокон воздействует на структуру потока и в его центре, и в пристеночной области трубы, а, следовательно, влияют на константу Кармана.

Т.е. можно утверждать, что из-за различий в своей природе и, что очевидно, из-за различий в механизме их работы, при введении в турбулентный поток ПТП могут влиять на разные области в его структуре. Многочисленными экспериментами установлено, что высокомолекулярные полимерные присадки, используемые для уменьшения гидравлического сопротивления углеводородных жидкостей (нефти и нефтепродуктов), прежде всего, воздействуют на течение в пристеночной области путем гашения пульсаций и выбросов масс жидкости, генерирующих турбулентность [17-21].

Эти области характеризуются относительно большими напряжениями сдвига, вызывающими разворачивание макромолекул полимерного раствора. Поскольку такие ПТП используются в очень малой концентрации (10-30 ppm), то, при увеличении пропускной способности трубопровода за счет сокращения гидравлического сопротивления, они не изменяют вязкость и плотность нефти или нефтепродуктов, сохраняют неизменной саму структуру потока турбулентного течения в трубе – т.е. такие типы (марки) ПТП не изменяют константу Кармана.

Согласно существующим теориям турбулентного течения в трубах и каналах [149, 160, 242, 279, 324, 355], структура турбулентного течения в трубе существенным образом определяет те явления и процессы, которые происходят в достаточно тонком (относительно диаметра самой трубы) пристеночном слое. Именно здесь, в этом пристеночном слое, происходит взаимодействие частиц жидкости, имеющих распределение скоростей по сечению, с шероховатыми стенками трубы, а также между прилегающими друг к другу слоями потока. Вот почему достаточно очевидно предпочтение изложенного подхода к расчету коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления, основанного на теории Т. фон Кармана сдвиговой турбулентности, перед методом простой обработки эмпирических данных, полученных в лабораторных, стендовых или промышленных экспериментах. Модифицированная теория Кармана, в которую внесены дополнительные краевые условия на стенках труб и каналов, хорошо подходит для построения модели турбулентного течения жидкости с ПТП, которая позволяет проследить, как влияют изменения в пристеночной области течения в трубопроводе (или канале) на интегральные характеристики течения.

В общем случае задача расчета сдвиговых турбулентных течений состоит в расчете профиля скоростей течения при известном касательном напряжении на стенках. Модифицированная теория Т. фон Кармана позволяет рассчитать профиль осредненных скоростей в широкой области турбулентного течения, но в тонком слое вблизи стенок не «действует». Основное условие Т. фон Кармана о достаточно большом наклоне  $u' = du/dy$  профиля скоростей,  $u' \rightarrow \infty$  при  $r \rightarrow \infty$ , скорее всего, близко к действительности.



К настоящему времени существует множество теорий, в основе которых лежит теория Кармана, дополненная, однако, введением вблизи стенки одного или нескольких промежуточных слоев с особой структурой течения – ламинарным, переходным, вязкоупругим или еще более сложным течением жидкости. Во всех этих теориях такие слои принимаются «тонкими» по радиусу, распределение скорости в них сопрягается с «кармановским профилем» путем введения эмпирических коэффициентов, а само взаимодействие потока со стенкой трубы заменяется дополнительным краевым условием (2.15).

Такой подход в полной мере отвечает основополагающей идее Т. фон Кармана о введении в рассмотрение не только первой  $u' = du/dr$ , но и второй производной  $u'' = d^2u/dr^2$  от профиля осредненных скоростей по координате. Благодаря этому дифференциальное уравнение модели Т. фон Кармана имеет более высокий порядок, чем уравнения Навье-Стокса, и потому дополнительно требует краевых условий на границах области течения. Таким дополнительным условием (по отношению к условиям прилипания  $u_w = 0$  на неподвижной стенке или  $u_w = u_{max} = V$  на подвижной стенке) и является условие (2.15), которое фактически определяет крутизну профиля на стенке, давая соотношение между  $\nu \cdot u'_w$  и напряжением трения  $\tau_w$  или же значением  $u_*$  динамической скорости.

Это соображение является ключевым положением теории, которая излагается в настоящей диссертации. Оно полностью соответствует точке зрения подавляющего большинства исследователей, занимающихся ПТП, прежде всего, в углеводородных жидкостях (нефти и нефтепродуктах). Выводы таких исследований состоят в том, что ПТП не изменяют свойства нефти и нефтепродуктов (т.е. плотность и вязкость), но, изменяя структуру турбулентного течения в узком пристеночном слое, таким образом, изменяют коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления. Поэтому в терминах модели можно говорить, что ПТП изменяют коэффициенты в краевом условии (2.15):

$$\nu \cdot u'_w = - \frac{k_1}{1 + f\left(\frac{\Delta \cdot u_*}{\nu}\right)} \cdot u_*^2.$$

В это условие входит инвариантный (постоянный) по отношению к режимам течения коэффициент  $k_I$ , т.е. который не зависит от параметров самой жидкости (плотности, вязкости), скорости ее течения, геометрических параметров трубы (в первую очередь, от ее диаметра). Т.е. инвариантный (постоянный) коэффициент  $k_I$  можно принять равным константе  $k$  Кармана с численным значением 0,4.

Поскольку при заданном значении  $\tau_w \equiv \rho \cdot u_*^2$  профиль  $u(r)$  осредненных скоростей и, следовательно, расход  $Q$  и средняя  $v$  скорость течения, находится как решение дифференциального уравнения (2.10) с краевым условием (2.15) плюс условие «прилипания» на стенках трубы или канала, то именно эти совокупные краевые условия определяют параметры турбулентного потока.

Если же стенки трубы или канала являются гидравлически гладкими, т.е.  $f \equiv 0$ , то этот коэффициент  $\lambda$  является единственным коэффициентом, через который можно понять, как происходит взаимодействие частиц жидкости, имеющих распределение скоростей по сечению, с шероховатыми стенками трубы, для чего необходимо согласиться с утверждением, что добавление ПТП в поток перекачиваемых нефти или нефтепродуктов влияет (изменяет) величину  $k_I$  коэффициента. Не вдаваясь в физическую природу вызванного изменения, можно утверждать, что бывший до того постоянным безразмерный коэффициент  $k_I$ , становится зависящим от концентрации  $\theta$  ПТП, как от единственного параметра, характеризующего рассматриваемую добавку.

Если же стенки трубы или канала являются шероховатыми, то помимо инвариантного коэффициента  $k_I$ , имеется еще один фактор – инвариантная функция  $f(\Delta \cdot u_* / \nu)$ , характеризующая влияние на турбулентное течение шероховатости стенок трубы или канала, но не зависящая от параметров жидкости и режима ее течения. Следовательно, ПТП, введенная в поток текущей жидкости, изменяет эту функцию, делая ее зависящей уже от 2-х безразмерных параметров:  $\Delta \cdot u_* / \nu$  и концентрации  $\theta$  ПТП, т.е.  $f = f(\Delta \cdot u_* / \nu, \theta)$ . Введение добавки в турбулентный поток жидкости должно изменить и влияние шероховатости на интегральные параметры турбулентного течения.

В общем случае краевое условие (2.15) на стенках потока заменено условием:

$$v \cdot u'_w = - \frac{k_1(\theta)}{1 + f\left(\frac{\Delta \cdot u_*}{v}, \theta\right)} \cdot u_*^2.$$

Тогда универсальное уравнение сопротивления (2.19) для определения коэффициента  $\lambda = \lambda(Re, \varepsilon, \theta)$  приобретает вид:

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{k} \left[ \ln \frac{k \cdot k_1(\theta) Re \sqrt{\lambda/8}}{1 + f(\varepsilon Re \sqrt{\lambda/8}, \theta)} - 2,283 \right], \quad (2.37)$$

где  $k_1 = k_1(\theta)$  – функция концентрации  $\theta$  ПТП, определяемая по результатам экспериментов для каждой присадки отдельно, причем  $k_1(0) = 28$ .

Таким образом, необходимо в ранее описанную функцию  $f(\varepsilon, Re, \lambda)$  добавить параметр, который характеризует влияние шероховатости стенок трубы или канала на турбулентное течение – а именно концентрацию  $\theta$  ПТП. Тогда функцию  $f(\varepsilon, Re, \lambda, \theta)$  можно принять по аналогии с рассмотренный выше «кусочно-ломаной» аппроксимацией:

$$f\left(\varepsilon Re \sqrt{\frac{\lambda}{8}}, \theta\right) = \begin{cases} \approx 0, & \text{если } \varepsilon Re \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \leq k_3(\theta); \\ k_2(\theta) \cdot \left(\varepsilon Re \sqrt{\frac{\lambda}{8}} - k_3(\theta)\right), & \text{если } \varepsilon Re \sqrt{\frac{\lambda}{8}} > k_3(\theta). \end{cases}, \quad (2.38)$$

где  $k_2(\theta)$  и  $k_3(\theta)$  – коэффициенты, зависящие от концентрации  $\theta$  ПТП; однако, данные коэффициенты должны определяться по результатам обработки экспериментальных исследований, причем  $k_2(0) = 0,31$  и  $k_3(0) = 4,9$ .

Рассмотрим опыт гидравлических исследований ученых Донецкой школы под руководством В.В. Повха [8, 171, 227-236], в экспериментах которых в качестве ПТП использовался метаупон – натриевая соль метилтауринхлорида. Выводы

исследователей показали, что практически для всех ПТП коэффициент  $k_1(\theta)$  увеличивается по мере увеличения концентрации  $\theta$  присадки. Измерения производились на гидравлическом стенде, рабочая часть которого имела плоскую стеклянную стенку, для измерения скоростей использовался оптический доплеровский измеритель – лазерный анемометр.

На Рисунке 2.8 показано распределение осредненных скоростей жидкости в турбулентном режиме для водных растворов метаупона вблизи плоской стенки канала (где  $\eta = y \cdot u_* / \nu$  – безразмерное расстояние до стенки или канала) при различных перепадах давления (1 – вода, 2-4 – водные растворы метаупона).

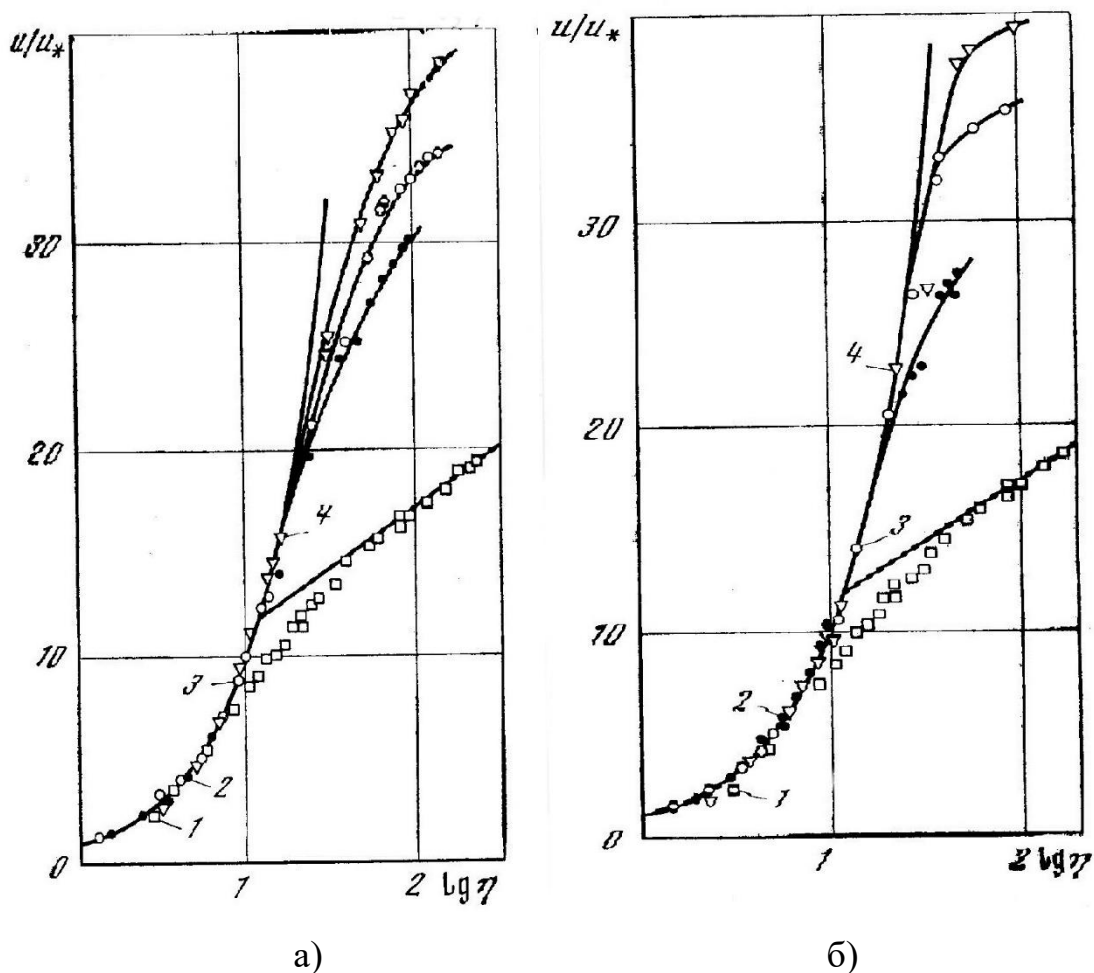


Рисунок 2.8 – Распределение осредненных скоростей турбулентного потока водных растворов метаупона вблизи плоской стенки канала при различных перепадах давления при а)  $\Delta P = 100 \text{ Па}$ ; б)  $\Delta P = 150 \text{ Па}$  [235]

Из зависимостей следует, что введение ПТП в достаточно больших количествах – 0,2; 0,3 и 0,4% (т.е. 20 000, 30 000 и 40 000 ppm) существенным образом трансформирует профиль осредненных скоростей турбулентного потока в пристеночной области: профили скорости для раствора метаупона существенно круче аналогичных профилей для «чистой» воды, а при фиксированной концентрации  $\theta$  метаупона по мере роста скорости  $u$  течения (что можно также представить как рост величины перепада  $\Delta P$  давления) наблюдалось значительное смещение профиля скорости относительно логарифмического профиля для воды.

Исследователи научной школы В.В. Повха измеряли также интенсивность продольных пульсаций скорости, обнаружив их сильное уменьшение под воздействием метаупона. Столь сильное уменьшение интенсивности продольных пульсаций позволило им высказать предположение о том, что при данных концентрациях ПТП ответственными за подавление турбулентности оказываются пространственные мицеллярные структуры [235].

Используя граничное условие (2.37) примем стенки трубы абсолютно гладкими (т.е. перенебрежем шероховатостью), тогда:

$$v \cdot u'_w = -k_1(\theta) \cdot u_*^2.$$

Если в данное выражение ввести безразмерное расстояние  $\eta = y \cdot u_* / v$  – до стенки или канала, а также безразмерную скорость  $u(\eta) / u_*$ , то данное краевое условие для «гладкой» поверхности стенки или канала имеет вид:

$$v \frac{du}{dy} = v \frac{du}{d\eta} \cdot \frac{d\eta}{dy} = u_* \frac{du}{d\eta} = -k_1(\theta) \cdot u_*^2 \text{ или } \left. \frac{d}{d\eta} \left( \frac{u}{u_*} \right) \right|_w = -k_1(\theta).$$

Таким образом, при добавлении в жидкость ПТП (при этом  $k_1$  без ПТП численно равен 28) вблизи стенок канала или трубы крутизна профиля осредненных скоростей увеличивается, что, в свою очередь, существенным образом зависит от концентрации  $\theta$  ПТП.

Далее рассмотрим зависимость коэффициента  $k_3$  от концентрации ПТП. Как отмечалось ранее, коэффициент  $k_3(\theta)$  характеризует границу турбулентного течения при шероховатости, равной нулю – область «гидравлически гладких» труб, и при некоторых значениях шероховатости, соответствующих зоне «смешанного трения». Если значение рассматриваемой функции  $f(\varepsilon, Re, \lambda, \theta)$  меньше  $k_3(\theta)$ , то режим течения происходит в первой области – «гидравлически гладких» труб; если же функция  $f(\varepsilon, Re, \lambda, \theta)$  больше  $k_3(\theta)$ , то проявляется шероховатость внутренней поверхности стенки или канала и режим течения переходит во вторую область – «смешанного трения». Подтверждением данного утверждения являются эксперименты исследователей Московской школы под руководством академика Л.И. Седова [251], приведенные на Рисунке 2.9 [72] – на нем показаны зависимости изменения коэффициента  $\lambda$  при течении слабого водного раствора полимера – полиэтиленоксида WSR-301 с молярной массой  $\approx 4 \cdot 10^6$  – в круглой трубе с шероховатостью стенки  $\varepsilon = 1/30$  при разных концентрациях ПТП.

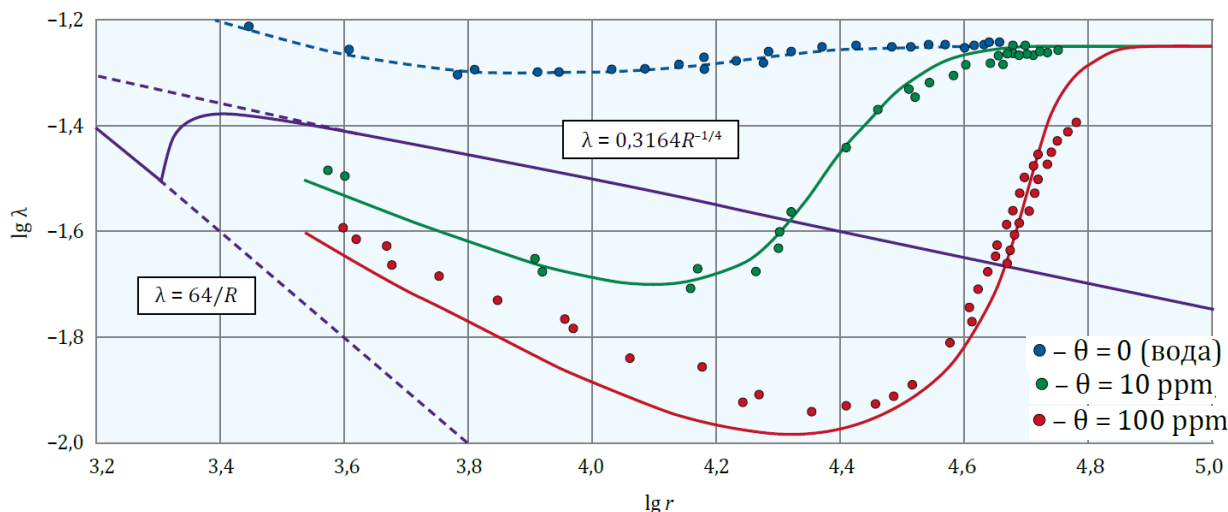


Рисунок 2.9 – Эффект снижения гидравлического сопротивления  $\lambda$  при течении слабого водного раствора полимера

Из анализа данных зависимостей видно, что при концентрации  $\theta = 0 \text{ ppm}$ , течение чистой воды происходит в области «смешанного трения», для которого характерно влияние достаточно существенной  $\varepsilon$  шероховатости. При концентрации  $\theta = 10 \text{ ppm}$  конец области «гидравлически гладких труб» наблюдается до числа

Рейнольдса  $Re \approx 16\ 000$ , а при увеличении до значения  $\theta = 100\ ppm$ , область «гидравлически гладких труб» заканчивается у числа Рейнольдса  $Re \approx 25\ 000$ , а дальнейший рост турбулентности  $Re > 63\ 000$  (т.е.  $\lg Re > 4,8$ ) приводит к тому, что влияние ПТП фактически прекращается, т.е. эффект снижения гидравлического сопротивления у шероховатых поверхностей стенок или каналов при больших значениях чисел Рейнольдса исчезает.

Далее рассмотрим зависимость коэффициента  $k_2$  от концентрации ПТП. Из анализа зависимостей, представленных на Рисунке 2.8, необходимо отметить еще одно существенное наблюдение – для любого значения концентрации  $\theta$  ПТП ее влияние на коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления уменьшается по мере достижения достаточно больших чисел  $Re$  Рейнольдса. Если при  $Re \rightarrow \infty$  значение рассматриваемой функции  $f(\varepsilon, Re, \lambda, \theta)$  больше  $k_3(\theta)$ , то можно записать уравнение (2.38) в виде:

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{k} \left[ \ln \frac{k \cdot k_1(\theta)}{1 + k_2(\theta) \cdot \varepsilon} - 2,283 \right].$$

Тогда можно сделать вывод, что отношение между собой коэффициентов  $k_1$  и  $k_2$  должно быть инвариантным (постоянным) для всех концентраций  $\theta$  ПТП, при этом  $k_2(\theta) = 0,011 \cdot k_1(\theta)$ . Если же значение рассматриваемой функции  $f(\varepsilon, Re, \lambda, \theta)$  меньше  $k_3(\theta)$ , то режим течения происходит в области «гидравлически гладких» труб, а имеющаяся шероховатость  $\varepsilon$  трубы постепенно снижает эффективность ПТП, а при дальнейшем росте турбулентности  $Re \rightarrow \infty$ , полностью нивелирует действие ПТП. Кроме того, при таких числах Рейнольдса, как известно, режим течения перемещается в область «квадратичного трения», в которой коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления зависит только от шероховатости  $\varepsilon$  поверхности стенок трубы и не зависит от числа  $Re$  Рейнольдса:

$$\lambda \cong \left( 0,884 \cdot \ln \frac{1}{\varepsilon} + 1,142 \right)^{-2}.$$

Решение данного уравнения в приближенном виде хорошо известно, так как представлено аппроксимационной формулой Б.Л. Шифринсона вида:  $\lambda = 0,11 \cdot \varepsilon^{0,25}$ .

Таким образом, универсальное уравнение гидравлического сопротивления в случае использования малой ПТП с концентрацией  $\theta$  содержит три инвариантные функции от концентрации ПТП, являющиеся ее индивидуальными характеристиками, определяемыми экспериментально, и имеет вид:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 0,884 \cdot \ln \frac{k_1(\theta) \cdot \text{Re} \sqrt{\lambda}}{1 + f(\varepsilon \text{Re} \sqrt{\lambda}/8, \theta)} - 3,745, \quad (2.39)$$

Рассмотрим влияние ПТП на константу Кармана. Как уже отмечалось ранее, в работе [251] академик Л.И. Седов отметил, что ПТП «практически не меняют законов турбулентного перемешивания в ядре потока, где сохраняется приближенно логарифмический профиль скорости». На Рисунке 2.10 показаны профили осредненной скорости вблизи стенки для ПТП поверхностного действия, не изменяющих логарифмическое распределение в ядре потока, при этом сплошные линии – логарифмический профиль, определяемый по формуле:

$$u/u_* = \frac{1}{k} \ln \eta + B(\eta_0, \theta, \dots).$$

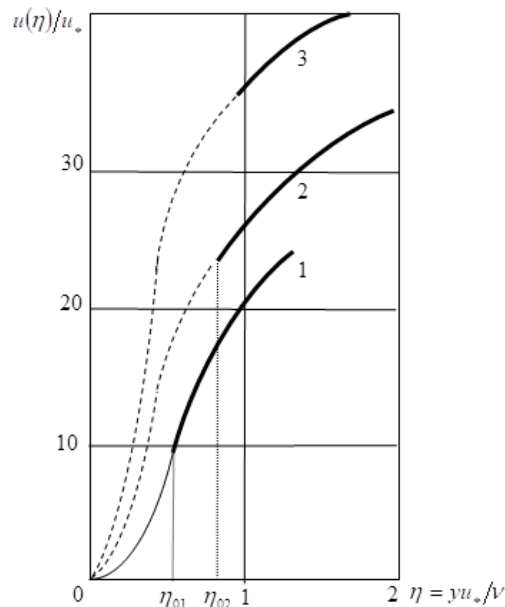


Рисунок 2.10 – Профили осредненной скорости вблизи стенки для ПТП поверхностного действия



Действие ПТП проявляется лишь в изменении профиля в пристеночном слое. В рамках моделей турбулентности, основанных на длине пути перемешивания Л. Прандтля с введением вблизи стенки одного или нескольких пристеночных слоев, в которых профиль течения постепенно сопрягается с логарифмическим профилем течения в ядре потока, действие присадок сказывается на постепенном увеличении ширины  $\eta_0$  таких переходных слоев.

В рамках модели Т. фон Кармана, распространенной на всю область турбулентного течения, действие ПТП учитывается дополнительным краевым условием, что отражается в изменении крутизны обобщенного логарифмического профиля на стенке трубы или канала. Этот вывод касается, прежде всего, слабых полимерных растворов и ПТП с весьма малыми концентрациями активного вещества. Однако более поздние исследования показали, что существуют и такие ПТП, которые воздействуют на турбулентность не только в узкой пристеночной области, но и на течение жидкости в ядре потока. Для таких ПТП следует учитывать возможное изменение константы Кармана. В этом случае уравнение (2.39) следует записывать в виде:

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{k(\theta)} \cdot \left( \ln \frac{k(\theta) \cdot k_1(\theta) \operatorname{Re} \sqrt{\lambda/8}}{1 + f(\varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\lambda/8}, \theta)} - \frac{137}{60} \right), \quad (2.39^*)$$

где  $k(\theta)$  – инвариантная константа Кармана (иногда также называемая «обобщенная константа Кармана»), которая зависит только от вида ПТП и ее концентрации, которую нужно определять экспериментально: хотя, как правило,  $k(\theta) < 0,4$ .

Подтверждением тезиса о том, что различные ПТП воздействуют на разные области турбулентного течения, могут служить результаты экспериментов академика Л.И. Седова и его учеников [255], полученные для фиксированного значения числа Рейнольдса, количественно равного  $Re = 75\,000$  (Рисунок 2.11). На рисунке зависимости для воды приведены синим цветом, а для различных марок ПТП – зеленым, красным и оранжевым.

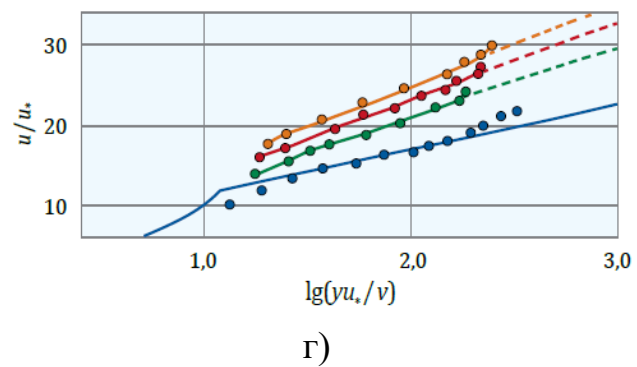
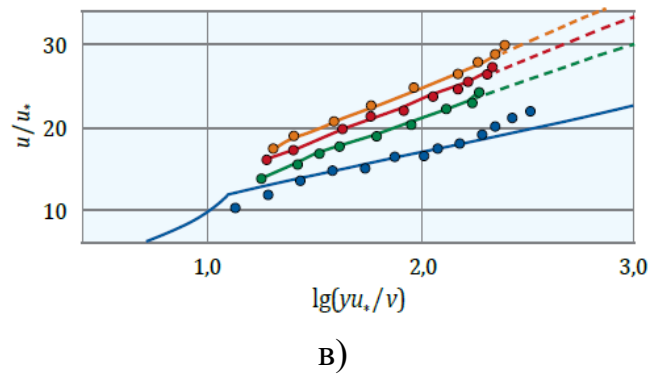
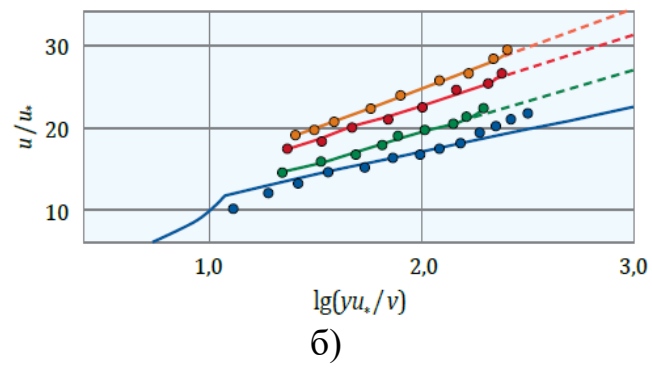
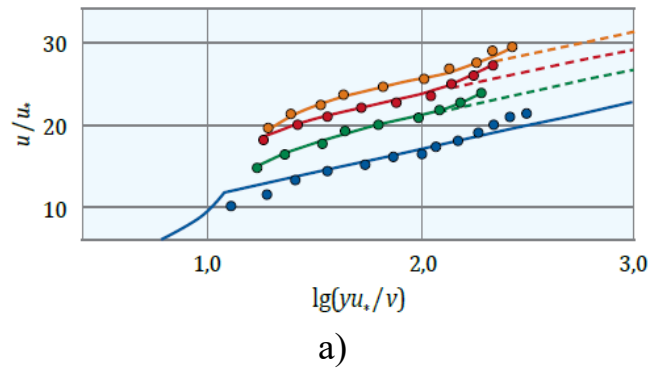


Рисунок 2.11 – Профили осредненной скорости для воды и растворов ПТП по сечению потока в зависимости от числа  $Re$  Рейнольдса: а) полиакриламид; б) эмульсия СВ-102; в) суспензия деталана; г) суспензия асбеста [255]

По результатам исследования течения жидкости с полиакриламидом с концентрацией  $\theta = 500 \text{ ppm}$  отмечается, что ПТП не изменяют константу Кармана  $k = 0,4$  (кривые для ПТП можно считать почти параллельными) и воздействуют на турбулентность лишь в пристеночной области потока.

При исследовании трех других типов присадок – ПАВ (эмульсия СВ-102), суспензия деталана и асбеста через изменение наклона их профилей по сравнению с профилем скорости воды с присадкой видно, что ПТП воздействуют не только на пристеночную область потока, но изменяют режим в центре самого потока перекачиваемой жидкости.

## **2.6 Способы расчета коэффициента гидравлического сопротивления с учетом шероховатости труб и концентрации противотурбулентных присадок по результатам экспериментальных исследований**

Внесение ПТП в поток жидкости увеличивает значения коэффициента  $k_1(\theta)$ , причем, чем больше концентрация  $\theta$  присадки, тем больше значение  $k_1(\theta)$ . Это доказанный факт. Однако, до настоящего момента остается мало изученным такой вопрос: как изменяется рассматриваемая функция  $f(\varepsilon, Re, \lambda, \theta)$  – строго говоря,  $f(\varepsilon Re \sqrt{\lambda/8}, \theta)$ , – с учетом влияния относительной шероховатости  $\varepsilon$  внутренней поверхности трубы на коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления?

В работах [291-293], посвященных получению расчетных формул для коэффициента гидравлического сопротивления течения нефтепродукта с ПТП, приведены значения коэффициента гидравлического сопротивления, полученные в промышленных перекачках с финской ПТП марки «Nessad-447» на участках нефтепродуктопровода (МНПП), обладающих различной шероховатостью. Однако предложенный авторами подход к обработке этих результатов не позволяет говорить об общей тенденции изменения коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления в зависимости от шероховатости внутренней поверхности трубопровода в потоке с ПТП. Следует отметить, что данные промышленных перекачек, полученные в условиях, далеких от условий «чистого» эксперимента, не

позволяют во всей полноте проанализировать влияние шероховатости внутренней поверхности трубы на коэффициенты, входящие в гидродинамическую модель.

Некоторые выводы качественного характера сделать все же удастся. В частности, в работе [293] показано, что ПТП увеличивает влияние шероховатости стенок трубопровода на коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления, снижая общую эффективность ПТП. Эксперименты выполнялись на МНПП из участков труб с различной шероховатостью. В качестве ПТП использовалась та же финская присадка «Nessad-447» с концентрациями, которые были поделены на малые ( $4\div 6$  ppm), средние ( $10\div 11$  ppm) и большие ( $18$  ppm) значения. Полученные данные условно можно разделить на 2 группы.

В Таблице 2.2 объединены данные измерений для участков МНПП с достаточно большим диаметром ( $D = 530$  мм,  $\delta = 8$  мм), но с чрезвычайно малой шероховатостью  $\Delta \leq 0,1$  мм внутренней поверхности стенки.

В Таблице 2.3 приведены данные для участков МНПП, имеющих так же большой диаметр ( $D = 530$  мм,  $\delta = 8,5$  мм), однако с большей шероховатостью ( $\Delta \approx 0,263$  мм и  $\Delta \approx 0,364$  мм) внутренней поверхности. Концентрация  $\theta$  ПТП имеет малые ( $3,5\div 4,0$  ppm), средние ( $\approx 10$  ppm) и большие ( $\approx 18$  ppm) значения.

Таблица 2.2 – Результаты гидравлического расчета МНПП  $D = 530 \times 8$  мм с относительно малой шероховатостью

$d, \text{ мм}$	$\Delta, \text{ мм}$	$\varepsilon = \Delta / d$	$\theta, \text{ ppm}$	$Re$	$\lambda (\varepsilon, \theta, Re)$
514	0,094	0,0001829	4	129131	0,013448
514	0,094	0,0001829	4	171105	0,012983
514	0,082	0,0001598	10	65660	0,011659
514	0,082	0,0001598	10	131320	0,010019
514	0,074	0,0001440	10	192728	0,009526
513	0,082	0,0001598	18	74852	0,008939
513	0,082	0,0001598	18	149705	0,007682

Таблица 2.3 – Результаты гидравлического расчета МНПП  $D = 530 \times 8,5$  мм с относительно высокой шероховатостью

$d, \text{мм}$	$\Delta, \text{мм}$	$\varepsilon = \Delta / d$	$\theta, \text{ppm}$	$Re$	$\lambda(\varepsilon, \theta, Re)$
513	0,263	0,0005127	4	96520	0,020188
513	0,263	0,0005127	4	193041	0,018553
513	0,364	0,0007096	10	109916	0,016510
513	0,364	0,0007096	10	219832	0,015277
513	0,364	0,0007096	18	112041	0,016242
513	0,364	0,0007096	18	224081	0,015028

Для обработки результатов промышленных экспериментов с ПТП марки «Nessad-447», содержащихся в [293], используем сначала данные, объединенные в Таблице 2.2. Если пренебречь влиянием шероховатости стенок трубопровода в силу ее малости, то для нахождения функции  $k_I(\theta)$  можно использовать формулу:

$$k_I(\theta) = \frac{1}{Re \sqrt{\lambda(Re, \theta)}} \exp \frac{1 + 3,745 \sqrt{\lambda(Re, \theta)}}{0,884 \sqrt{\lambda(Re, \theta)}}.$$

В Таблице 2.4 приведены результаты вычислений.

Таблица 2.4 – Расчетные значения коэффициента  $k_I(\theta)$

$d, \text{мм}$	$\varepsilon = \Delta / d$	$\theta, \text{ppm}$	$Re$	$k_I(\theta)$	$k_I(\theta)_{\text{средн}}$
514	0,0001829	4	129 131	79	76
514	0,0001829	4	171 105	72	
514	0,0001598	10	65 660	346	390
514	0,0001598	10	131 320	426	
514	0,0001440	10	192 728	397	
513	0,0001598	18	74 852	535	580
513	0,0001598	18	149 705	624	

Следует отметить, что внесение ПТП в поток жидкости сильно увеличивает коэффициент  $k_1(\theta)$ , первоначальное (при  $\theta = 0$ ) значение которого было равно 28. Если бы уравнение (2.21) можно было бы применять для определения величины коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления при наличии в потоке ПТП, такой результат означал бы, что число Рейнольдса следовало бы взять намного больше, чем в действительности.

В работе автора [50] были приведены графики  $u(\eta)/u(0)$  безразмерного профиля скоростей турбулентного течения жидкости для различных концентраций  $0 \leq \theta \leq 180 \text{ ppm}$  другой модификации финской ПТП марки «Nessad-547» для некоторого характерного значения  $Re = 75\,000$  числа Рейнольдса (Рисунок 2.12).

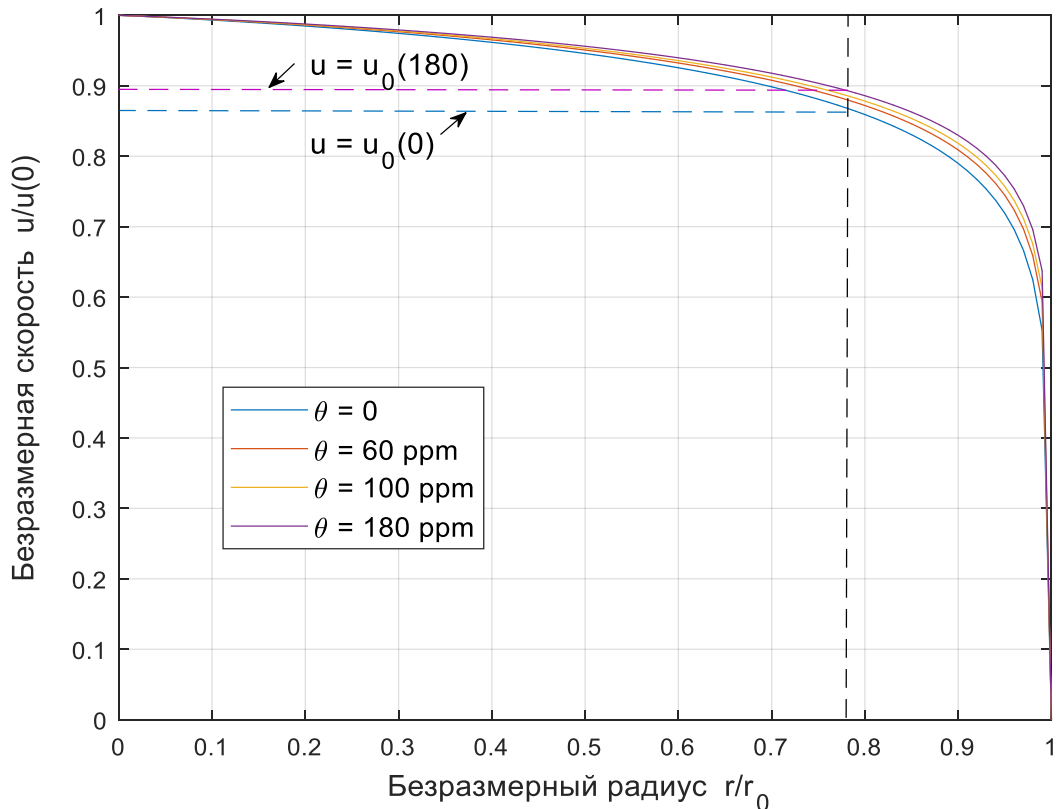


Рисунок 2.12 – Изменения профиля осредненных скоростей в турбулентном потоке под воздействием ПТП при  $Re = 75\,000$

По результатам анализа данных графиков можно отметить следующее:

– основной областью «действия» ПТП является тонкий пристеночный слой турбулентного потока, при этом увеличение концентрации  $\theta$  ПТП способствует

«наполнению» профиля осредненных скоростей – т.е. увеличению «крутизны» фронта осредненных скоростей – именно поэтому трансформируется весь профиль от оси до стенки трубы;

– достижение среднего значения скорости  $u_0 = v$  течения жидкости в турбулентном потоке происходит практически в одном и том же месте по безразмерному радиусу (на том же расстоянии от оси трубы), составляет примерно  $r/r_0 = 0,78$  и не зависит от концентрации  $\theta$  ПТП;

– при наличии ПТП в жидкости, движущейся со средней скоростью  $u_0 = v$ , происходит сокращение перетока разных слоев через данное сечение, т.е. при увеличении концентрации  $\theta$  ПТП объем перетока из области  $u(r) < u_0$  в область  $u(r) > u_0$  сокращается. Последнее наблюдение является основополагающим при сокращении объема смеси, образующейся в зоне контакта партий нефтепродуктов при их последовательной перекачке, что отражено в работе автора [50].

На основе результатов данного подраздела можно сделать вывод, что ПТП, уменьшая коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления, вместе с тем увеличивает степень влияния на него шероховатости  $\varepsilon$  внутренней поверхности трубопровода. Рассматриваемый эффект объясняется тем, что ПТП увеличивают «крутизну» профиля скоростей вблизи стенок трубопровода, оголяют неровности этих стенок, способствуя тем самым более сильному проявлению шероховатости. Обнаруженное явление необходимо учитывать в расчетах гидравлической эффективности действия ПТП до того, как принять решение о выборе марки ПТП для использования в магистральных трубопроводах.

## **2.7 Примеры расчета коэффициента гидравлического сопротивления для жидкости в турбулентном потоке с учетом концентрации присадок и шероховатости внутренней поверхности труб**

Рассмотрим конкретный пример. В Таблице 2.5 представлены значения коэффициентов  $k_1(\theta)$ ,  $k_2(\theta)$  и  $k_3(\theta)$  для одной из ПТП. Коэффициент  $k_1(\theta)$  соответствует испытаниям ПТП марки «FLO XL» компании «Baker Petrolite». Что

касается коэффициента  $k_3(\theta)$ , то данных о нем нет, поэтому он взят таким же, как и для жидкости без присадки  $k_3(\theta) \approx 4,9$ . В этой таблице на примере численных значений для конкретной марки ПТП можно видеть характерную особенность гидравлической эффективности  $\mathcal{E}$  для любых марок, о чем было описано в подразделе 1.3 – по мере увеличения концентрации  $\theta$  ПТП снижение величины коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления сначала происходит с высоким темпом, но, по мере роста концентрации  $\theta$  ПТП, величина коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления стремится к некоторому постоянному значению максимальной  $\mathcal{E}$  эффективности. Для данной ПТП это значение концентрации, по достижении которой эффективность практически не меняется, составляет  $20 \text{ ppm}$ .

Таблица 2.5 – Значения коэффициентов  $k_1(\theta)$ ,  $k_2(\theta)$  и  $k_3(\theta)$  для ПТП «FLO XL» [160]

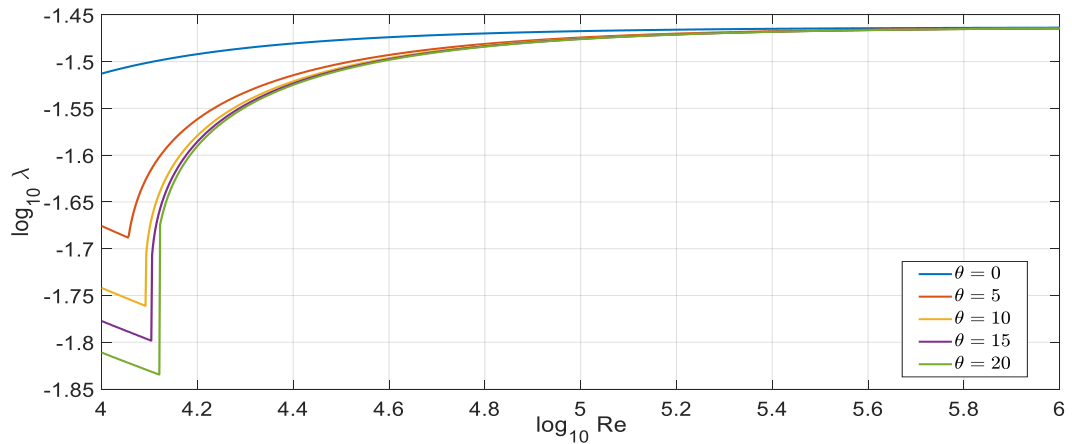
$\theta, \text{ ppm}$	0	5	10	15	20	25
$k_1(\theta)$	28	115	230	340	500	500
$k_2(\theta)$	0,31	1,27	2,53	3,74	5,50	5,50
$k_3(\theta)$	4,9	4,9	4,9	4,9	4,9	4,9

На Рисунке 2.13 представлены графические зависимости коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления от концентрации  $\theta$  ПТП и числа  $Re$  Рейнольдса, построенные на основе уравнения (2.39) для численных значений относительной  $\varepsilon$  шероховатости, равных  $1/120$  и  $1/1014$  (т.е. как на графиках И. Никурадзе).

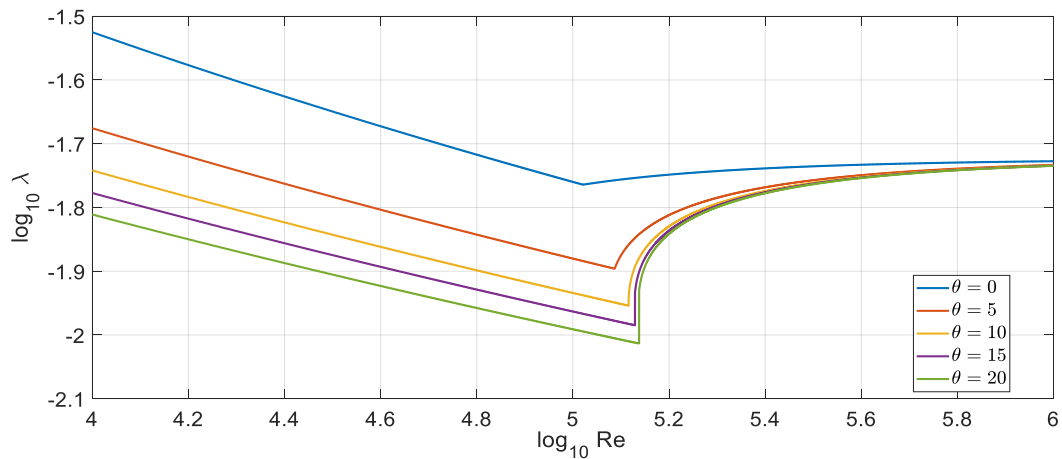
Из анализа графиков следует, что значения коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления резко увеличиваются после перехода из области «гидравлически гладких труб» в область «смешанного течения», отличие лишь в том, когда наступает такой момент: чем больше относительная эквивалентная  $\varepsilon$  шероховатость, тем меньше число Рейнольдса такого перехода. При этом видно, что чем больше концентрация  $\theta$  ПТП, тем позже происходит переход режима течения в область «смешанного трения». Данное обстоятельство объясняется с учетом изложенного выше описания характера гидравлической  $\mathcal{E}$  эффективности ПТП – при росте концентрации  $\theta$  происходит уменьшение коэффициента  $\lambda$



гидравлического сопротивления до некоторого «порогового» значения, т.е. когда функция  $f(\varepsilon, Re, \lambda, \theta) \approx \text{const}$ , при этом происходит смещение «вправо» (т.е. в область большей турбулентности) «порогового» значения числа  $Re_{пор}$  Рейнольдса.



а)



б)

Рисунок 2.13 – Зависимости коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления от числа  $Re$  Рейнольдса и концентрации  $\theta$  ПТП при значениях относительной  $\varepsilon$  шероховатости: а –  $\varepsilon = 1/120$ ; б –  $\varepsilon = 1/1014$

При достижении чисел Рейнольдса в диапазоне больше, чем  $4,8 \div 5 \cdot 10^5$ , ПТП перестает действовать, ее гидравлическая  $\mathcal{E}$  эффективность практически не изменяется, постепенно «выполживаясь» до некоторого максимального значения, величина которого индивидуально для различных марок ПТП. Данное наблюдение вполне коррелируется с результатами работ академика Л.И. Седова (Рисунок 2.7).

Если учесть, что  $\lg(100\lambda) \approx 0,33$  при  $\lg Re = 4$  ( $Re = 10^4$ ) и  $\lg(100\lambda) \approx 0,12$  при  $\lg Re = 5$  ( $Re = 10^5$ ) и аппроксимировать участок в области «гидравлически гладких труб» прямой линией с уравнением:

$$\lg(100\lambda) - 0,33 = \frac{0,12 - 0,33}{5 - 4} \cdot (\lg Re - 4),$$

то

$$100 \cdot \lambda = 10^{1,17} \cdot Re^{-0,21} \Rightarrow \lambda \approx \frac{10^{-0,83}}{Re^{0,21}} = \frac{0,148}{Re^{0,21}}. \quad (2.40)$$

Однако закономерность (2.40) будет иметь место только в том случае, если выполняется условие  $\varepsilon Re \sqrt{\lambda/8} \leq 4,6$  или  $\varepsilon \leq 33,8/Re^{0,9}$ . Например, для числа  $Re = 80\,000$  в отсутствии ПТП, т.е.  $\theta = 0$ , коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления  $\lambda \approx 0,0188$  (по формуле Блазиуса). При ее концентрации  $5\text{ ppm}$ , согласно (2.40), получаем  $\lambda \approx 0,0138$ . Таким образом, относительное уменьшение  $\lambda$  составляет  $\approx 27\%$ , однако оно будет иметь место для трубопроводов, в которых относительная шероховатость стенки  $\varepsilon \leq 0,0013$ . В противном случае, т.е. при  $\varepsilon > 0,0013$  необходимо учитывать данную шероховатость стенки.

На Рисунке 2.14 представлены аналогичные графики для концентрации ПТП  $\theta = 20\text{ ppm}$ . На представленных кривых также имеется участок, соответствующий «гидравлически гладким» трубам, который сменяется участком «смешанного трения», а затем областью «квадратичного трения».

Аналогично построим аппроксимацию коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления. Примем, что  $\lg(100\lambda) \approx 0,20$  при  $\lg Re = 4$  ( $Re = 10^4$ ) и  $\lg(100\lambda) \approx 0,01$  при  $\lg Re = 5$  ( $Re = 10^5$ ). После чего, как в предыдущем примере, аппроксимируем участок в области «гидравлически гладких» труб прямой линией с уравнением:

$$\lg(100\lambda) - 0,20 = \frac{0,01 - 0,2}{5 - 4} \cdot (\lg Re - 4),$$

то:

$$100 \cdot \lambda = 10^{0,96} \cdot Re^{-0,19} \Rightarrow \lambda \approx \frac{10^{-1,04}}{Re^{0,19}} = \frac{0,091}{Re^{0,19}}. \quad (2.41)$$

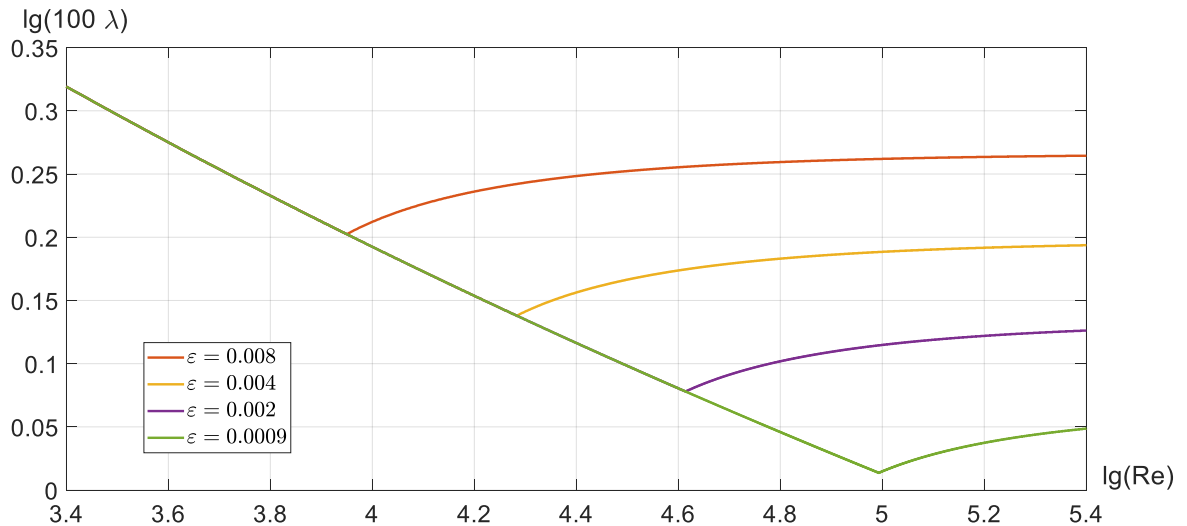


Рисунок 2.14 – Зависимости коэффициента  $\lambda$  от числа  $Re$  Рейнольдса и относительной  $\varepsilon$  шероховатости стенок трубы при концентрации  $\theta = 20 \text{ ppm}$ , построенные на основе уравнения (2.39)

Однако закономерность (2.41) будет иметь место только в том случае, если выполняется условие  $\varepsilon Re \sqrt{\lambda/8} \leq 3,2$  или  $\varepsilon \leq 30/Re^{0,905}$ .

Например, для числа  $Re = 80\ 000$  в отсутствие противотурбулентной присадки  $\theta = 0$  коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления равен:  $\lambda \approx 0,019$  (исходя из формулы Блазиуса). При внесении такой добавки с концентрацией  $20 \text{ ppm}$  в поток жидкости, согласно (2.41), получаем:  $\lambda \approx 0,0105$ . Таким образом, относительное уменьшение  $\lambda$  составляет около 45%. Однако полученное уменьшение  $\lambda$  будет иметь место для трубопроводов, в которых относительная шероховатость стенки  $\varepsilon \leq 0,0011$ . В противном случае, т.е. при  $\varepsilon > 0,0011$ , как и в предыдущем примере, необходимо учитывать данную шероховатость стенки.

Полученные примеры наглядно свидетельствуют о том, что в весьма распространенных степенных формулах  $\lambda = a/Re^m$ , т.е. как в формуле Блазиуса  $\lambda = 0,3164/Re^{0,25}$ , наличие ПТП было бы неправильно учитывать путем изменения одного только числителя дроби, необходимо изменять также и показатель степени, делая оба эти параметра зависящими от концентрации  $\theta$  конкретной марки ПТП.

## 2.8 Обобщение универсального уравнения гидравлического сопротивления плоского канала с подвижной стенкой при использовании противотурбулентной присадки

Точно так же, как и в случае круглой трубы (см. подраздел 2.6), теория турбулентного течения жидкости в плоском канале, изложенная в подразделе 2.5, может быть обобщена на случай наличия ПТП в ее потоке. При внесении в жидкость ПТП инвариантный коэффициент  $k_l$ , входящий в краевое условие (2.15) и бывший до того постоянным, следует считать функцией от концентрации  $\theta$  присадки, т.е. считать  $k_l = k_l(\theta)$ , а функцию  $f\left(\frac{\Delta_- \cdot u_*}{\nu}\right)$ , так же входящую в краевое условие (2.15), рассматривать как функцию 2-х аргументов:  $f\left(\frac{\Delta_- \cdot u_*}{\nu}, \theta\right)$ . Если учесть параметры, введенные в подразделе 2.4, т.е. что  $Re = u \cdot H/\nu$  (где  $u$  – средняя скорость,  $H$  – высота канала,  $\nu$  – кинематическая вязкость жидкости), а относительная  $\varepsilon$  шероховатость определяется как  $\varepsilon = \Delta/H$  (шероховатость, соответственно, на нижней и верхней пластинах  $\varepsilon_- = \Delta_-/H$  и  $\varepsilon_+ = \Delta_+/H$ ), а также:

$$\frac{1}{\rho} \tau_w = u_*^2 = C_f \frac{V^2}{2} \Rightarrow u_*/V = \sqrt{C_f/2},$$

то

$$f\left(\frac{\Delta \cdot u_*}{\nu}, \theta\right) = f\left(\frac{\Delta}{H} \frac{u_*}{V} \frac{VH}{\nu}, \theta\right) = f\left(\varepsilon Re \sqrt{\frac{C_f}{2}}, \theta\right).$$

Так как указанная в скобках функция инвариантна (постоянна), т.е. она входит в краевые условия на стенках трубы или канала и потому не зависит от гидравлического режима, ее выражение (2.38) не изменяется с той лишь разницей, что отношение  $u_*/\nu = \sqrt{\lambda/8}$  заменяется отношением  $u_*/V = \sqrt{C_f/2}$ :

$$f\left(\varepsilon Re \sqrt{\frac{C_f}{2}}, \theta\right) = \begin{cases} \approx 0, & \text{если } \varepsilon Re \sqrt{C_f/2} \leq k_3(\theta); \\ k_2(\theta) \cdot (\varepsilon Re \sqrt{C_f/2} - k_3(\theta)), & \text{если } \varepsilon Re \sqrt{C_f/2} > k_3(\theta), \end{cases} \quad (2.42)$$

где коэффициенты  $k_2(\theta)$  и  $k_3(\theta)$  – некоторые функции от концентрации ПТП, определяемые для каждой марки ПТП индивидуально.

Однако, если концентрация  $\theta = 0$ , т.е. ПТП отсутствует, то можно принять  $k_2(0) \approx 0,11$  и  $k_3(0) \approx 5,2$ . При наличии в потоке жидкости ПТП с концентрацией  $\theta$  универсальный закон сопротивления (2.35) можно представить [62, 72]:

$$\sqrt{\frac{2}{C_f}} = \frac{2}{k} \cdot \ln \frac{2 + f(\varepsilon_+ \operatorname{Re} \sqrt{C_f/2}, \theta) + f(\varepsilon_- \operatorname{Re} \sqrt{C_f/2}, \theta) + k k_1(\theta) \operatorname{Re} \sqrt{C_f/2}}{2 \cdot \sqrt{[1 + f(\varepsilon_+ \operatorname{Re} \sqrt{C_f/2}, \theta)] \cdot [1 + f(\varepsilon_- \operatorname{Re} \sqrt{C_f/2}, \theta)]}}, \quad (2.43)$$

где  $k \approx 0,4$ , а решение функции  $f(\varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{C_f/2}, \theta)$  определяется формулами (2.42).

Уравнение (2.43) представляет собой трансцендентное уравнение для вычисления коэффициента  $C_f$  гидравлического трения, определяющего напряжение  $\tau_w$  на каждой из параллельных пластин – неподвижной и подвижной, движущейся со скоростью  $V$  относительно первой. Если шероховатость у обеих пластин принять равной нулю, т.е.  $\varepsilon_- = \varepsilon_+ \approx 0$ , уравнение (2.43) упрощается до вида

$$\frac{1}{\sqrt{C_f}} = 3,536 \cdot \ln(1 + 0,141 \cdot k_1(\theta) \operatorname{Re} \sqrt{C_f}). \quad (2.44)$$

Из этого уравнения при  $k \approx 0,4$  находим выражение для коэффициента  $k_1(\theta)$

$$k_1(\theta) = \frac{1}{0,141 \cdot \operatorname{Re} \sqrt{C_f}} \cdot \exp\left(\frac{0,283}{\sqrt{C_f}} - 1\right). \quad (2.45)$$

При проведении экспериментальных исследований в приборе, рабочая часть которого является плоским каналом с гладкими стенками (одна из них движется с постоянной скоростью  $V$  относительно другой), для каждой концентрации  $\theta$  ПТП найти коэффициент  $C_f$  гидравлического трения, зная который можно построить функцию  $k_1(\theta)$  для дальнейшего определения гидравлического сопротивления в трубопроводе при движении нефти и нефтепродуктов [62, 72].

## 2.9 Определение гидравлической эффективности противотурбулентной присадки с учетом степени развитости турбулентного течения и относительной шероховатости стенок трубы

Как ранее было рассмотрено в подразделах 1.2 и 1.3, эксплуатационные свойства ПТП при их применении на действующих магистральных трубопроводах для перекачки нефти и нефтепродуктов оцениваются на основании такого ключевого параметра, как гидравлическая  $\mathcal{E}$  эффективность конкретной марки ПТП, которая определяется на основе [246] по следующей формуле:

$$\mathcal{E}(\theta) = \frac{\lambda_0(0) - \lambda(\theta)}{\lambda_0(0)},$$

где  $\lambda(\theta)$  – коэффициент гидравлического сопротивления с ПТП объемной  $\theta$  концентрации;

$Re$  – число Рейнольдса;

$\varepsilon$  – относительная шероховатость стенки трубы;

$\lambda_0 = \lambda(0)$  – коэффициент гидравлического сопротивления жидкости без ПТП.

В терминах, используемых в данной работе, гидравлическая эффективность ПТП, используемой, например, в трубопроводе, записывается в виде отношения

$$\mathcal{E}(Re, \varepsilon, \theta) = \frac{\lambda(Re, \varepsilon, 0) - \lambda(Re, \varepsilon, \theta)}{\lambda(Re, \varepsilon, 0)}. \quad (2.46)$$

Зависимость гидравлической эффективности  $\mathcal{E}(Re, \varepsilon, \theta)$  от определяющих ее параметров изучалась экспериментально многими исследователями, однако, единой точки зрения на такие зависимости до сих пор нет. Происходит это, видимо, потому, что разные экспериментаторы работали с различными марками ПТП, имеющими, скорее всего, различные механизмы воздействия на турбулентность (во всяком случае, на разные ее области), а сами эксперименты выполнялись с концентрациями присадок в достаточно широком диапазоне от  $10^{-6}$  до  $10^{-3}$ , в трубах

различного диаметра  $5 \div 100$  мм (а то и более), с различной степенью гладкости и шероховатости внутренней поверхности.

Проанализируем, например, известные эксперименты Ю.Ф. Иванюты и Л.А. Чекаловой [124, 126], в ходе которых для водных растворов полиокса, гуаровой смолы и полиакриламида определялись величины относительного уменьшения касательного трения  $\mathcal{E} = (\tau_0 - \tau_p)/\tau_0$  на стенках гладких труб (где  $\tau_0$  – касательные напряжения на стенке для воды, а  $\tau_p$  – касательные напряжения на стенке для раствора присадки) с  $\varepsilon \approx 0$  и внутренними диаметрами 9,75 мм, 20,9 мм и 35,5 мм. Концентрации полимеров в растворах варьировались от  $10^{-6}$  (1 ppm) до  $2 \cdot 10^{-3}$  (2000 ppm) при числах Рейнольдса в диапазоне от 8 000 до 300 000. В результате авторы обнаружили, что лучше всего экспериментальные точки ложатся на кривые зависимости эффективности  $\mathcal{E}(\tau_0)$  для касательных напряжений на стенке при течении воды. На Рисунке 2.15 представлены результаты таких опытов с полиакриламидом, концентрация которого в растворе варьировалась в диапазоне от 1 до 70 ppm [124].

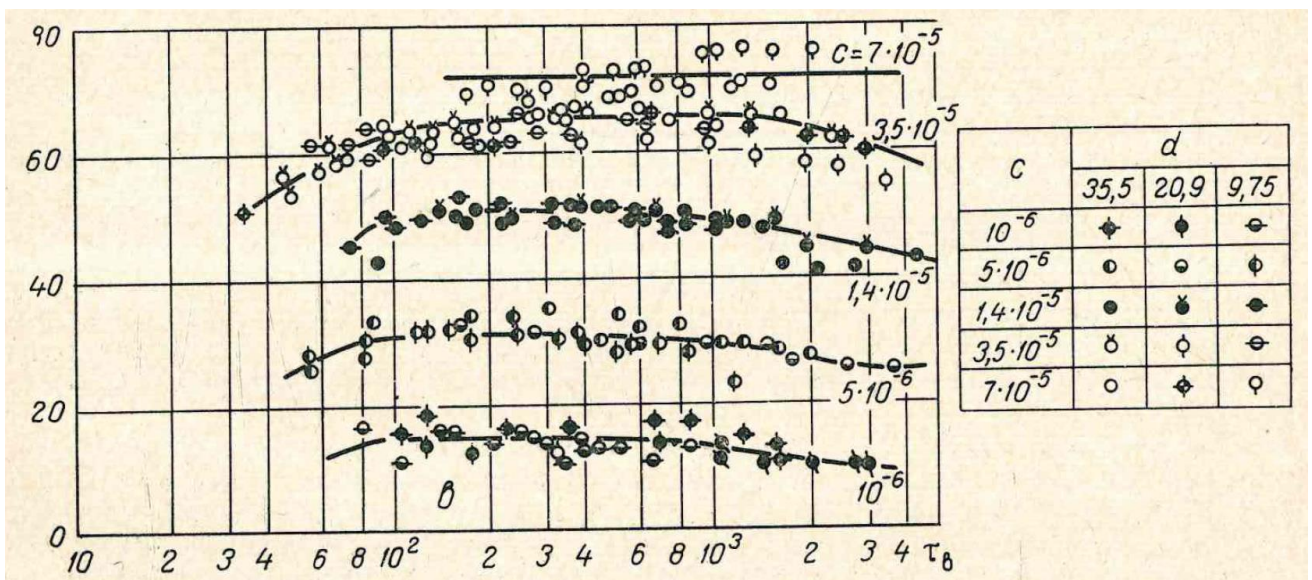


Рисунок 2.15 – Зависимости гидравлической эффективности  $\mathcal{E}$  полиакриламида при его различных концентрациях от величины касательного напряжения  $\tau_0$  на стенках труб различного диаметра ПТП [124]

Величина  $\tau_0$  касательного напряжения связана со средней скоростью  $u_0$  течения известными формулами:

$$\tau_0 = \frac{\lambda_0}{8} \rho u_0^2 = \frac{\rho v^2}{32 \cdot r_0^2} \cdot \lambda_0(Re) \cdot Re^2.$$

Т.е. в трубе каждого фиксированного радиуса  $r_0$  зависит от числа Рейнольдса, которое определяется как  $Re = 2u_0 \cdot r_0 / \nu$ . Несмотря на то, что в области «гладких» труб зависимость  $\lambda_0(Re)$  монотонно убывает при увеличении самого числа  $Re$  Рейнольдса, произведение  $\lambda_0(Re) \cdot Re^2$  монотонно возрастает, поэтому в каждой трубе фиксированного  $r_0$  радиуса увеличение  $\tau_0$  касательного напряжения можно трактовать как увеличение числа Рейнольдса.

По результатам анализа данных графиков можно отметить следующее:

- величина критического касательного  $\tau_w$  напряжения, которая характеризует начало появления гидравлической  $\mathcal{E}$  эффективности не зависит от диаметра трубы и концентрации присадки;
- для каждого из рассмотренных диаметров трубопровода: *9,75 мм, 20,9 мм* и *35,5 мм*, увеличение концентрации  $\theta$  ПТП увеличивает ее гидравлическую  $\mathcal{E}$  эффективность, хотя при достижении некоторого «порогового» значения, данная эффективность остается неизменной;
- при каждом конкретном значении  $\theta$  концентрации присадки в растворе ее гидравлическая  $\mathcal{E}$  эффективность в области развитой турбулентности слабо зависит от числа  $Re$  Рейнольдса или даже немного (5-10%) уменьшается.

Аналогичные выводы можно сделать и для двух полимеров, исследованных авторами: полиокса и гуаровой смолы. На основании этого обстоятельства многие исследователи считают, что гидравлическая эффективность каждой ПТП зависит только от концентрации  $\theta$  этой присадки. Однако, это не так: на самом деле гидравлическая эффективность  $\mathcal{E} = \mathcal{E}(Re, \varepsilon, \theta)$ , т.е. зависит и от числа  $Re$  Рейнольдса, и от относительной  $\varepsilon$  шероховатости стенок трубы, и, конечно же, от концентрации



$\theta$  ПТП [62, 72]. Если речь идет о турбулентном течении жидкости в трубопроводе, то коэффициент  $\lambda$  потока жидкости без ПТП удовлетворяет уравнению:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 0,884 \cdot \ln \frac{\text{Re} \sqrt{\lambda}}{1 + f(\varepsilon \text{Re} \sqrt{\lambda/8, 0})} - 0,8, \quad (2.47)$$

в котором, согласно (2.24),

$$f(\varepsilon \text{Re} \sqrt{\lambda/8}) = \begin{cases} \approx 0, & \text{если } \varepsilon \text{Re} \sqrt{\lambda/8} \leq 4,9; \\ 0,31 \cdot (\varepsilon \text{Re} \sqrt{\lambda/8} - 4,9), & \text{если } \varepsilon \text{Re} \sqrt{\lambda/8} > 4,9, \end{cases}$$

а коэффициент  $\lambda$  потока жидкости, в которую внесена присадка – уравнению (2.39):

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 0,884 \cdot \ln \frac{\text{Re} \sqrt{\lambda}}{1 + f(\varepsilon \text{Re} \sqrt{\lambda/8, \theta})} - [3,745 + 0,884 \ln k_1(\theta)], \quad (2.48)$$

где

$$f(\varepsilon \text{Re} \sqrt{\lambda/8, \theta}) = \begin{cases} \approx 0, & \text{если } \varepsilon \text{Re} \sqrt{\lambda/8} \leq k_3(\theta); \\ k_2(\theta) \cdot (\varepsilon \text{Re} \sqrt{\lambda/8} - k_3(\theta)), & \text{если } \varepsilon \text{Re} \sqrt{\lambda/8} > k_3(\theta), \end{cases}$$

а коэффициенты  $k_1(\theta)$ ,  $k_2(\theta)$  и  $k_3(\theta)$  являются функциями от концентрации  $\theta$  используемой ПТП конкретной марки.

На Рисунке 2.16 представлена гидравлическая  $\Xi$  эффективность одной из марок ПТП в зависимости от ее концентрации  $\theta$  при фиксированном значении числа Рейнольдса  $Re = 20\,000$  и шероховатости  $10^{-4} \leq \varepsilon < 10^{-3}$  стенок труб.

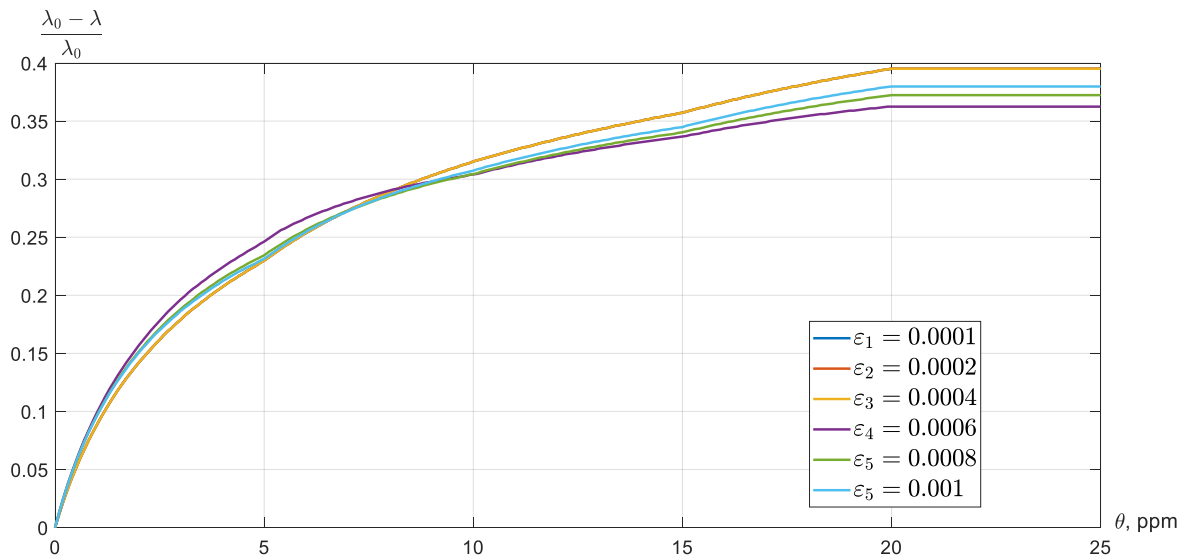


Рисунок 2.16 – Гидравлическая Э эффективность ПТП в зависимости от ее концентрации  $\theta$  при фиксированном значении числа Рейнольдса  $Re = 20\,000$

Из анализа данных графиков следует, что гидравлическая эффективность присадки также изменяется при изменении шероховатости внутренней поверхности трубопровода. Если шероховатость увеличивается, то гидравлическая эффективность ПТП имеет тенденцию к уменьшению, причем, чем больше число Рейнольдса, тем больше уменьшается эффективность присадки. В приведенном примере максимальное изменение составляет  $\approx 5 \div 10\%$ .

Причина этого явления понятна из графика на Рисунке 2.17, на котором показаны графические зависимости коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления от концентрации ПТП марки «FLO XL» при числе Рейнольдса, равном 200 000. Из графиков видно, что этот коэффициент  $\lambda$  при каждом значении  $\varepsilon$  шероховатости монотонно уменьшается при увеличении ее  $\theta$  концентрации, однако, в коэффициент  $\lambda_0 = \lambda(Re, \varepsilon, 0)$  гидравлического сопротивления жидкости без ПТП также монотонно уменьшается, поэтому гидравлическая эффективность присадки изменяется в относительно небольших пределах.

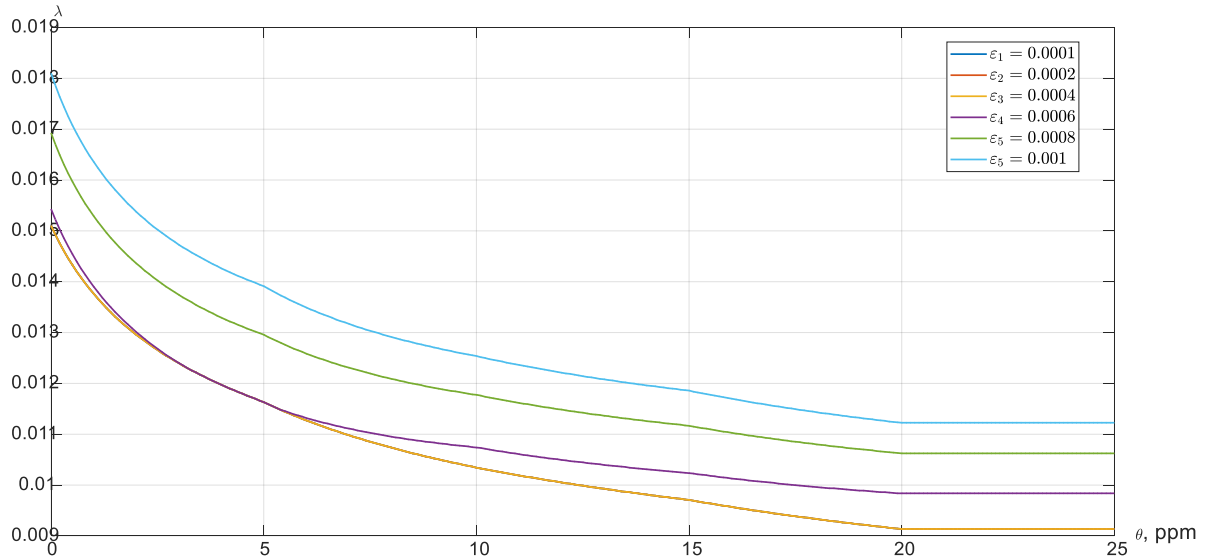


Рисунок 2.17 – Зависимость коэффициента  $\lambda$  ( $Re$ ,  $\varepsilon$ ,  $\theta$ ) от концентрации ПТП марки «FLO XL» для различных значений  $\varepsilon$  шероховатости ( $Re = 200\ 000$ )

На Рисунке 2.18 представлены графики зависимости коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления от концентрации  $\theta$  ( $4 \leq \theta \leq 18$  ppm) ПТП марки «Nessad 547» для различных значений шероховатости  $\varepsilon$  при фиксированном значении числа Рейнольдса  $Re = 200\ 000$ . Из этих графиков видно, что зависимость коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления весьма существенная даже при относительно малых значениях относительной  $\varepsilon$  шероховатости.

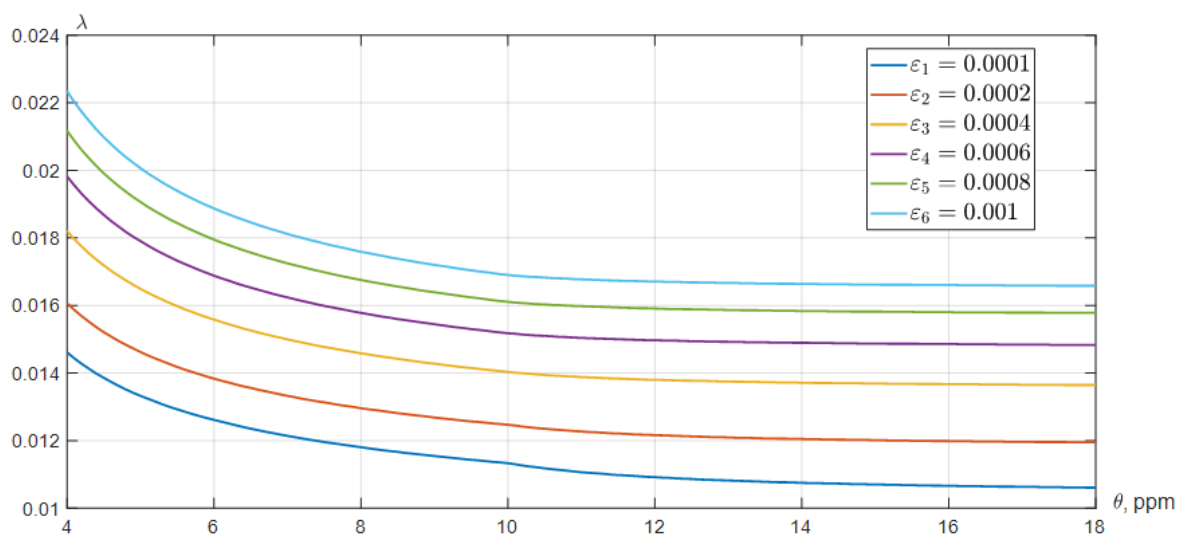


Рисунок 2.18 – Зависимость коэффициента  $\lambda$  ( $Re$ ,  $\varepsilon$ ,  $\theta$ ) от концентрации ПТП марки «Nessad 547» для различных значений  $\varepsilon$  шероховатости ( $Re = 200\ 000$ )

Следует отметить, что Таблица 2.5, приведенная в подразделе 2.7, которая была получена на основе промышленных экспериментов, то есть не таких точных, как в экспериментах, выполненных в лабораторных условиях, показывает, что значения функции  $f(\varepsilon, Re, \lambda, \theta)$  оказываются существенно большими, о чем можно судить по данным о коэффициенте  $k_2(\theta)$ , приведенным в Таблице 2.5 и использованным для расчетов.

## Выводы по главе 2

1. Так как в настоящее время отсутствует единая и общепризнанная гидравлическая теория турбулентного течения жидкости в трубах и каналах при наличии в потоке жидкости ПТП, то и отсутствует единая и общепризнанная методика определения коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления, как параметра, имеющего наибольшее значение для использования технологии перекачки нефти и нефтепродуктов с полимерными присадками.

2. По мнению автора, наиболее подходящей теорией для описания турбулентного течения в трубах и каналах является классическая обобщенная теория Т. фон Кармана, так как эта теория:

– *во-первых*, содержит гидродинамическую модель сдвиговых турбулентных течений, позволяющую рассчитывать профиль скоростей турбулентного течения на основе решения универсального дифференциального уравнения модели, вид которого не зависит от того, происходит ли соответствующее сдвиговое течение в круглой трубе или в плоском канале и каковы при этом параметры трубы или канала;

– *во-вторых*, конкретные решения дифференциальных уравнений модели определяются в полном соответствии с тем, как это традиционно делается в физике – с помощью краевых условий, существующих на стенках труб или каналов и отражающих взаимодействие течения с ограничивающими его поверхностями.

3. Использование краевых условий на поверхностях, ограничивающих турбулентное течение, позволяет наиболее естественно учесть влияние малых полимерных присадок, которые изменяют (воздействуют на) эти краевые условия, а через них – как в целом, на течение жидкости, так и, в частности, на интегральные параметры течения, среди которых основным является коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления. ПТП изменяют условия течения в тонких пристеночных слоях и увеличивают наклон профиля осредненных скоростей на стенках труб и каналов.

4. Обоснован основной тезис диссертации, согласно которому коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления при турбулентном режиме течения жидкости в трубах и каналах с параллельными стенками, в т.ч. подвижными, предпочтительно находить из универсального уравнения гидравлического сопротивления. Сугубо эмпирические формулы для расчета этого коэффициента не универсальны, не имеют общей методологической основы получения, зачастую дают некорректный результат. Автором усовершенствовано универсальное уравнение гидравлического сопротивления, предложен методологически логичный способ учета шероховатости внутренней поверхности труб и каналов.

5. Полученное универсальное уравнение сопротивления для плоских каналов с параллельными стенками с различной шероховатостью и допускающими движение одной из них относительно другой с постоянной скоростью в осевом направлении, позволяет рассчитывать коэффициенты гидравлического трения на стенках канала, в том числе при использовании ПТП.

6. Показано, что гидравлическая  $\Xi$  эффективность ПТП, т.е. снижение величины коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления при добавлении ПТП в поток перекачиваемой по трубе или в канале жидкости, зависит от параметров:

- относительная  $\epsilon$  шероховатость стенок внутренней поверхности трубы или канала, при этом именно влияние шероховатости весьма существенно;
- степень развитости турбулентного режима, характеризующаяся числом  $Re$  Рейнольдса, при котором ПТП используется (хотя эта зависимость в количественном отношении меньше, чем зависимость от шероховатости);

– объемная концентрация  $\theta$  самой присадки, степень влияния которой на изменение характеристик турбулентного режима необходимо определять экспериментально для каждой конкретной марки ПТП.

7. ПТП существенным образом влияют на увеличение величины наклона профиля осредненных скоростей (на стенках труб и каналов) к радиусу трубы (в зависимости от их типа и концентрации, степень влияния может быть различной), что в сочетании с изменением величины относительной  $\varepsilon$  шероховатости существенно влияет на величину коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления.

### **3 МОДЕЛИРОВАНИЕ ГИДРАВЛИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОТИВОТУРБУЛЕНТНЫХ ПРИСАДОК НА МАГИСТРАЛЬНЫХ ТРУБОПРОВОДАХ ПО РЕЗУЛЬТАТАМ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ И ЛАБОРАТОРНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ**

В главе 1 было подробно рассмотрено развитие представлений и показаны историко-технические аспекты применения полимерных соединений на реально действующих МН и МНПП, в том числе приведен обзор специализированных работ в данной области. Несмотря на то, что использование ПТП при перекачке углеводородных жидкостей по магистральным трубопроводам осуществляется не одно десятилетие, говорить о полном понимании всех теоретических и практических вопросов в данной области весьма преждевременно.

В данном разделе рассматривается вопрос о тестировании гидравлических свойств ПТП на различных экспериментальных установках, т.е. стендах различной конфигурации, и в лабораторно-исследовательских приборах – вискозиметрах и реометрах. Одна из задач таких экспериментальных исследований состоит в получении исчерпывающих данных о гидравлической эффективности ПТП при ее использовании в трубопроводах с различными диаметрами, различной величиной шероховатости внутренней поверхности стенок труб, режимами транспортирования (в частности, величинами расходов и давлений перекачки), в жидкостях с различными плотностями и вязкостями.

Причем, как и в большинстве стендовых и лабораторных исследований, тестирование присадок проводится, как правило, на установках, имеющих меньшие размеры, чем объекты, на которых эта ПТП будет применяться в дальнейшем. Так как характер турбулентного течения жидкости в таких приборах не подобен характеру (режиму) течения реальной жидкости в эксплуатируемом трубопроводе, то возникает вопрос о корректности переноса экспериментально полученных результатов на модель течения жидкости в реальном трубопроводе.

Основная идея решения этого вопроса состоит в том, что автор предлагает использовать результаты экспериментальных исследований ПТП не для

физического моделирования процессов в трубопроводах. Такие коэффициенты отражают взаимодействие сдвигового турбулентного течения с ограничительными поверхностями и потому являются одинаковым для всех турбулентных течений (как в экспериментальных и лабораторных установках, так и в трубопроводе), что позволяет использовать эти коэффициенты для более качественного и точного расчета коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления в МН и МНПП.

### **3.1 Особенности интерпретации результатов тестирования гидравлических свойств противотурбулентных присадок для моделирования реального режима течения жидкости в магистральных трубопроводах**

Ключевым вопросом к оценке результатов многочисленных экспериментов на трубных стендах или лабораторных установках испытаний различных типов и марок ПТП является следующий – как обеспечить эффективное моделирование и расчет гидравлических режимов перекачки нефти или нефтепродуктов по реально эксплуатируемым магистральным трубопроводам, в том числе на стадии их технологического проектирования? В отличие от экспериментальных и лабораторных установок, МН и МНПП характеризуются существенно отличающимися конкретными параметрами, такими как:

- протяженность участка трубопровода существенно выше протяженности экспериментальных стендов, в которых деструкция (разрушение) ПТП или снижение ее эффективности практически никогда не происходит;
- изменяющийся (пусть и не значительно) внутренний диаметр трубопровода, что связано с отложениями различных компонентов самой жидкости (асфальтены, парафины и пр.) или сопутствующих компонентов (влаги, механические примеси, окалина и пр.) на стенках;
- изменение геометрии линейной части МН и МНПП (лупинги, вставки, отводы, сбросы, подкачки, места установки запорной арматуры и пр.);
- изменяющаяся с течением времени шероховатость внутренней поверхности стенки трубы из-за коррозии в процессе его эксплуатации;



- непостоянные физико-химические свойства транспортируемой жидкости (вязкость и плотность), что связано с изменением температуры или номенклатуры (различными марками);
- возможное изменение скорости течения жидкости из-за совокупного влияния ранее перечисленных факторов;
- гидравлическая взаимосвязанность отдельных эксплуатационных (технологических) участков с единой системой магистральных трубопроводов при транспортировании по ним нефти или нефтепродуктов.

Перечисленные параметры зачастую столь существенно отличают протяженные магистральные трубопроводные системы от экспериментальных стендов или лабораторных приборов, что не смотря на многочисленные модели и критерии сходимости результатов таких экспериментов [52, 138, 139, 175, 177, 248], течение жидкости происходит в областях, не являющихся геометрически подобными МН и МНПП.

Особенности интерпретации результатов экспериментов и моделирования течения вязкой жидкости с добавленной в нее ПТП, таким образом, существенно отличаются от моделирования течения вязкой жидкости, не содержащей такую полимерную добавку, и состоят в следующем.

*Во-первых*, в отличие от классической гидравлики, недопустимо моделировать одну жидкость другой, например, нефть водой. Каждая ПТП, растворяясь в углеводородном носителе, оказывает свое специфическое воздействие на параметры турбулентного течения. Поэтому испытания необходимо производить именно с той жидкостью (нефтью или нефтепродуктом), которая течет в реальном магистральном трубопроводе. Следовательно, число Рейнольдса является лишь одним из возможных критериев подобия двух течений в испытательных установках. Следует отметить, кроме того, что в экспериментальных трубных стендах весьма трудно создавать и моделировать течения нефти или нефтепродукта с большими значениями числа Рейнольдса.

*Во-вторых*, совершенно не очевидно, что в моделируемом течении отсутствует так называемый «масштабный» эффект. Со времени открытия эффекта самим

Б.А. Томсом, не смотря на существенную научную дискуссию, длительное время было общепринято положение о том, что ПТП воздействуют на турбулентное течение только в узкой пристеночной области внутренней поверхности трубопровода, причем постоянно разрушается турбулентными пульсациями самой же перекачиваемой жидкости. Не рассматривая пока и другие возможные объяснения эффекта Томса, отметим, что разрушенный материал присадки компенсируется «свежим» материалом, диффундирующим из ядра потока к внутренней поверхности трубы. Смоченный же периметр трубопровода, где проявляется эффект ПТП, пропорционален его диаметру, а площадь поперечного сечения трубопровода, в котором находится основная масса полимера – квадрату диаметра. Таким образом, трубопроводы с большим диаметром имеют большой запас «свежего» противотурбулентного материала, следовательно, деструкция присадки в них происходит медленней, чем в трубопроводах с малым диаметром даже при одинаковых числах Рейнольдса.

*В-третьих*, в различных лабораторных приборах, прежде всего, в приборах «ротационного типа», турбулентные течения жидкости происходят в областях, не являющихся геометрически подобными области течения жидкости в магистральном трубопроводе. Число Рейнольдса для таких быстро вращающихся стенок диска определяется по линейной скорости вращения, которая существенным образом зависит от радиуса. Следовательно, преждевременно строго утверждать, что характер турбулентности в диске является подобным турбулентному режиму в трубопроводе.

Поэтому автором в настоящей диссертации отвергается прямой перенос результатов тестирования ПТП на различных экспериментальных установках (стендах различной конфигурации) и в лабораторно-исследовательских приборах (вискозиметрах и реометрах) на те результаты, которые следует ожидать в реально эксплуатируемых трубопроводах. Взамен автором предлагается использовать результаты экспериментов для определения инвариантных коэффициентов, на которых базируется теория турбулентности. Для конкретных типов и марок ПТП такие инвариантные коэффициенты являются уникальными, так как отражают

физику взаимодействия сдвигового турбулентного течения с ограничивающими его поверхностями и, кроме того, являются одинаковым для всех турбулентных течений – как в экспериментальной трубной установке (или в лабораторном приборе), так и в трубопроводе. Затем именно определенные экспериментально инвариантные (неизменные) коэффициенты предлагается использовать в усовершенствованной модели турбулентности (универсального уравнения сопротивления вязкой несжимаемой жидкости) для расчета ключевого параметра трубопроводной гидравлики – коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления.

### 3.2 Анализ результатов тестирования гидравлических свойств противотурбулентных присадок на экспериментальных трубных стендах

Рассмотрим конструкцию и экспериментальную модель простых трубных стендов (Рисунок 3.1), которые получили широкое распространение для испытаний свойств ПТП в «тяжелой» и «легкой» нефти [246, 247].

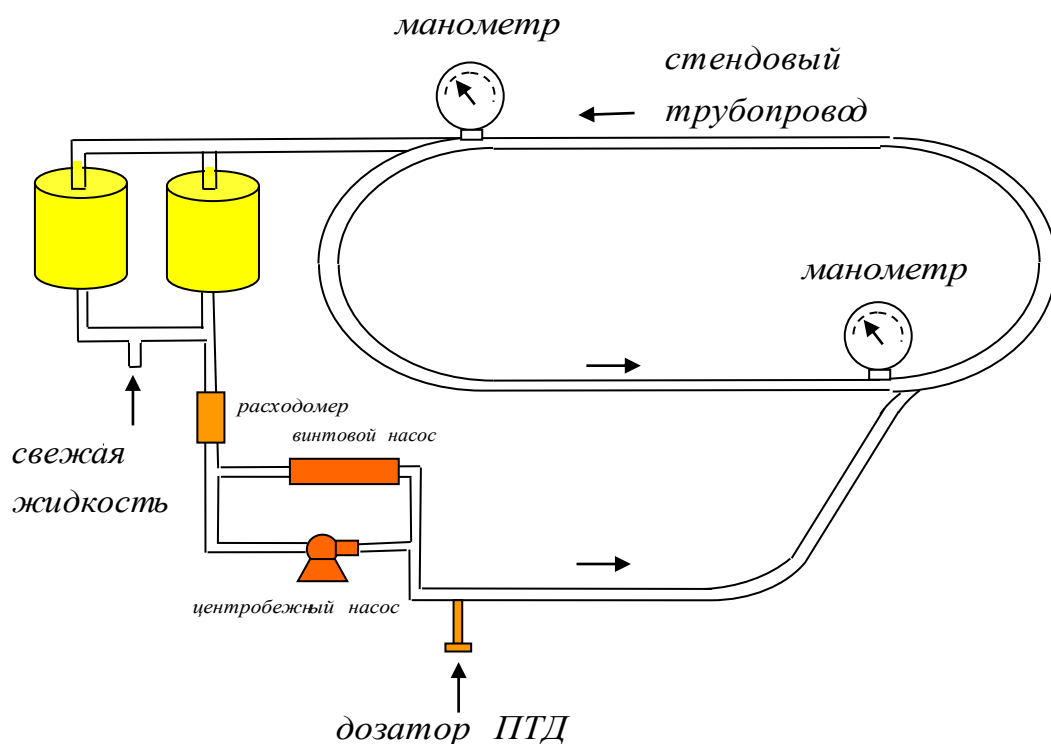


Рисунок 3.1 – Схема трубного стенда для гидравлических испытаний ПТП

Стенд представляет собой циркуляционную установку, основной частью которого является кольцевой трубопровод, состоящий для увеличения протяженности из нескольких петель, в которых течет нефть, обработанная той или иной ПТП. Для ее ввода используется специальный дозатор, обеспечивающий подачу с необходимой концентрацией. Течение нефти обеспечивает винтовой (шнековый) насос, вызывающий меньшее разрушение (деструкцию) высокомолекулярных полимеров. На трубопроводе имеется расходомер, позволяющий фиксировать расход (и, следовательно, скорость течения нефти), и манометры, позволяющие определять разность давлений в контрольных сечениях трубопровода.

Через эти параметры можно вычислить коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления и затем – гидравлическую  $\mathcal{E}$  эффективность ПТП, что подробно было рассмотрено в подразделе 1.2, 1.3 и 2.9 настоящей работы [216]:

$$\mathcal{E}(\theta) = \frac{\lambda_0(0) - \lambda(\theta)}{\lambda_0(0)}.$$

В зависимости от конструкции (схемы) установки для ввода ПТП и ее товарной формы – гелеобразной (растворной) или дисперсионной (суспензионной) – можно спрогнозировать изменение величины ее эффективности в зависимости от времени, т.е. выявить баланс между процессом растворения ПТП в несущей жидкости и процессом деструкции макромолекул полимерного материала присадки при прохождении насоса.

Как же тогда обеспечить эффективное моделирование и расчет гидравлических режимов перекачки нефти или нефтепродуктов по реально эксплуатируемым магистральным трубопроводам, а в данном случае – как «перенести» на гидравлические расчеты транспортировки нефти и нефтепродуктов в МН и МНПП, как было сказано ранее, существенно отличающихся от трубопроводов экспериментального стенда?

Основная идея решения этого вопроса состоит в том, чтобы *использовать результаты, полученные на экспериментальных стендах, для определения инвариантных коэффициентов, входящих в базовую модель турбулентности Т. фон Кармана, о применении которых было описано в главе 2 настоящей диссертации.*

В качестве основной расчетной формулы для коэффициента гидравлического сопротивления  $\lambda$  ( $Re$ ,  $\varepsilon$ ,  $\theta$ ) можно использовать формулу, следующую из модели Т. фон Кармана:

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{k} \left[ \ln \frac{k \cdot k_1(\theta) \cdot Re \sqrt{\lambda/8}}{1 + f(\varepsilon Re \sqrt{\lambda/8}, \theta)} - 2,283 \right], \quad (3.1)$$

где  $k$  – константа Кармана, примерно равная 0,4;

$k_1(\theta)$  – инвариантный (постоянный), определяемый индивидуально для марки ПТП коэффициент, значение которого для турбулентных течений вязкой несжимаемой жидкости, при этом  $k_1(0) = 28$  (см. подраздел 1.4 диссертации)

Функция  $f(\varepsilon, Re, \lambda, \theta)$ , как было показано в подразделах 2.2-2.6 настоящей диссертации, учитывает шероховатость стенок внутренней поверхности трубы при течении жидкости ПТП в  $\theta$  концентрации. Аналогично графикам обработки экспериментов И. Никурадзе, используем «кусочно-линейную аппроксимацию»:

$$f\left(\varepsilon Re \sqrt{\frac{\lambda}{8}}, \theta\right) = \begin{cases} \approx 0, & \text{если } \varepsilon Re \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \leq k_3(\theta); \\ k_2(\theta) \cdot \left(\varepsilon Re \sqrt{\frac{\lambda}{8}} - k_3(\theta)\right), & \text{если } \varepsilon Re \sqrt{\frac{\lambda}{8}} > k_3(\theta) \end{cases}, \quad (3.2)$$

где  $k_2(\theta)$  и  $k_3(\theta)$  – инвариантные (постоянные) коэффициенты, зависящие от концентрации  $\theta$  ПТП, которые должны определяться по результатам обработки экспериментальных исследований для разных марок ПТП (при отсутствии ПТП, т.е. при  $\theta = 0$ , можно принять  $k_2(0) = 0,31$  и  $k_3(0) = 4,9$ ).

Определение коэффициентов  $k_1(\theta)$ ,  $k_2(\theta)$  и  $k_3(\theta)$  рекомендуется осуществлять в серии последовательных экспериментов.

Первую серию экспериментов рекомендуется осуществлять при относительно небольших значениях числа  $10^4 < Re < 3 \cdot 10^4$  Рейнольдса – в области «гидравлически гладких труб», т.е. без учета шероховатости  $\varepsilon$  стенок труб, и принять из (3.1) следующую закономерность при  $f(\varepsilon, Re, \lambda, \theta) = 0$ :

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{k} \left[ \ln(k \cdot k_1(\theta) \cdot Re \sqrt{\lambda/8}) - 2,283 \right].$$

Так как константа Кармана равна 0,4, получаем уравнение

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 0,88 \cdot \ln(k_1(\theta) \cdot Re \sqrt{\lambda}) - 3,745. \quad (3.3)$$

Тогда  $k_1(\theta)$  можно определить:

$$k_1(\theta) = \frac{1}{Re \cdot \sqrt{\lambda}} \cdot \exp \frac{1 + 3,745 \cdot \sqrt{\lambda}}{0,88 \cdot \sqrt{\lambda}}. \quad (3.4)$$

По данной формуле в результате первой серии экспериментов при течении жидкости в области «гидравлически гладких труб», зная концентрацию  $\theta$  конкретной марки ПТП можно рассчитать значение коэффициента  $k_1(\theta)$ .

Вторую серию экспериментов рекомендуется осуществлять при значениях числа  $Re > 3 \cdot 10^5$  Рейнольдса в области «смешанного трения», т.е. без учета самого числа Рейнольдса на величину коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления. Тогда из (3.1) справедлива закономерность:

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{k} \left[ \ln \frac{k \cdot k_1(\theta)}{\varepsilon \cdot k_2(\theta)} - 2,283 \right]$$

Опять же, принимая константу Кармана равной 0,4, получаем:

$$\ln \frac{k_2(\theta)}{k_1(\theta)} = \frac{1 + 3,745\sqrt{\lambda}}{0,88 \cdot \sqrt{\lambda}} - \ln \varepsilon, \quad (3.5)$$

где коэффициент  $k_1(\theta)$  рассчитывают по результатам первой серии экспериментов.

В подразделе 2.4-2.8 данной диссертации изложено о зависимости коэффициента  $k_2(\theta)$ , характеризующего степень влияния шероховатости  $\varepsilon$  стенок трубы на коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления, а также в подразделе 2.5 отмечен тот факт, что для любого значения концентрации  $\theta$  ПТП ее влияние на коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления уменьшается по мере достижения достаточно больших чисел  $Re$  Рейнольдса. Если при  $Re \rightarrow \infty$  значение рассматриваемой функции  $f(\varepsilon, Re, \lambda, \theta)$  больше  $k_3(\theta)$ , тогда:

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{k} \left[ \ln \frac{k \cdot k_1(\theta)}{1 + k_2(\theta) \cdot \varepsilon} - 2,283 \right].$$

Тогда можно сделать вывод, что отношение между собой коэффициентов  $k_2(\theta)$  и  $k_3(\theta)$  должно быть инвариантным (постоянным) для всех концентраций  $\theta$  ПТП, при этом  $k_2(\theta) = 0,011 \cdot k_1(\theta)$ . Если же значение рассматриваемой функции  $f(\varepsilon, Re, \lambda, \theta)$  меньше  $k_3(\theta)$ , то режим течения происходит в области «гидравлически гладких» труб, а имеющаяся шероховатость  $\varepsilon$  трубы постепенно снижает эффективность ПТП, а при дальнейшем росте турбулентности  $Re \rightarrow \infty$ , полностью нивелирует действие ПТП. Кроме того, при таких числах Рейнольдса, как известно, режим течения перемещается в область «квадратичного трения», в которой коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления не зависит от числа  $Re$  Рейнольдса. Следует отметить, что величина  $\varepsilon$  относительной эквивалентной шероховатости является весьма малой, поэтому предпочтительно обрабатывать результаты экспериментов, строя линейную зависимость (3.5) в логарифмических координатах  $\ln \varepsilon$  и  $\ln(k_2/k_1)$  и обрабатывать ее методом наименьших квадратов.

С другой стороны, на основе уравнений (3.1) и (3.2) можно рассчитать  $k_1(\theta)$  и  $k_2(\theta)$  напрямую, для чего необходимо при проведении эксперимента на трубном стенде определить значения концентрации  $\theta$  ПТП при нескольких значениях числа  $Re$  Рейнольдса, рассчитать для них соответствующие численные значения коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления, после чего обработать для уравнения (3.1) полученные результаты методом «наименьших квадратов»:

$$\exp\left(-\frac{1+3,745}{0,88 \cdot \sqrt{\lambda}}\right) = \frac{1}{Re \cdot \sqrt{\lambda}} \frac{1}{k_1(\theta)} + \varepsilon \frac{k_2(\theta)}{k_1(\theta)}. \quad (3.6)$$

Приведем пример такого расчета для ранее уже использовавшейся в примерах подразделов 2.7 и 2.9 ПТП марки «FLO XL» компании «Baker Petrolite». В Таблице 3.1 приведены значения коэффициента  $k_1(\theta)$  для данной присадки при относительной шероховатости  $\varepsilon = 0$  [160]

Таблица 3.1 – Значения коэффициента  $k_1(\theta)$  для ПТП марки «FLO XL» компании «Baker Petrolite»

Концентрация $\theta$ ПТП, ppm	5	10	15	20	25	30
Значения коэффициента $k_1(\theta)$	115	230	340	500	500	500

По участку магистрального трубопровода  $D = 720$  мм с толщиной стенки  $\delta = 10$  мм с расходом  $Q = 2\,500$  м<sup>3</sup>/ч ведется перекачка нефти с кинематической вязкостью  $\nu = 15$  сСт и плотностью  $\rho = 870$  кг/м<sup>3</sup>. На НПС в нефть добавили ПТП марки «FLO XL» компании «Baker Petrolite» с концентрацией  $\theta = 10$  ppm. Определить коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления, считая режим течения в области «гидравлически гладких труб». Определим среднюю скорость:

$$v = \frac{4Q}{\pi \cdot d^2} = \frac{4 \cdot 2500}{3600 \cdot 3,14 \cdot 0,7^2} = 1,81 \text{ м/с}$$

Число Рейнольдса:

$$Re = \frac{v \cdot d}{\nu} = \frac{1,81 \cdot 0,7}{15 \cdot 10^{-6}} = 84467$$



Используя уравнение (3.3), получим трансцендентное уравнение:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 0,88 \cdot \ln(k_1(\theta) \cdot \text{Re} \sqrt{\lambda}) - 3,745 = 0,88 \cdot \ln(230 \cdot 84467 \cdot \sqrt{\lambda}) - 3,745.$$

Решаем его методом последовательных приближений (итераций) получим значение коэффициента  $\lambda = 0,012$ . Если произвести аналогичный расчет без ПТП, т.е.  $k_1(0) = 28$ , при том же числе  $Re$  Рейнольдса коэффициент  $\lambda = 0,018$ . Таким образом, эффект от добавления ПТП составляет  $\approx 33\%$ .

Таким образом, по результатам тестирования гидравлических свойств ПТП на различных экспериментальных трубных стендах различной конфигурации можно получать уникальные (универсальные) для каждой из марок ПТП коэффициенты, которые могут использоваться для переноса (пересчета) экспериментальных данных на этапе технологического проектирования, эксплуатации и реконструкции магистральных трубопроводов.

### **3.3 Анализ результатов тестирования гидравлических свойств противотурбулентных присадок на дисковых реометрах**

Рассмотрим еще один, отличный от трубного, однако также достаточно распространенный метод тестирования гидравлической эффективности ПТП [15, 60, 64, 68, 71, 74, 194, 210] в таком лабораторно-исследовательском приборе как ротационный дисковый реометр. Принцип работы основан на том, что в неподвижный кожух (емкость) помещается исследуемая жидкость – нефть или моторное топливо, в которой за счет энергии электродвигателя вращается подвижный диск (Рисунок 3.2). На Рисунке 3.3 показано распределение окружных скоростей жидкости в различных сечениях зазора дискового реометра.

При достаточно большой скорости в рабочем зазоре реометра между неподвижным кожухом и вращающимся диском возникает сдвиговое турбулентное течение. Добавляя к жидкости ПТП с различной концентрацией, можно оценить, как она влияет на уменьшение гидравлического сопротивления вращению диска.

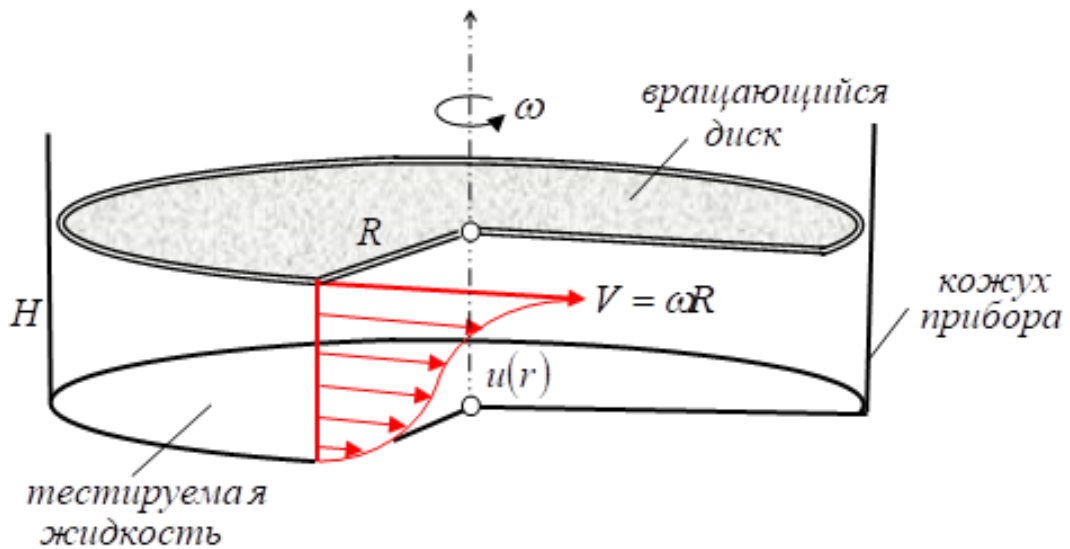


Рисунок 3.2 – Схема работы дискового реометра

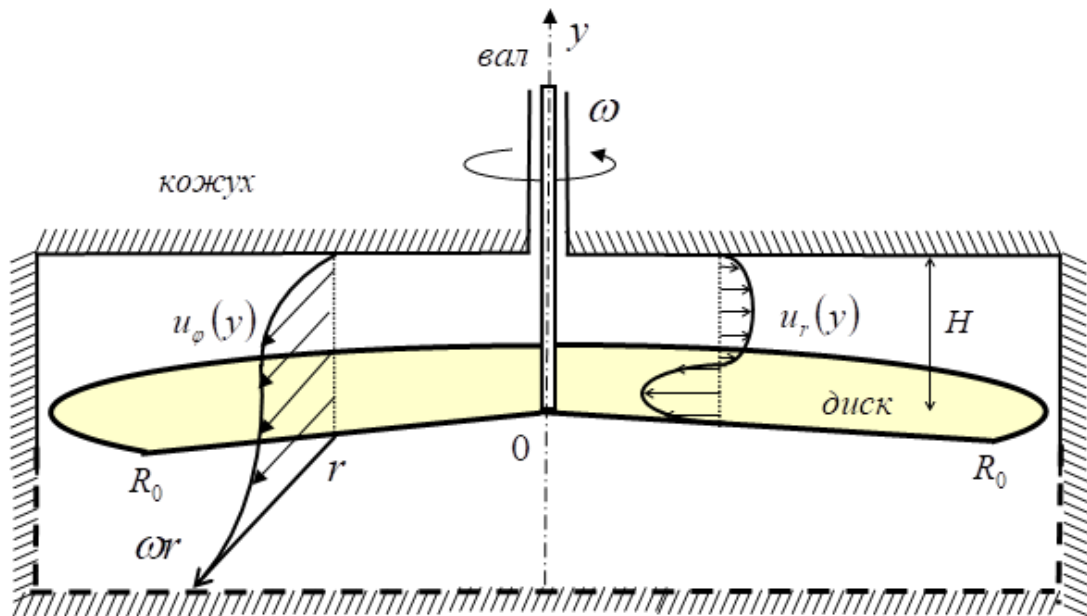


Рисунок 3.3 – Распределение скоростей в реометре с вращающимся диском

Но, строго говоря, режим течения жидкости в зазоре между подвижным диском и неподвижным кожухом дискового реометра не подобен режиму течения нефти или нефтепродуктов в реально эксплуатируемом участке магистрального трубопровода. Поэтому, как считает автор, необходимо разработать модель (порядок пересчета) получаемых таким образом экспериментальных данных для их дальнейшего использования на этапе технологического проектирования, эксплуатации и реконструкции магистральных трубопроводов.

На практике до сих пор используется следующий метод оценки эффективности действия ПТП: измеряются значения момента силы (крутящего момента) для жидкости без ПТП с ПТП в определенной концентрации. При добавлении ПТП уменьшается коэффициент  $C_f$  гидравлического трения и определяется напряжение на вращающейся поверхности  $\tau_w = C_f \cdot \rho V^2 / 2$ , где  $V$  – скорость вращающегося диска относительно его неподвижного кожуха. Жидкость помещают в данное устройство для ее исследования.

Между неподвижными стенками и вращающимся диском формируется радиально-симметричное течение, вектор  $\vec{U}$  скорости которого имеет три составляющие: окружную  $u_\phi$  скорость, радиальную  $u_r$  скорость и осевую  $u_y$  скорость, которые зависят от координат расстояния  $y$  от плоскости диска и расстояния  $r$  от оси вращения ( $0 < r < r_0$ , где  $r_0$  – радиус). На неподвижных поверхностях вектор  $\vec{U} = 0$ , а на вращающейся поверхности  $\vec{U} = \{\omega r, 0, 0\}$ .

В левой части Рисунка 3.3 показано распределение  $u_\phi$  окружной, а в правой части  $u_r$  радиальной составляющей скорости течения по высоте  $H$  зазора между диском и кожухом реометра. Как правило, этот зазор имеет горизонтальные размеры много большие, чем вертикальные, т.е.  $H \ll r_0$ , а окружная скорость  $\omega r$  точек диска по отношению к неподвижному кожуху, велика, поэтому в сложной картине циркуляционного течения жидкости в приборе правомерно выделить интенсивное окружное движение жидкости, оставив без внимания радиальное и вертикальное движения, т.е. правомерно считать  $\vec{U} = \{u_\phi(y), 0, 0\}$ , причем  $u_\phi(0) = \omega r$  и  $u_\phi(H) = 0$ ,  $0 < r \leq r_0$ .

Также в пространстве между неподвижными поверхностями кожуха и вращающимся диском формируются две области с различными гидравлическими режимами течения – ламинарным и турбулентным, граница между которыми проходит на некотором расстоянии  $r^*$  от оси вращения, которому соответствует критическое значение числа Рейнольдса, примерно равное 3 000, характеризующее переход от ламинарного режима течения к турбулентному [332, 333, 396-398].

Ламинарное течение Куэтта формируется в области диска, находящейся на относительно небольшом расстоянии  $r$  от оси вращения, т.е.  $0 < r < r^*$ , когда

линейная скорость  $V = \omega r$  движущейся стенки (вращающегося диска) также относительно невелика и, таким образом, число Рейнольдса  $Re = \omega r H / \nu \leq Re_{кр} \approx 3\ 000$ .

Турбулентное течение Куэтта формируется в той области диска, которая находится на относительно большем расстоянии от оси вращения  $r_* < r < r_0$ , для которого линейная скорость  $V = \omega r$  движущейся стенки (вращающегося диска), соответственно также существенно больше и число Рейнольдса  $Re = \omega r H / \nu > Re_{кр}$

На Рисунке 3.4 изображены эпюры окружной скорости  $u_\varphi(r, y)$  течения в каждой из рассматриваемых областей. Если в первой области окружная скорость по вертикальной координате зазора (его высота –  $H$ ) распределена линейно, то во второй области, профиль окружной скорости приобретает характерную для турбулентного течения в канале с подвижной стенкой [396] S-образную форму.

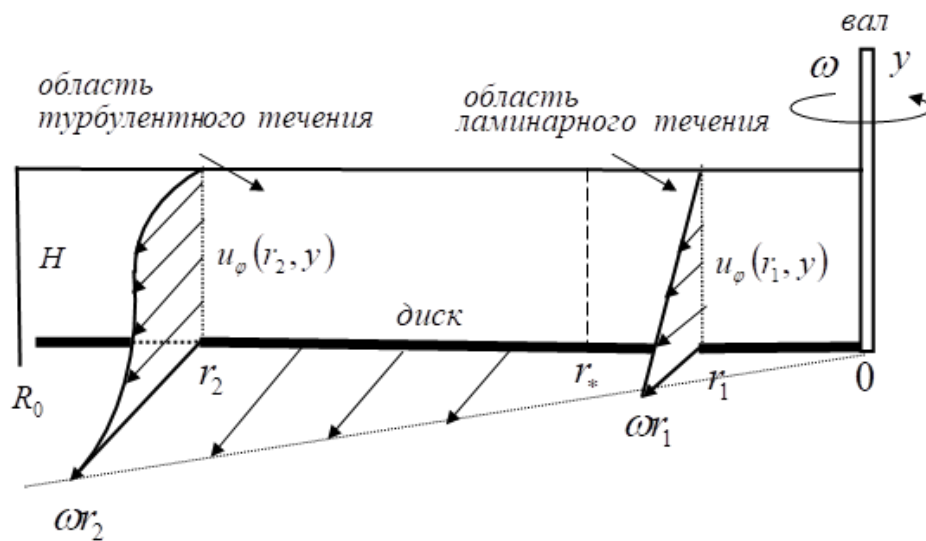


Рисунок 3.4 – Распределение окружных скоростей жидкости в пространстве между неподвижными поверхностями кожуха и вращающимся диском

Касательное напряжение  $\tau_w$  трения на вращающемся диске будет разным в каждой из рассматриваемых областей (ламинарной и турбулентной). Представим касательное напряжение  $\tau_w$  трения через коэффициент  $C_f$  трения как:

$$\tau_w = C_f \frac{\rho V^2}{2}. \quad (3.7)$$

Аналогично расчету течений жидкости в плоских каналах с подвижной стенкой, изложенному в подразделе 2.4 данной работы, определим величину коэффициента  $C_f$  трения в области ламинарного течения (правая часть Рисунка 3.4) – на расстоянии  $r$  от оси вращения, т.е.  $0 < r < r_*$ . В данной области действует закон вязкого трения Ньютона  $\tau = \mu du/dy$ , поэтому:

$$\frac{1}{\rho} \tau = \nu \frac{du}{dy} \Rightarrow \frac{1}{\rho} \tau = \nu \frac{V}{H} = 2 \frac{\nu}{VH} \cdot \frac{V^2}{2} = \frac{2}{\text{Re}} \cdot \frac{V^2}{2}.$$

Тогда коэффициент  $C_f$  трения для ламинарного режима определяется:

$$C_f = \frac{2}{\text{Re}}. \quad (3.8)$$

В области турбулентного течения  $r_* < r < r_0$  и  $0 \leq y < H$ , как видно из левой части Рисунка 3.4, формируется профиль  $u_\varphi(r, y)$  скоростей, который «дает» числа Рейнольдса больше критического значения 3 000, поэтому коэффициент  $C_f$  трения определяется по правилам, изложенным в работах [52, 60, 64, 68, 160, 167].

Итак, как было показано в разделе 1, известная модель сдвиговой турбулентности Т. фон Кармана является фактически феноменологической моделью турбулентного течения жидкости. Так как в данном случае турбулентное течение осуществляется в канале между параллельными стенками, одна из которых неподвижна, а вторая движется параллельно первой с постоянной линейной скоростью  $V = \omega r$ , то уравнение (2.28) для касательного напряжения  $\tau(y)$  от радиальной  $y$  координаты можно записать в виде:

$$\frac{1}{\rho} \tau(y) = k^2 \frac{|du/dy|^3}{(d^2u/dy^2)^2} \frac{du}{dy} = -\frac{\tau_w}{\rho} = -u_*^2 = \text{const.}, \quad (3.9)$$

где  $u' \equiv du/dy$  – производная осевой скорости осредненного турбулентного течения в направлении радиальной  $y$  координаты;

$\tau_w$  – касательное напряжение на стенках зазора высотой  $H$  (в том числе на поверхности вращающегося диска);

$u_* = \sqrt{\tau/\rho}$  – динамическая скорость.

Аналогично описанному в подразделе 2.1 решению дифференциального уравнения второго порядка, решение данного уравнения также предполагает наличие двух краевых (граничных) условий.

Дифференциальное уравнение (3.9) имеет второй порядок, поэтому для его решения необходимо иметь два краевых условия:

– условие «прилипания», т.е. такое граничное условие, при котором принимаем скорость течения жидкости у внутренней поверхности кожуха равной нулю  $u_\varphi(H, r) = 0$ , на поверхности диска – равной  $u_\varphi(0, r) = \omega r$ ;

– условие взаимодействия движущегося турбулентного потока жидкости с кинематической  $\nu$  вязкостью со стенками (вращающегося диска или неподвижного кожуха) с абсолютной  $\Delta$  шероховатостью поверхности, имеющее вид:

$$\nu \frac{du}{dy} \Big|_w = \frac{k_1 u_*^2}{1 + f(\Delta \cdot u_* / \nu)}, \quad (3.10)$$

Следует отметить, что, как и в уравнении (2.15), для учета шероховатости стенок диска и кожуха кроме инвариантного коэффициента  $k_1$ , добавляется еще один фактор – инвариантная функция  $f(\Delta \cdot u_* / \nu)$ , также не зависящая от параметров жидкости и режима ее течения, а характеризующая влияние на турбулентное течение шероховатости стенок. Следовательно, ПТП, введенная в поток текущей жидкости, изменяет эту функцию, делая ее зависящей уже от 2-х безразмерных параметров:  $\Delta \cdot u_* / \nu$  и концентрации  $\theta$  ПТП, т.е.  $f = f(\Delta \cdot u_* / \nu, \theta)$ . Введение добавки в турбулентный поток жидкости должно изменить и влияние шероховатости на интегральные параметры турбулентного течения.

Сравнивая результаты расчета турбулентного течения в трубопроводе с ранее уже использованными графиками И. Никурадзе для величины коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления, получаем [60]:

- при  $\varepsilon < 8,8 / (\text{Re} \sqrt{C_f})$ , функция  $f = f(\Delta \cdot u_* / \nu, \theta) \approx 0$ ;
- при  $\varepsilon > 8,8 / (\text{Re} \sqrt{C_f})$ , функция  $f = 0,11 \cdot \varepsilon \text{Re} \sqrt{C_f} - 0,96$ .

И уравнение (3.9) тогда является универсальным уравнением сопротивления для определения величины коэффициента  $C_f$  трения:

$$\sqrt{\frac{2}{C_f}} = \frac{2}{k} \cdot \ln \left[ \frac{0,5k \cdot k_1}{1 + f(\varepsilon \text{Re} \sqrt{C_f} / 2)} \text{Re} \sqrt{\frac{C_f}{2}} + 1 \right]. \quad (3.11)$$

Если представить, что ПТП не используется, т.е.  $k \approx 0,4$  и  $k_1 = 28$ , и принять стенки абсолютно гладкими, т.е. шероховатость  $\varepsilon = 0$ , то  $f(0) = 0$ , уравнение (3.11) упрощается и принимает вид:

$$\frac{1}{\sqrt{C_f}} = 3,54 \cdot \ln [3,96 \cdot \text{Re} \sqrt{C_f} + 1]. \quad (3.12)$$

Его приближенное решение дается зависимостью  $C_f \cdot \text{Re}^{0,25} = 0,0154$ , которая весьма похожа на известное уравнение Блазиуса, хотя и отличается от него коэффициентом. Если принять, что коэффициенты  $k_1 = k_1(\theta)$  и  $f = f(\varepsilon \text{Re} \sqrt{C_f} / 2, \theta)$ . Тогда универсальное уравнение (3.11) сопротивления приобретает вид:

$$\sqrt{\frac{2}{C_f}} = \frac{2}{k} \cdot \ln \left[ \frac{0,5k \cdot k_1(\theta)}{1 + f(\varepsilon \text{Re} \sqrt{C_f} / 2, \theta)} \text{Re} \sqrt{\frac{C_f}{2}} + 1 \right]. \quad (3.13)$$

При тестировании ПТП следует определять инвариантные функции  $k_1(\theta)$  и  $f = f(\varepsilon \text{Re} \sqrt{C_f} / 2, \theta)$ , чтобы использовать в дальнейшем для определения

коэффициента  $\lambda = \lambda(Re, \varepsilon, \theta)$  гидравлического сопротивления в реально эксплуатируемых магистральных трубопроводах [52].

*Расчет момента сил, действующих на вращающийся диск реометра.* При вращении диска реометра (Рисунок 3.2 и Рисунок 3.3), на обе его стороны действуют силы трения. Если принять  $dS = r d\varphi/dr$  – это элементарная площадь поверхности диска, то  $dF = \tau_w \cdot 2r d\varphi/dr$  – элементарная сила трения, а  $dM = (\tau_w \cdot 2r d\varphi/dr) \cdot r$  – элементарный момент этих сил. Если заменить касательное напряжение  $\tau_w$  его выражением через скорость  $V$  вращения и учесть, что  $V = \omega r$ , то полный момент сопротивления вращению диска с радиусом  $r_0$  можно представить следующим образом:

$$M = 2\pi \int_0^{r_0} C_f \rho V^2 \cdot r^2 dr = 2\pi \rho \omega^2 \cdot \int_0^{r_0} C_f \cdot r^4 dr .$$

Так как в области вращения диска существуют два течения – ламинарное при  $0 < r < r_*$  и турбулентное при  $r_* < r < r_0$ , то момент сил сопротивления можно представить в виде двух слагаемых:

$$M = 2\pi \rho \omega^2 \cdot \left( \int_0^{r_*} C_f \cdot r^4 dr + \int_{r_*}^{r_0} C_f \cdot r^4 dr \right) .$$

Так как число Рейнольдса  $Re(r_*) = \omega r_* H / \nu = Re_{кр} \approx 3\ 000$ , то, очевидно, что критическое расстояние от оси вращения  $r_* = \nu Re_{кр} / \omega H$ . Тогда в первом слагаемом (ламинарный режим) коэффициент  $C_f$  трения определяется по формуле (3.8), а во втором слагаемом (турбулентный режим) – по формуле (3.11) или (3.13):

$$\frac{M}{2\pi \rho \omega^2} = \int_0^{r_*} \frac{2}{Re} \cdot r^4 dr + \int_{r_*}^{r_0} C_f(Re) \cdot r^4 dr , \quad (3.14)$$



Учитывая, что в уравнении (3.14)  $r = \nu Re/\omega H$ , получаем:

$$\frac{M}{2\pi\rho\omega^2} = \int_0^{Re_{кр.}} \frac{2}{Re} \cdot \left(\frac{\nu}{\omega H} Re\right)^4 d\left(\frac{\nu}{\omega H} Re\right) + \int_{Re_{кр.}}^{Re_0} \frac{2}{Re} \cdot \left(\frac{\nu}{\omega H} Re\right)^4 d\left(\frac{\nu}{\omega H} Re\right)$$

где  $Re_0 = \omega r_0 \cdot H/\nu$  – это число Рейнольдса на расстоянии, соответствующему радиусу вращающегося диска.

$$\frac{M}{2\pi\rho\omega^2} = \left(\frac{\nu}{\omega H} Re_{кр.}\right)^5 \cdot \left[ \frac{1}{2Re_{кр.}} + \int_1^{Re_0/Re_{кр.}} C_f \cdot \xi^4 d\xi \right], \quad (3.15)$$

причем функция  $C_f = C_f(\xi, \varepsilon)$ , где  $\xi = Re/Re_{кр.}$ , находится из уравнения:

$$\sqrt{\frac{2}{C_f}} = \frac{2}{k} \cdot \ln \left[ \frac{0,5kk_1 Re_{кр.}}{1 + f(\varepsilon Re_{кр.} \xi \sqrt{C_f/2})} \xi \sqrt{\frac{C_f}{2}} + 1 \right]. \quad (3.16)$$

Для гидравлически гладких стенок реометра и поверхности диска, т.е.  $k \approx 0,4$ ,  $f = 0$  и  $Re_{кр.} = 3000$  в функции  $f(\varepsilon Re_{кр.} \xi \sqrt{C_f/2})$  коэффициент  $C_f = C_f(\xi)$  находится по формуле:

$$\frac{1}{\sqrt{C_f}} = 3,54 \cdot \ln(424,3 \cdot k_1 \xi \sqrt{C_f} + 1), \quad (3.16^*)$$

На Рисунке 3.5 представлены зависимости коэффициента трения  $C_f = C_f(\xi)$  при некоторых значениях инвариантного  $k_1$  коэффициента. Из анализа графиков можно отметить, что при росте значения числа  $Re$  Рейнольдса коэффициент  $C_f$  трения уменьшается для каждого следующего значения  $k_1$  коэффициента.

На Рисунке 3.6 представлено распределение момента касательных напряжений по радиусу диска в области турбулентного течения, из которых следует, что при

увеличении коэффициента  $k_1$  момент  $2\pi\rho\omega^2 \cdot C_f \cdot r^4 dr$  соответствующих касательных напряжений увеличивается от центральной части к краям вращающегося диска, причем, чем больше коэффициент  $k_1$ , тем меньше абсолютное значение момента этих напряжений.

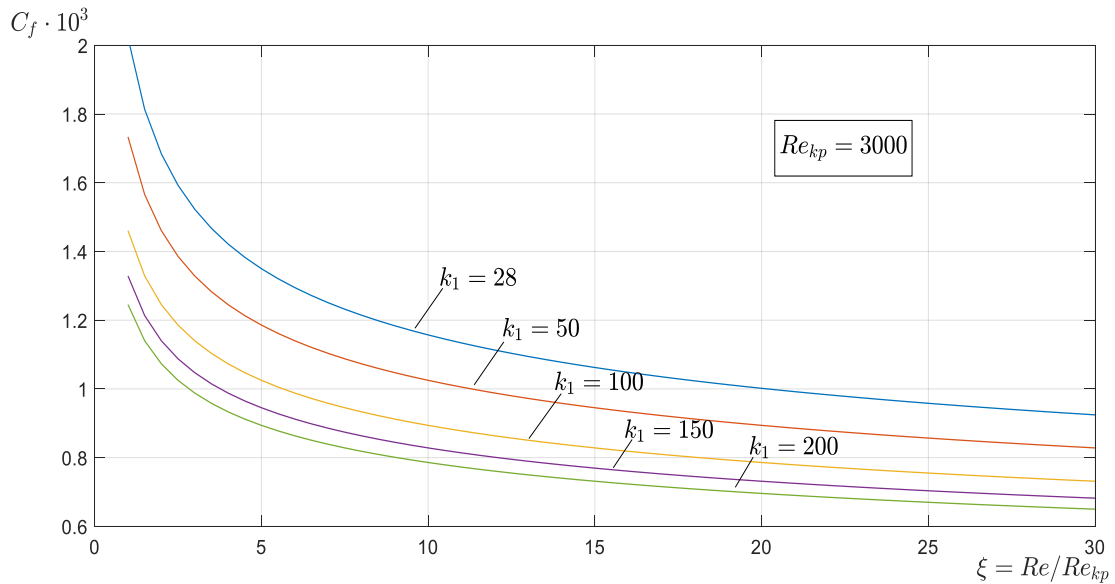


Рисунок 3.5 – Графики зависимости коэффициента  $C_f$  трения от числа Рейнольдса для некоторых значений инвариантного коэффициента  $k_1$

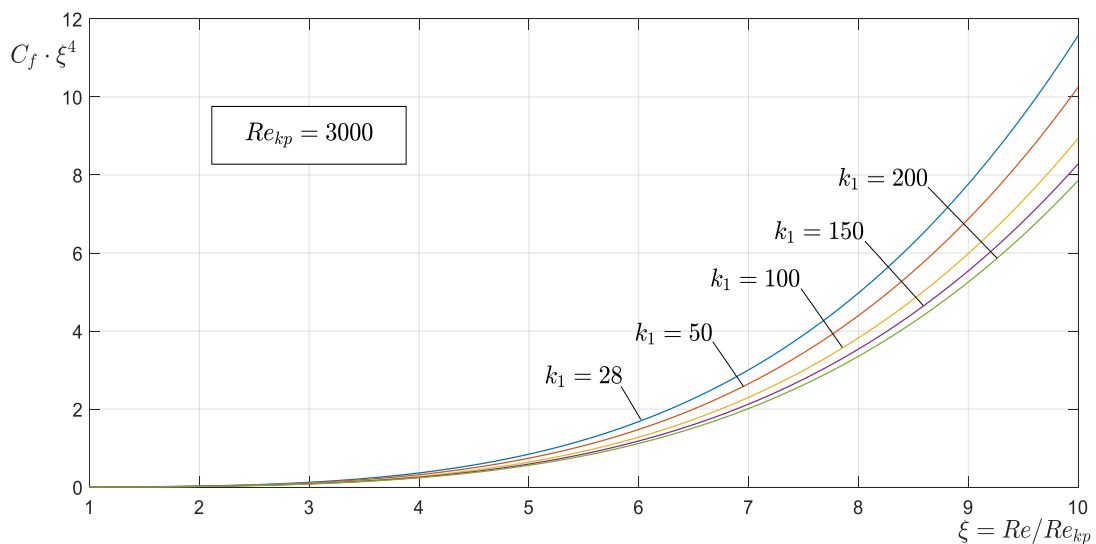


Рисунок 3.6 – Графики зависимости удельного момента  $C_f \xi^4$  трения от числа Рейнольдса для некоторых значений инвариантного коэффициента  $k_1$

Анализ графиков на Рисунках 3.5 и 3.6 показывает, что любое технологическое мероприятие, ведущее к увеличению инвариантного коэффициента  $k_I$ , входящего в краевое условие (3.10), которое учитывает условие взаимодействие движущегося турбулентного потока жидкости со стенками (вращающегося диска или неподвижного кожуха), приводит к уменьшению сопротивления жидкости вращающемуся в ней диску. Именно таким мероприятием служит введение в турбулентный поток жидкости ПТП с концентрацией  $\theta$ .

*Тестирование ПТП в реометре с вращающимся диском.* При внесении испытуемой ПТП с концентрацией  $\theta$  в жидкость, находящуюся в полости дискового реометра, момент  $M(\theta)$  силы (крутящий момент) уменьшается по сравнению с первоначальным  $M(0)$  значением. Согласно (3.15), относительное уменьшение момента можно представить формулой:

$$\varepsilon(\theta) = \frac{M(\theta)}{M(0)} = \frac{0,5 \cdot \text{Re}_{\text{кр.}}^{-1} + \int_1^{\text{Re}_0/\text{Re}_{\text{кр.}}} C_f(\xi, \theta) \cdot \xi^4 d\xi}{0,5 \cdot \text{Re}_{\text{кр.}}^{-1} + \int_1^{\text{Re}_0/\text{Re}_{\text{кр.}}} C_f(\xi, 0) \cdot \xi^4 d\xi} < 1, \quad (3.17)$$

где  $C_f(\xi, \theta)$  – значения коэффициента трения в жидкости с ПТП;

$C_f(\xi, 0)$  значения коэффициента в жидкости без ПТП (концентрация  $\theta = 0$ ).

ПТП влияет на краевое условие (3.10), делая все входящие в него величины зависящими от вида присадки и ее концентрации  $\theta$  в жидкости. В частности, в работе [160] показано, что при внесении ПТП инвариантный  $k_I$  коэффициент, определяющий трение в области «гидравлически гладких труб» и в жидкости без присадки равный 28, увеличивается, т.е.  $k_I(\theta) > 28$ .

Используя графики  $C_f(\xi)$ , можно вычислить интегралы, входящие в (3.17). В Таблице 3.2 представлены соответствующие значения, вычисленные для разных чисел Рейнольдса при некоторых значениях инвариантного  $k_I$  коэффициента, входящего в краевое условие модели Т. фон Кармана.

Как видно из таблицы, при любом значении числа  $Re_0$  Рейнольдса увеличение коэффициента  $k_l$  влечет за собой уменьшение момента сил трения на диске, и наоборот. Кроме того, сопротивление жидкости на участке диска с ламинарным течением пренебрежимо мало сравнению с участком турбулентного течения. Так, при отсутствии ПТП, т.е.  $\theta=0$ ,  $k_l=28$  и  $Re_0/Re_{кр}=10$  интеграл  $\int_1^{10} C_f(\xi,0) \cdot \xi^4 d\xi \approx 24,2$  в области турбулентного трения, а в области ламинарного трения этот интеграл равен  $5/3$ , что много меньше значения  $24,2$ . Аналогичный результат имеет место и для других отношений  $Re_0/Re_{кр}$ . Учитывая это обстоятельство, следует:

$$\varepsilon(\theta) = \frac{M(\theta)}{M(0)} \approx \frac{\int_1^{Re_0/Re_{кр}} C_f(\xi, \theta) \cdot \xi^4 d\xi}{\int_1^{Re_0/Re_{кр}} C_f(\xi, 0) \cdot \xi^4 d\xi}. \quad (3.18)$$

Таблица 3.2 – Значения интеграла  $\int_1^{Re_0/Re_{кр}} C_f(\xi, k_l) \cdot \xi^4 d\xi$  для различных  $Re_0/Re_{кр}$

$Re_0/Re_{кр}$	$k_l=28$	$k_l=50$	$k_l=100$	$k_l=150$	$k_l=200$
6	2,1	1,9	1,6	1,5	1,4
7	4,4	3,9	3,4	3,1	2,9
8	8,3	7,3	6,4	5,9	5,6
10	24,2	21,4	18,6	17,2	16,3

В Таблице 3.3 показано относительное уменьшение момента сил трения на диске при  $Re_0 = 3\ 000$ , т.е.  $Re_0/Re_{кр}=10$ , в зависимости от  $k_l$  коэффициента.

Таблица 3.3 – Изменение момента сил в зависимости от величины  $k_l$  коэффициента

	$k_l=28$	$k_l=50$	$k_l=100$	$k_l=150$	$k_l=200$
$\varepsilon(k_l)$	1,000	0,884	0,769	0,711	0,674

Вычисляя данный коэффициент по формулам [52, 60, 64, 68, 160], можно рассчитать коэффициент  $\lambda(\theta)$  гидравлического сопротивления с присадкой, но уже не в измерительном приборе (реометре), а в произвольном трубопроводе:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 0,88 \cdot \ln[k_1(\theta) \cdot Re \cdot \sqrt{\lambda}] - 3,73. \quad (3.19)$$

В формуле (3.19) число  $Re$  Рейнольдса относится уже не к дисковому реометру, а к трубопроводу:  $Re = vd/\nu$ , где  $v$  – средняя скорость течения жидкости в трубопроводе,  $d$  – внутренний диаметр,  $\nu$  – кинематическая вязкость.

*Влияние шероховатости на величину момента.* Вернемся, к формуле (3.14) для определения момента сил, действующих на вращающийся диск реометра. Известно, что при вращении диска с постоянной угловой  $\omega$  скоростью:

$$r = \frac{\nu}{VH} Re; \quad r_0 = \frac{\nu}{VH} Re_0; \quad r_* = \frac{\nu}{VH} Re_{кр} \quad \text{и} \quad \xi_0 = \frac{r_0}{r_*} = \frac{Re_0}{Re_{кр}} \geq 1.$$

Тогда в формуле (3.14) для определения момента силы (крутящего момента) целесообразно перейти к интегрированию по числу  $Re$  Рейнольдса, приняв ранее отмеченное критическое значение  $Re_{кр} = 3\,000$ :

$$\frac{M}{2\pi\rho\omega^2 r_0^5} \equiv F(\xi_0, \varepsilon) = \frac{1}{\xi_0^5} \cdot \left( \frac{1}{6000} + \int_1^{\xi_0} C_f \cdot \xi^4 d\xi \right), \quad (3.20)$$

где  $\xi = Re/Re_{кр}$ , как и в уравнении (3.15);

значение коэффициента  $C_f$ , с учетом того, что  $f(\varepsilon Re_{кр} \cdot \xi \sqrt{C_f/2})$ , получается из уравнения (3.16).

Очевидно, что в данном уравнении при росте скорости вращения диска, т.е. при росте  $\omega$ , коэффициент  $\xi_0$  также растет; более того, по его численному значению можно определить характерный режим течения для пространства над вращающимся в исследуемой жидкости диском, при этом пространство ламинарного режима постепенно уменьшается при росте коэффициента:

- при значении  $\xi_0 = 1$  режим течения полностью ламинарный;

- при значении  $\zeta_0=2$  ламинарный режим (ближе к оси вращения) занимает только 25%, а турбулентный режим – 75%;
- при значении  $\zeta_0=3$  ламинарный режим занимает малую часть в 11% а турбулентный режим – практически всю часть диска, а именно 75%.

Таким образом, коэффициентом момента силы (крутящего момента) является функция в правой части уравнения (3.20):

$$F(\xi_0, \varepsilon) = \frac{1}{\xi_0^5} \cdot \left( \frac{1}{6000} + \int_1^{\xi_0} C_f \cdot \xi^4 d\xi \right). \quad (3.21)$$

Что характерно, увеличение угловой скорости  $\omega$  вращения диска в жидкости сопровождается увеличением коэффициент  $\zeta_0$ , что, как показано выше, связано с изменением соотношения областей ламинарного и турбулентного режимов над плоскостью диска, а, следовательно, изменяются и значения коэффициента  $C_f$  трения.

На Рисунке 3.7 при некоторых значениях относительной шероховатости  $\varepsilon$  представлены зависимости исследуемого коэффициента трения  $C_f$  ( $\zeta$ ,  $\varepsilon$ ) от коэффициента  $\zeta = Re/Re_{кр}$ . Из анализа графиков можно отметить, что область «гидравлически гладких» труб увеличивается при росте  $\varepsilon$  шероховатости, что вполне объяснимо. В Таблице 3.4 приведены результаты расчета функции  $F(\zeta_0, \varepsilon)$  момента силы (крутящего момента) вращающегося диска.

Из анализа таблицы можно отметить, что в зазоре между плоскостью вращающегося диска и внешним кожухом в ламинарном режиме, т.е.  $\zeta_0=1$ , величина крутящего момента достаточно мала  $F = 0,00017 \cdot 10^{-5}$ . По мере развития турбулентного режима, т.е.  $\zeta_0=2 \div 3$ , он постепенно «расширяет» свою зону от периферии к центральной части диска – к оси своего вращения.

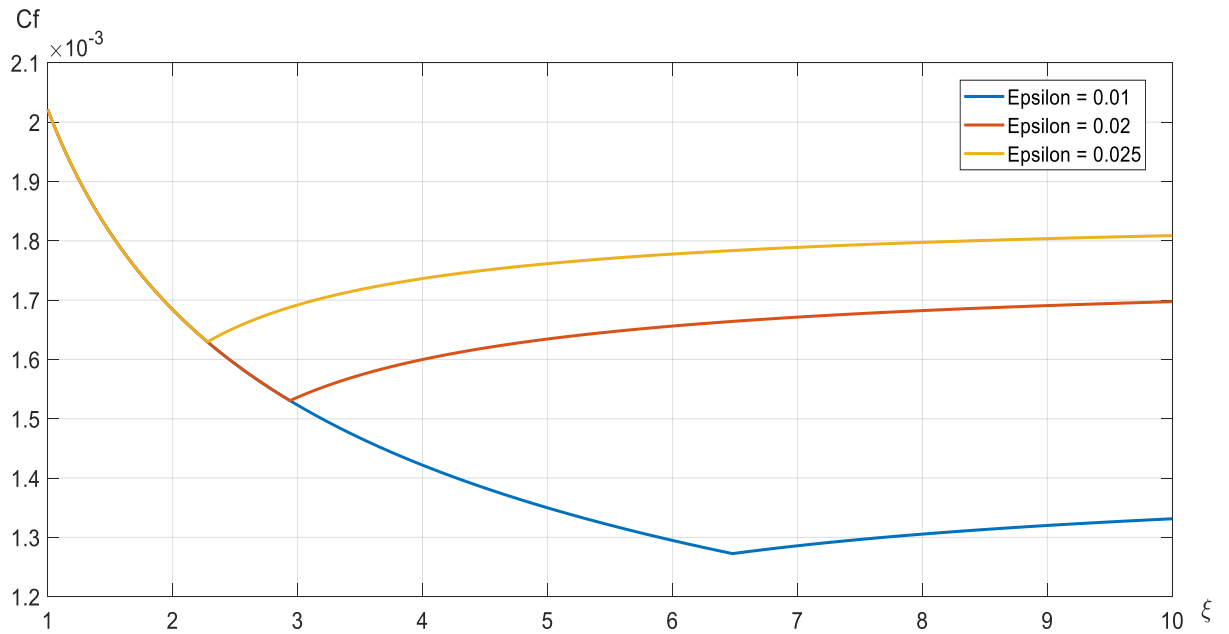


Рисунок 3.7 – Графики зависимости коэффициента  $C_f$  трения в зазоре над вращающимся диском от числа  $Re$  Рейнольдса и шероховатости  $\varepsilon$  его поверхности

Таблица 3.4 – Результаты расчета функции  $F(\zeta_0, \varepsilon)$  момента силы (крутящего момента) вращающегося диска

$\zeta_0 = Re_0/Re_{кр}$	$F(\zeta_0, \varepsilon) \cdot 10^5$			
	$\varepsilon = 0$	$\varepsilon = 0,01$	$\varepsilon = 0,02$	$\varepsilon = 0,025$
1	0,00017	0,00017	0,00017	0,00017
2	0,010	0,010	0,010	0,010
3	0,077	0,078	0,078	0,081
4	0,284	0,306	0,324	0,350
5	0,877	0,885	1,005	1,086
6	2,08	2,11	2,54	2,73
7	4,38	4,43	5,55	5,96
8	8,31	8,57	10,90	11,68
9	14,32	15,47	19,77	21,15
10	24,22	26,33	33,65	35,94

Проанализировав расчетные данные в указанной таблице, необходимо добавить, что при достаточно существенной скорости  $\omega$  вращении диска, но в диапазоне коэффициента  $\xi_0=2\div 3$ , гидравлический режим в зазоре между диском и кожухом хотя и является в большей своей части турбулентным, но относится к области «гидравлически гладких труб», т.е. шероховатость  $\varepsilon$  диска практически не оказывает влияния на величину коэффициента  $F(\xi_0, \varepsilon)$ . И только при дальнейшем росте скорости  $\omega$  вращении диска и, соответственно, численном значении коэффициента  $\xi_0 \geq 4$ , происходит «расширение» турбулентного режима в область «смешанного трения», в которой шероховатость  $\varepsilon$  уже оказывает существенное влияние на момент силы (крутящий момент) диска.

В завершение данного подраздела, можно сделать обобщающие выводы:

- данные по снижению момента силы (крутящего момента), получаемые в результате обработки различных экспериментов на лабораторно-исследовательских приборах (дисковых реометрах и турбулентных вискозиметрах), некорректно переносить непосредственно для определения величины снижения коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления в реально эксплуатируемых или проектируемых магистральных трубопроводах для перекачки нефти и нефтепродуктов с ПТП;

- точно определить реальную шероховатость  $\Delta$  поверхности диска путем прямого измерения крайне сложно из-за сложности гидравлических явлений в пристеночном слое, поэтому необходимо применять относительную  $\varepsilon$  шероховатость, моделируя ее на различных жидкостях;

- полученные в результате экспериментов данные необходимо использовать для расчета инвариантных (постоянных) коэффициентов, которые входят в граничные условия – «прилипания» и «взаимодействия движущегося турбулентного потока жидкости со стенками» – для определения коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления в магистральных трубопроводах для перекачки нефти и нефтепродуктов с ПТП.



### 3.4 Порядок пересчета гидравлических свойств противотурбулентных присадок по результатам исследований в дисковых реометрах для их применения на магистральных трубопроводах

Рассмотрим результаты экспериментальных исследований, выполненных в работе [287], их трактовку и перенос на магистральные трубопроводы. В дисковом реометре (с радиусом  $r_0 = 147$  мм, высотой зазора  $H = 6,3$  мм, и соотношением  $r_0/H \approx 23$ ) исследовалась эффективность ПТП марки «Nessad-447» с концентрацией в диапазоне  $11 < \theta < 60$  г/т (ppm) для летнего дизельного топлива, при этом угловая скорость  $\omega$  находилась в диапазоне от  $10 \cdot 10^3$  до  $90 \cdot 10^3$  ( $c^{-1}$ ), а число Рейнольдса диска – в диапазоне  $0 \leq Re_\delta < 6 \cdot 10^5$ . Гидравлическая эффективность ПТП (в %) рассчитывалась по формуле:

$$DR = \mathcal{E} = \left( 1 - \frac{C_m}{C_{m0}} \right) \cdot 100,$$

где  $C_m$  и  $C_{m0}$  – коэффициенты момента сопротивления (крутящего момента) вращающегося диска, соответственно, с ПТП и без ПТП.

На Рисунке 3.8 представлена зависимость эффективности DR, % ПТП марки «Nessad-447» от числа  $Re_\delta$  Рейнольдса по данным экспериментов на дисковом реометре [287], в результате чего сделаны следующие выводы:

- ПТП не оказывает влияние на режим течения в зазоре сразу после начала вращения диска (т.е. при ламинарном режиме ПТП не работает);
- ПТП начинает оказывать влияние спустя какое-то время с начала момента вращения – когда режим течения начнет «турбулизироваться» и число  $Re_\delta$  Рейнольдса достигнет значения  $2,4 \cdot 10^5$ ;
- ПТП влияет на гидравлические характеристики течения жидкости в трубопроводе аналогично режиму течения жидкости в дисковом реометре, в том числе при росте концентрации  $\theta$  ПТП также растет эффект снижения величины коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления;

- наличие ПТП в исследуемой жидкости увеличивает зону вращающегося диска, в которой его шероховатость  $\varepsilon$  практически не оказывает влияния на режим течения и ее можно считать зоной «гидравлически гладких труб»;
- необратимая деструкция (разрушение молекул) ПТП происходит при числах  $Re_\delta$  Рейнольдса больше  $6 \cdot 10^5$ , в связи с чем исследования в данной области нецелесообразны.

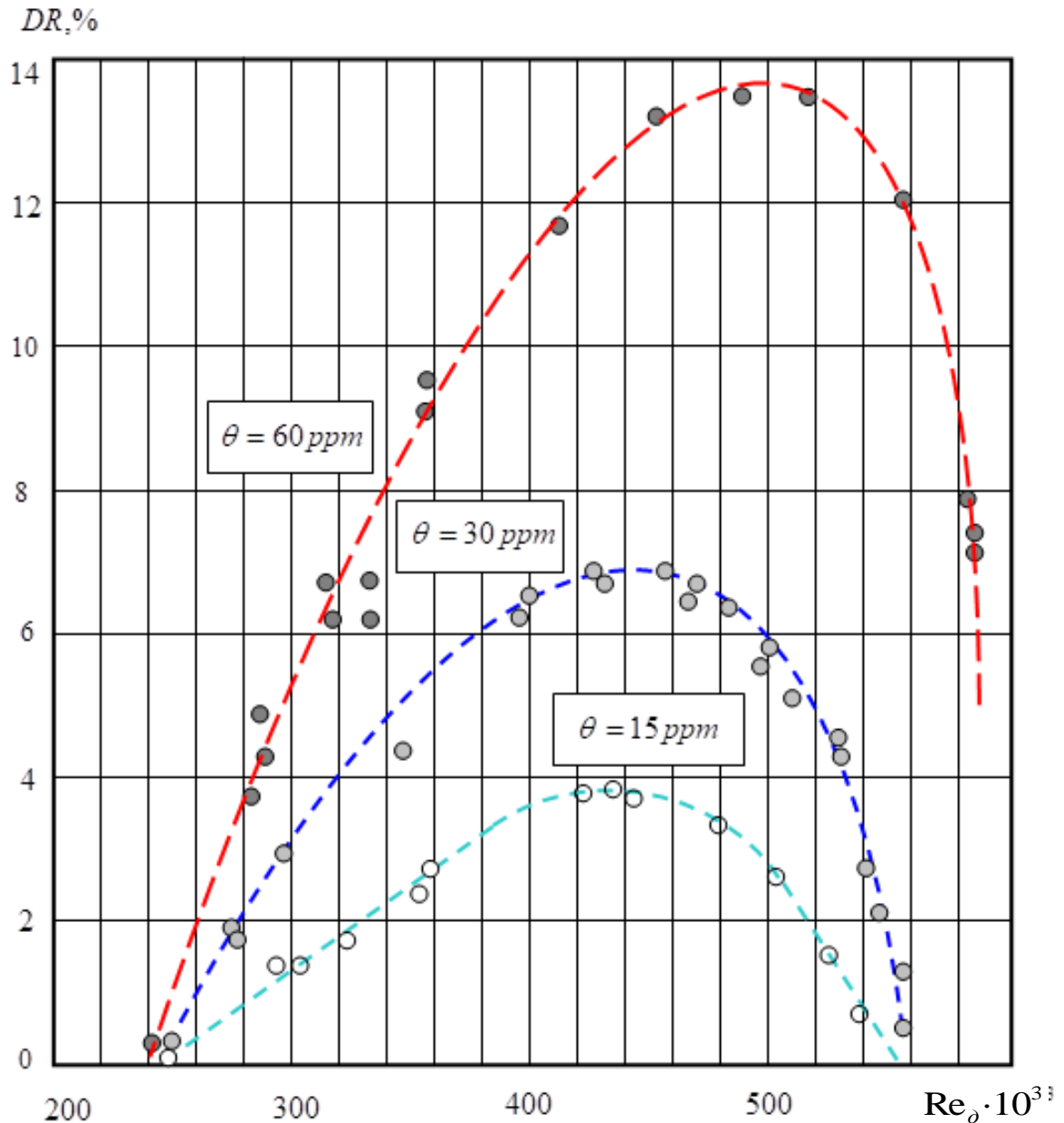


Рисунок 3.8 – Зависимость эффективности  $DR, \%$  ПТП марки «Nessad-447» от числа  $Re_\delta$  Рейнольдса по данным экспериментов на дисковом реометре [287]

Проведем анализ результатов экспериментов. Во-первых, полученные в итоге экспериментов результаты показывают высокую сходимость с другими работами по тестированию свойств ПТП в различных дисковых реометрах [112, 192, 287] и, в целом, подтверждают эффект снижения момента сопротивления (крутящего момента) вращающегося диска в жидкости с добавлением ПТП. Во-вторых, несмотря на данную логически вполне объяснимую сходимость, необходимо, тем не менее, высказать некоторые критические соображения:

а) течение жидкости в зазоре между диском и кожухом реометра, а также в трубном стенде, как указано в выводах подраздела 3.3, не подобно течению жидкости в магистральном трубопроводе из-за существенных различий геометрии (диаметр, протяженность и пр. факторы), следовательно, число  $Re_d$  Рейнольдса для диска не подобно числу  $Re$  Рейнольдса в магистральном трубопроводе, в том числе для их расчета используются различные формулы;

б) в магистральном трубопроводе при перекачке в стационарном режиме ньютоновской жидкости исключена ситуация, чтобы на различных участках трубопровода одновременно реализовывались различные гидравлические режимы – и ламинарный, и турбулентный в зоне «гидравлически гладких труб», и турбулентный в зоне «смешанного трения»; однако, в дисковых реометрах наблюдается именно такое существование нескольких режимов одновременно, так как режим течения обусловлен расстоянием от оси вращения;

в) по мере роста угловой скорости  $\omega$  вращения происходит «расширение» турбулентного режима от края диска (где оно первоначально возникает) до некоторого расстояния до оси (где режим течения ламинарный), поэтому оценка эффекта от действия ПТП может быть завышенной и, строго говоря, не в полной мере зависит только от концентрации  $\theta$  ПТП;

г) при большой угловой скорости  $\omega$  вращения, что сопровождается существенным ростом числа  $Re_d$  Рейнольдса для диска, эффект снижения коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления может практически исчезнуть, но это может быть связано не только с деструкцией (разрушение под действием турбулентных вихрей молекул) ПТП, а и со смещением турбулентного режима в

область «квадратичного трения», в которой, как известно, коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления зависит только от шероховатости  $\varepsilon$  стенок, а никак не от числа Рейнольдса;

д) для корректного переноса результатов исследования различных марок ПТП в трубных стендах и дисковых реометрах на реально эксплуатируемые магистральные трубопроводы необходима разработка соответствующей теории.

Как было показано в предыдущих подразделах, коэффициент  $C_f$  гидравлического трения для ламинарного режима определяется по формуле:

$$C_f = \frac{2}{Re}, \quad (3.22)$$

а для турбулентного режима – из универсального уравнения сопротивления:

$$\sqrt{\frac{2}{C_f}} = \frac{2}{k} \cdot \ln \left[ \frac{0,5k \cdot k_1}{1 + f(\varepsilon Re \sqrt{C_f/2})} Re \sqrt{\frac{C_f}{2}} + 1 \right], \quad (3.23)$$

где  $Re = \omega r H / \nu$  – число Рейнольдса;

$\varepsilon = \Delta / H$  – относительная шероховатость поверхности вращающегося диска.

Инвариантная функция  $f(\varepsilon Re \sqrt{C_f/2})$  определяется как:

$$f(\varepsilon Re \sqrt{C_f/2}) = \begin{cases} 0, & \text{если } \varepsilon Re \sqrt{\frac{C_f}{2}} \leq k_3(\theta); \\ k_2(\theta) \left( \varepsilon Re \sqrt{\frac{C_f}{2}} - k_3(\theta) \right), & \text{если } \varepsilon Re \sqrt{\frac{C_f}{2}} > k_3(\theta) \end{cases}, \quad (3.24)$$

где  $k_2(\theta)$  и  $k_3(\theta)$  – инвариантные коэффициенты, которые зависят от концентрации  $\theta$  ПТП и «показывают» наличие области «гидравлически гладких труб» и «смешанного трения».

Как было показано ранее, для многих марок ПТП, в т.ч. для ПТП марки «Nessad-447»,  $k_1(0)=28$ ;  $k_2(\theta)=k_1(\theta)/90$ ,  $\Rightarrow k_2(0) = 28/90 = 0,31$  и  $k_3(0) = 4,9$ . Если:

- $\varepsilon Re \sqrt{C_f/2} \leq k_3(\theta)$ , то режим течения турбулентный в области «гидравлически гладких труб»;
- $\varepsilon Re \sqrt{C_f/2} > k_3(\theta)$ , то режим течения турбулентный, но уже в области «смешанного трения».

На Рисунке 3.9 представлены графики решения уравнения (3.24) для коэффициента  $C_f(Re, k_1)$  гидравлического трения от параметра  $\xi = Re/Re_{кр}$  (число Рейнольдса  $Re = \omega r H / \nu$ ) для некоторых значений  $k_1$  коэффициента (значение шероховатости  $\varepsilon$  принято 0,02).

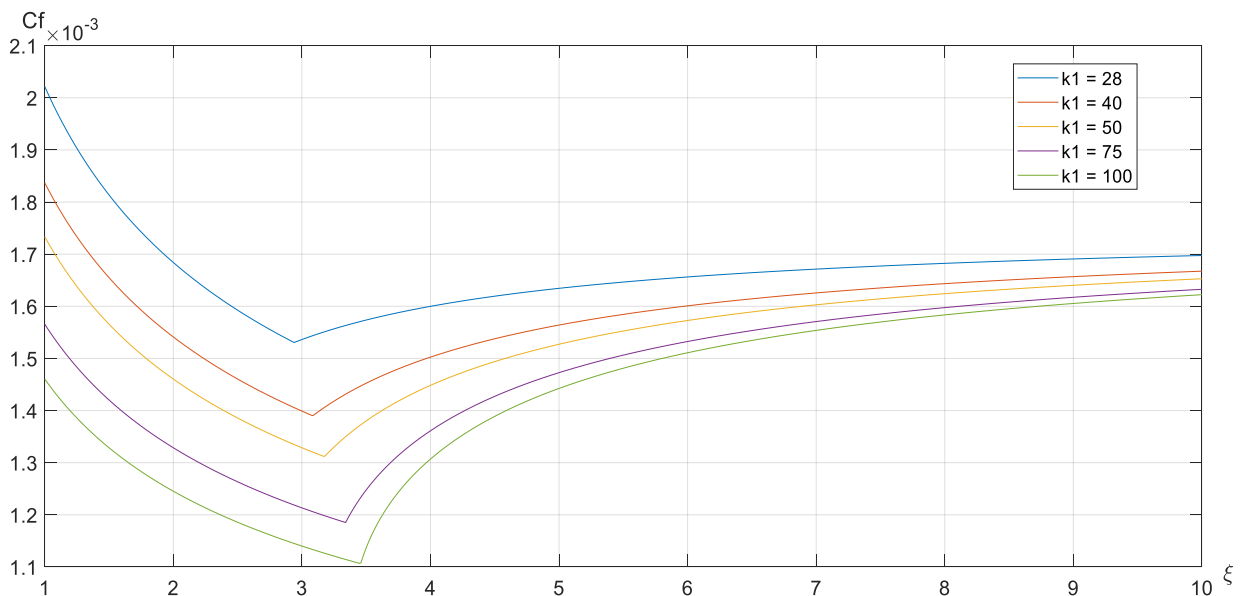


Рисунок 3.9 – Зависимости коэффициента  $C_f(Re, k_1)$  гидравлического трения от параметра  $\xi = Re/Re_{кр}$  для некоторых значений  $k_1$  коэффициента

Анализируя характер графических характеристик для коэффициента  $C_f$  гидравлического трения, можно выделить следующие области для турбулентного режима течения:

- «гидравлически гладких труб», т.е. гладкой поверхности диска (в левой части рисунка), в которой происходит монотонное уменьшение коэффициента  $C_f$  по мере увеличении числа  $Re$  Рейнольдса;

– «смешанного трения», т.е. области, в которой уже оказывает влияние шероховатость  $\varepsilon$  диска (в центральной части рисунка), в результате чего коэффициент  $C_f$  постепенно увеличивается и выходит на некоторую горизонтальную асимптоту;

– «квадратичного трения», т.е. области, в которой коэффициент  $C_f$  зависит только от шероховатости  $\varepsilon$  диска (в правой части рисунка и за его пределами), что характеризуется асимптотическим схождением графических зависимостей на бесконечности на одну прямую для различных значений  $k_l$  коэффициента.

С помощью полученных значений коэффициента  $C_f$  гидравлического трения можно определить момент  $M$  сопротивления диску жидкости в реометре:

$$\frac{M(\omega, k_l)}{2\pi\rho\omega^2} = \int_0^{r_0} C_f \cdot r^4 dr = \left( \frac{\nu}{\omega H} Re_{кр.} \right)^5 \cdot \left[ \frac{1}{2Re_{кр.}} + \int_2^{Re/Re_{кр.}} C_f \cdot \xi^4 d\xi \right]. \quad (3.25)$$

Тот же момент сопротивления при отсутствии ПТП ( $\theta = 0, k_l = 28$ ), обозначим  $M_0 = M(\omega, 28)$ . Тогда определим гидравлическую  $\mathcal{E}$  (или  $DR, \%$ ) эффективность как:

$$DR = \frac{M(\omega, k_l) - M_0(\omega, 28)}{M_0(\omega, 28)} \cdot 100 \%. \quad (3.26)$$

В таблице 3.5 приведены рассчитанные по формуле (3.25) значения момента  $M$  сопротивления диска от безразмерного параметра  $\xi = \omega/\omega_{кр} = Re/Re_{кр}$ . Отметим, что с ростом угловой скорости  $\omega$  вращения для всех значений коэффициента  $k_l$  происходит монотонный рост момента  $M$ , но при увеличении самого коэффициента  $k_l$  для фиксированного значения  $\xi$  наблюдается монотонное уменьшение момента.

В Таблице 3.6 приведены рассчитанные по формуле (3.26) значения гидравлической  $\mathcal{E}$  (или  $DR, \%$ ) эффективности от безразмерного параметра  $\xi = \omega/\omega_{кр} = Re/Re_{кр}$ . Отметим, что ПТП оказывает влияние при  $Re/Re_{кр} > 4$ , поэтому гидравлическая  $DR, \%$  эффективность сначала монотонно увеличивается, но по достижении максимального значения при  $\xi = 6$  постепенно начинает уменьшаться.

Таблица 3.5 – Значения безразмерного момента  $M$  сопротивления вращению диска от параметра  $\xi = \omega/\omega_{кр} = Re/Re_{кр}$  для некоторых значений  $k_I$

$\xi = Re/Re_{кр}$	$k_I$						
	28	50	100	150	200	250	300
2,0	0,0109						
3,0	0,0775						
4,0	0,3239						
4,25	0,4942	0,481	0,470	0,466	0,463	0,462	0,460
4,50	0,6645	0,639	0,617	0,608	0,603	0,599	0,597
4,75	0,835	0,796	0,763	0,749	0,742	0,737	0,733
5,0	1,005	0,953	0,910	0,891	0,881	0,875	0,867
6,0	2,537	2,399	2,290	2,247	2,224	2,209	2,199
7,0	5,545	5,271	5,064	4,986	4,944	4,918	4,900
10,0	33,646	32,886	31,691	31,402	31,252	31,161	31,099

Таблица 3.6 – Зависимость гидравлической  $\mathcal{E}$  (или  $DR, \%$ ) эффективности от безразмерного параметра  $\xi = \omega/\omega_{кр} = Re/Re_{кр}$  для некоторых значений  $k_I$

$\xi = Re/Re_{кр}$	$k_I$						
	28	50	100	150	200	250	300
2,0	0,0						
3,0	0,0						
4,0	0,0						
4,25	0,0	2,6	4,8	5,4	6,3	6,6	6,8
4,50	0,0	3,9	7,2	8,6	9,3	9,8	10,2
4,75	0,0	4,7	8,6	10,2	11,1	11,7	12,1
5,0	0,0	5,2	9,5	11,3	12,3	12,9	13,5
6,0	0,0	5,5	9,8	11,5	12,4	13,0	13,5
7,0	0,0	4,9	8,7	10,1	10,8	11,3	11,6
10,0	0,0	2,3	5,8	6,7	7,1	7,4	7,6

На Рисунке 3.10 представлены графики представленного в работе [287] эксперимента по определению гидравлической  $DR, \%$  эффективности, но пересчитанные с учетом зависимости от параметра  $\xi = \omega/\omega_{кр} = Re/Re_{кр}$  для значений инвариантного (постоянного) коэффициента  $k_1$  ПТП марки «Nessad-447».

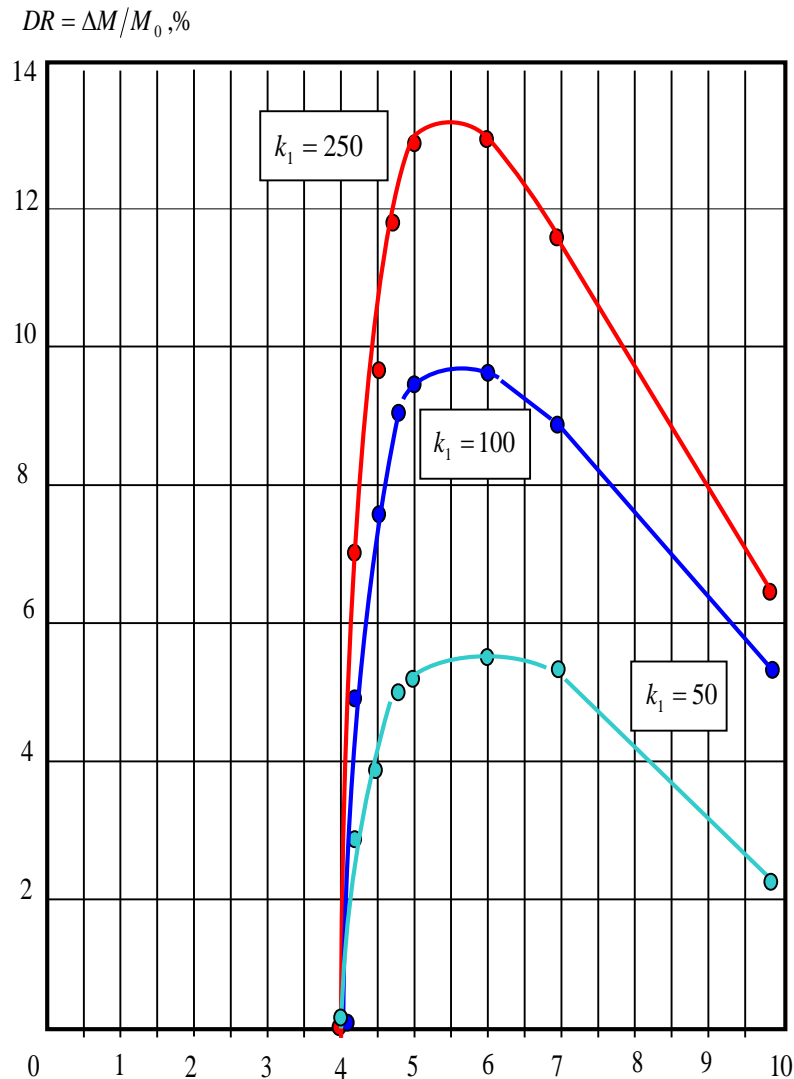


Рисунок 3.10 – Зависимости гидравлической  $DR, \%$  эффективности от параметра  $\xi = \omega/\omega_{кр} = Re/Re_{кр}$  для значений коэффициента  $k_1$  ПТП марки «Nessad-447»

Из особенностей графиков отметим следующее:

- ПТП не оказывает влияние в ламинарном режиме, т.е. при  $Re/Re_{кр} < 4$ ;
- участок быстрого роста гидравлической  $DR, \%$  эффективности связан с влиянием ПТП в области «гидравлически гладких труб» турбулентного режима, а рост коэффициента  $k_1$  приводит к росту гидравлической эффективности;



– по достижению максимального значения гидравлическая эффективность уменьшается за счет перехода турбулентного режима в область «смешанного трения» и влияния  $\varepsilon$  шероховатости;

– при существенном увеличении относительной скорости вращения диска, ПТП практически перестает оказывать влияние на гидравлическую эффективность.

Сравнив характер и значения графиков на Рисунке 3.8 и Рисунке 3.10, предположим наличие для ПТП марки «Nessad-447» следующей корреляции между ее концентрацией и значением коэффициента  $k_I$ :

- при концентрации ПТП  $\theta \approx 15 \text{ г/м (ppm)}$ , коэффициент  $k_I \approx 50$ ;
- при концентрации ПТП  $\theta \approx 30 \text{ г/м (ppm)}$ , коэффициент  $k_I \approx 100$ ;
- при концентрации ПТП  $\theta \approx 60 \text{ г/м (ppm)}$ , коэффициент  $k_I \approx 250$ .

В подразделе 2.5 настоящей диссертации было показано, что как в плоских каналах, так и в участках трубопроводов, определять величину коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления можно на основе уравнения (2.37):

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{k} \left[ \ln \frac{k \cdot k_I(\theta) \operatorname{Re} \sqrt{\lambda/8}}{1 + f(\varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\lambda/8}, \theta)} - 2,283 \right], \quad (3.27)$$

где  $k_I = k_I(\theta)$  – функция концентрации  $\theta$  ПТП, определяемая, как показано выше, по результатам экспериментов индивидуально для ПТП каждой марки,  $k_I(0) = 28$ .

Решение функции  $Y = f(X)$ , где  $x = \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\lambda/8}$  показано в формуле (2.24):

$$f\left(\underbrace{\varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}}}_x\right) = \begin{cases} \approx 0, & \text{если } \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \leq 4,9; \\ 0,31 \cdot \left(\varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} - 4,9\right), & \text{если } \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} > 4,9. \end{cases} \quad (3.28)$$

Рассмотрим пример. По участку трубопровода перекачивают летнее дизельное топливо. Для увеличения расхода в него ввели ПТП марки «Nessad-447» с  $\theta = 30 \text{ г/м (ppm)}$ . Необходимо определить коэффициент  $\lambda$  гидравлического

сопротивления и гидравлическую  $\mathcal{E}$  ( $DR, \%$ ) эффективность ПТП, если трубопровод имеет следующие параметры: внутренний  $d$  диаметр – 500 мм; относительная  $\varepsilon$  шероховатость стенок – 0,0004; число  $Re$  Рейнольдса – 60 000.

Используем в уравнении (3.27) корреляцию между концентрацией  $\theta$  ПТП марки «Nessad-447» и значениями коэффициента  $k_1$ . Определим коэффициент  $\lambda$  без ПТП, т.е.  $\theta \approx 0$  г/м (ppm),  $k_1 \approx 28$ :

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 0,884 \left[ \ln \frac{0,4 \cdot 28 \cdot 80000 \cdot \sqrt{\lambda/8}}{1 + f(0,0004 \cdot 80000 \cdot \sqrt{\lambda/8})} - 2,283 \right] \Rightarrow \lambda(0) \approx 0,0188$$

Определяем коэффициент  $\lambda$  при концентрации ПТП  $\theta \approx 30$  г/м (ppm),  $k_1 \approx 100$ .

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 0,884 \left[ \ln \frac{0,4 \cdot 100 \cdot 80000 \cdot \sqrt{\lambda/8}}{1 + f(0,0004 \cdot 80000 \cdot \sqrt{\lambda/8})} - 2,283 \right] \Rightarrow \lambda(30) \approx 0,0141$$

Получаем величину в 25% гидравлической  $\mathcal{E}$  ( $DR, \%$ ) эффективности добавления в летнее дизельное топливо ПТП марки «Nessad-447» с концентрацией  $\theta = 30$  г/м (ppm). Отметим три момента:

- без ПТП  $\theta \approx 0$  и при добавлении ПТП с концентрацией  $\theta \approx 30$  г/м (ppm) режим течения турбулентный в области «гидравлически гладких труб»;
- полученное значение гидравлической  $DR$  эффективности 25% при аналогичном числе  $Re$  Рейнольдса и коэффициенте  $k_1$  превышает максимальное значение гидравлической эффективности в 9,8% в дисковом реометре;
- при увеличении концентрации ПТП до значения  $\theta = 60$  г/м (ppm), т.е. коэффициент  $k_1 \approx 250$ , уменьшение гидравлического сопротивления и рост гидравлической эффективности будет еще больше  $\lambda(30) \approx 0,0120$ ;  $DR = 36\%$ .

В завершение данного подраздела, можно сделать обобщающие выводы:

- данные по снижению момента силы (крутящего момента), получаемые в результате обработки различных экспериментов на лабораторно-исследовательских приборах, некорректно применять непосредственно для

определения величины снижения коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления в реально эксплуатируемых или проектируемых магистральных трубопроводах для перекачки нефти и нефтепродуктов с ПТП;

– в магистральном трубопроводе максимальные значения гидравлической эффективности при перекачке с ПТП, как правило, в  $1,5 \div 2,5$  больше, чем аналогичное уменьшение момента силы (крутящего момента) в диске при добавлении такой же ПТП с той же концентрацией;

– при наличии ПТП в определенной концентрации эффект снижения момента силы (крутящего момента) диска обусловлен не только гидравлическим режимом в зазоре, но также трением на его поверхности из-за шероховатости;

– необходимо применять относительную  $\varepsilon$  шероховатость поверхности диска, моделируя ее на различных жидкостях с добавлением ПТП в разных концентрациях (так как определить реальную шероховатость  $\Delta$  поверхности диска путем прямого измерения крайне сложно);

– полученные в результате экспериментов данные необходимо использовать для определения величины инвариантных (постоянных) коэффициентов, которые входят в граничные условия – «прилипания» и «взаимодействия движущегося турбулентного потока жидкости со стенками», с целью дальнейшего расчета коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления в магистральных трубопроводах для перекачки нефти и нефтепродуктов с ПТП.

### **3.5 Порядок пересчета гидравлических свойств противотурбулентных присадок по результатам исследований в ротационных вискозиметрах для их применения на магистральных трубопроводах**

В предыдущих разделах уже отмечалось, что простой перенос данных измерений напряжений трения, полученных на лабораторном стенде или в дисковом реометре, на магистральный трубопровод некорректен, поскольку его структура турбулентного течения не подобна структуре течения в лабораторных приборах. Например, число Рейнольдса, являющееся одним из критериев подобия

течений вязкой несжимаемой жидкости в трубопроводе, не является таковым для дисковых реометров или вискозиметров с коаксиальными цилиндрами, уже только потому, что течения в трубопроводе и в зазоре между диском и корпусом или коаксиальными цилиндрами геометрически не подобны друг другу. Больше того, можно утверждать, что числа Рейнольдса, используемые в реометрах ротационного типа и в трубопроводах, никак не соотносятся друг с другом.

Еще один метод тестирования ПТП в лабораторных приборах базируется на использовании ротационных реометров (вискозиметров), в которых испытуемую жидкость помещают в цилиндрический зазор между цилиндрами. Внешний цилиндр вращается с постоянной угловой скоростью, в то время как внутренний цилиндр покоится, находясь в равновесии под действием момента сил трения, передаваемых ему от вращающегося цилиндра через жидкость, и удерживающего момента пружины реометра. В работе [13] указано, что «...величина снижения сопротивления рассчитывается по формуле

$$Dr = \frac{\tau_0 - \tau_p}{\tau_0} 100\%,$$

где  $\tau_0$  – напряжение трения на стенке внутреннего цилиндра для жидкости без полимера;  $\tau_p$  – то же для раствора полимера (присадки) при той же скорости вращения цилиндра» (напряжения измеряются динамометром реометра).

Данное утверждение, безусловно, верно. Но весь вопрос в том, будет ли иметь место такое же снижение сопротивления в трубопроводе или нет? Например, изменив ширину зазора между коаксиальными цилиндрами, мы получим совершенно иные значения параметра  $Dr$  для той же самой присадки. Отсюда следует, что число Рейнольдса в данном случае не является критерием подобия течений жидкости в экспериментальном реометре и в магистральном трубопроводе. Вот почему возникает вопрос, как переносить данные измерений параметров турбулентного течения в ротационном реометре на турбулентное течение в трубопроводе.

Ответ на сформулированный вопрос таков: необходимо использовать теорию турбулентного течения вязкой жидкости в каналах ротационного реометра, выявив с ее помощью такие параметры, которые остаются неизменными (инвариантами). И только определив зависимость, как такие инвариантные параметры изменяются под воздействием ПТП, сказать, каков будет эффект от использования этих присадок в трубопроводах [52].

В настоящем разделе диссертации теория турбулентного течения жидкости в плоском канале, т.е. в канале между двумя параллельными пластинами, одна из которых, возможно, движется с постоянной скоростью [167], обобщается на случай кольцевого канала между коаксиальными, т.е. соосными, цилиндрами, расположенными по принципу «стакан в стакане», когда внешний цилиндр большего диаметра вращается с постоянной угловой скоростью, а внутренний цилиндр меньшего диаметра неподвижен.

Для того, что понять структуру турбулентного течения (в т.ч. структуру осредненных скоростей) жидкости, рассмотрим такой кольцевой зазор между двумя коаксиальными цилиндрами с радиусами  $r_0$  меньшего цилиндра и  $r_1$  большего цилиндра, т.е.  $r_0 < r_1$ . Внешний цилиндр вращается вокруг общей оси с постоянной угловой скоростью  $\omega$ , в то время как внутренний цилиндр остается неподвижным. Согласно классическим экспериментам [332, 333, 396-398], что изложено в подразделе 2.4, при течении в плоском зазоре развивается «сдвиговое турбулентное течение Куэтта» (Couette flow).

Структура такого течения, в т.ч. профиль скоростей в кольцевом зазоре, показаны на Рисунке 3.11 и характеризуется только одной окружной компонентой  $u_\varphi$  скорости  $u_\varphi = u(r)$ , которая зависит от радиальной  $r$  координаты  $r_0 \leq r \leq r_1$ , где  $r_0$  – радиус внутреннего неподвижного цилиндра,  $r_1$  – радиус внешнего подвижного цилиндра, соответствующие скорости  $u(r_0) = 0$  и  $u(r_1) = \omega r_1 = V$  [147].

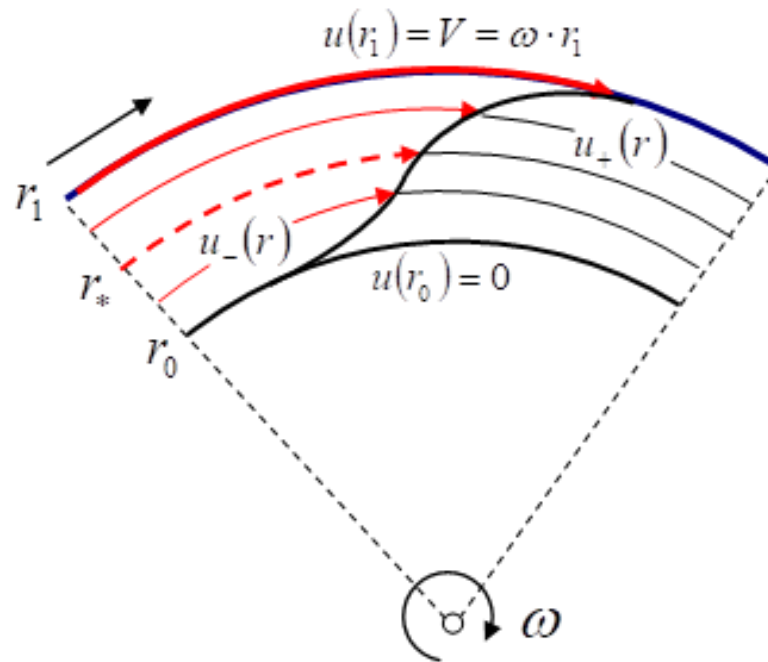


Рисунок 3.11 – Схема турбулентного течения жидкости в кольцевом зазоре между коаксиальными цилиндрами

Скорость  $e$  деформации в рассматриваемом случае имеет одну компоненту:

$$e_{r\varphi} = e(r) = \frac{du}{dr} - \frac{u}{r} = r \frac{d(u/r)}{dr}.$$

Касательное напряжение  $\tau_{r\varphi}$  трения между слоями жидкости зависит также только от радиуса  $\tau_{r\varphi} = \tau(r)$ . Согласно гипотезе Бусинеска [279, 321], как показано в подразделе 2.1, связь касательных напряжений и скорости деформации имеет вид:

$$\frac{1}{\rho} \tau(r) = \nu_T \cdot e(r), \quad (3.29)$$

где  $\rho$  – плотность жидкости;

$\nu_T$  – так называемая турбулентная вязкость жидкости.

Турбулентная вязкость, в отличие от «обычной» вязкости, является не постоянной величиной, а зависит от степени развитости турбулентного режима, т.е. является его индивидуальной характеристикой течения.

По теории Т. фон Кармана [62, 156, 167, 367-371] турбулентная  $\nu_T$  вязкость выражается через первую и вторую производные от скорости деформаций:

$$\nu_T = k^2 \cdot \frac{|e|^3}{e'^2},$$

тогда:

$$\frac{1}{\rho} \tau(r) = k^2 \cdot \frac{e^4}{e'^2}. \quad (3.30)$$

В рассматриваемом кольцевом течении движущейся жидкости момент  $M$  сил трения должен оставаться постоянным на любом расстоянии от оси вращения, т.е.  $M = 2\pi r \cdot \tau(r) \cdot r = const$ , следовательно, имеем:

$$r^2 \cdot \tau(r) = r_0^2 \cdot \tau_{\omega 0} = r_0^2 \cdot \rho u_{*0}^2, \quad (3.31)$$

где  $\tau_{\omega 0}$  – напряжение трения на внутреннем неподвижном цилиндре;

$u_{*0}^2 = \tau_{\omega 0} / \rho$  – динамическая скорость на внутреннем неподвижном цилиндре.

Напряжение  $\tau_{\omega 1}$  трения на внешнем подвижном (вращающемся) цилиндре будет меньше, чем на внутреннем цилиндре в  $\alpha^2 = r_1^2 / r_0^2$  раз:

$$\tau_{\omega 1} = \frac{r_0^2}{r_1^2} \cdot \tau_{\omega 0} \Rightarrow u_{*1}^2 = \frac{r_0^2}{r_1^2} \cdot u_{*0}^2 = \frac{1}{\alpha^2} u_{*0}^2 \Rightarrow u_{*1} = \frac{1}{\alpha} u_{*0}. \quad (3.32)$$

Из соотношений (3.31) и (3.32) следует, что касательное напряжение в зазоре имеет следующее распределение:

$$\frac{1}{\rho} \tau(r) = u_{*0}^2 \cdot \left( \frac{r_0}{r} \right)^2. \quad (3.33)$$

Таким образом, получаем дифференциальное уравнение:

$$k^2 \frac{e^4}{e'^2} = u_{*0}^2 \cdot \left( \frac{r_0}{r} \right)^2, \quad (3.34)$$

которое используем для расчета распределения  $u = u(r)$  скоростей жидкости в турбулентном потоке в кольцевом зазоре между цилиндрами; здесь  $e = rd(u/r)/dr$ .

Профиль турбулентных скоростей является двояковыпуклым (Рисунок 3.11), его нижняя часть  $u_-(r)$ , примыкающая к внутреннему цилиндру (будем обозначать ее субиндексом «-»), выпукла вверх; в этой части профиля  $e' < 0$ , а его верхняя часть  $u_+(r)$ , примыкающая к вращающемуся цилиндру (будем обозначать ее субиндексом «+»), выпукла вниз; в этой части профиля  $e' > 0$ . Поэтому для нижней части профиля из (3.25) следует уравнение:

$$-k \frac{e^2}{e'} = u_{*0} \cdot \frac{r_0}{r} \Rightarrow \frac{d}{dr} \left( \frac{1}{e} \right) = \frac{k}{u_{*0}} \frac{r}{r_0} \Rightarrow e = \frac{2u_{*0}}{kr_0} \frac{1}{(r/r_0)^2 + C_1},$$

и далее:

$$\frac{d}{d\xi} \left( \frac{u_-}{\xi} \right) = \frac{2u_{*0}}{k} \frac{1}{\xi \cdot (\xi^2 + C_1)} \quad (3.35)$$

где  $\xi = r/r_0$ , причем  $1 \leq \xi \leq \xi_*$ ;

$\xi_*$  – безразмерная радиальная координата точки перегиба профиля скоростей в зазоре кольцевого течения.

Аналогично, для верхней части профиля из (3.34) следует уравнение

$$k \frac{e^2}{e'} = u_{*0} \cdot \frac{r_0}{r} \Rightarrow \frac{d}{dr} \left( \frac{1}{e} \right) = -\frac{k}{u_{*0}} \frac{r}{r_0} \Rightarrow e = \frac{2u_{*0}}{k \cdot r_0} \frac{1}{C_2 - (r/r_0)^2}$$

и далее:

$$\frac{d}{d\xi} \left( \frac{u_+}{\xi} \right) = \frac{2u_{*0}}{k} \frac{1}{\xi \cdot (C_2 - \xi^2)}, \quad (3.36)$$

причем здесь  $\xi_* \leq \xi \leq \alpha$ , а величина  $\alpha$  – безразмерное отношение радиусов  $r_1 / r_0$ .



Уравнение (3.35) следует интегрировать с условием  $u_-(1)=0$ , означающим условие «прилипания» жидкости на внутреннем цилиндре, поэтому:

$$u_-(\xi) = \frac{2u_{*0}}{k} \xi \cdot \int_1^{\xi} \frac{d\zeta}{\zeta(\zeta^2 + C_1)} = \frac{u_{*0}}{k} \frac{\xi}{C_1} \ln \frac{\xi^2 |1 + C_1|}{|\xi^2 + C_1|}, \quad 1 \leq \xi \leq \xi_*. \quad (3.37)$$

Аналогично, уравнение (3.36) следует интегрировать с условием  $u_+(\alpha)=V$ , означающим условие прилипания на внешнем цилиндре, поэтому имеем:

$$u_+(\xi) = \frac{2u_{*0}}{k} \xi \cdot \int_{\xi}^{\alpha} \frac{d\zeta}{\zeta \cdot (C_2 - \zeta^2)} = V \frac{\xi}{\alpha} + \frac{u_{*0}}{k} \frac{\xi}{C_2} \ln \frac{\xi^2 |C_2 - \alpha^2|}{\alpha^2 |C_2 - \xi^2|}, \quad \xi_* \leq \xi \leq \alpha. \quad (3.38)$$

Таким образом, формулы (3.37) и (3.38) при известных  $C_1$  и  $C_2$  и  $\xi_*$ , дают структуру турбулентного течения (в т.ч. структуру ее осредненных скоростей) в кольцевом зазоре между двумя коаксиальными цилиндрами.

Рассмотрим краевые условия. Постоянные  $C_1$  и  $C_2$  интегрирования, входящие в распределения, соответственно  $u_-(\xi)$  и  $u_+(\xi)$  скоростей, находятся из краевых условий при  $\xi = 1$  и  $\xi = \alpha$ , моделирующих взаимодействие турбулентного течения с внутренним и внешним цилиндрами. В работе [167] показано, что в полуэмпирической теории Т. фон Кармана такие условия дают связь скорости деформации на жесткой поверхности (стенке), ограничивающей поток, и динамической скоростью течения. Иными словами,  $v \cdot e_w = k \cdot u_*^2$ , где  $k$  – константа, такая же универсальная, как и постоянная Кармана. Для гладких стенок  $k = k_1 \approx 28$ , а для шероховатых –  $k = \frac{k_1}{1 + f(u_* \Delta / \nu)}$ , где  $f=0$ , если  $u_* \Delta / \nu < 4,9$  и  $f = 0,16 \cdot (u_* \Delta / \nu - 0,62)$ , если  $u_* \Delta / \nu > 4,9$ ;  $\Delta$  – абсолютная эквивалентная шероховатость стенки.

Для внутреннего (неподвижного) цилиндра имеем:

$$v \left[ r \frac{d(u_-/r)}{dr} \right]_{r=r_0} = k_- u_{*0}^2 \Rightarrow \frac{1}{r_0} \cdot v \left[ \xi \frac{d(u_-/\xi)}{d\xi} \right]_{\xi=1} = k_- u_{*0}^2$$

откуда, с учетом (3.35), получаем

$$C_1 + 1 = \frac{2\nu}{k \cdot k_{-} r_0 u_{*0}} \quad (3.39)$$

Аналогично для внешнего (вращающегося) цилиндра следует:

$$\frac{1}{r_0} \cdot \nu \left[ \xi \frac{d(u_+/\xi)}{d\xi} \right]_{\xi=\alpha} = k_+ u_{*1}^2$$

откуда, с учетом (3.36) и (3.32), получаем:

$$C_2 - \alpha^2 = \frac{2\nu\alpha^2}{k \cdot k_+ r_0 u_{*0}}. \quad (3.40)$$

Если записать число Рейнольдса для течения жидкости в кольцевом зазоре между коаксиальными цилиндрами в виде:

$$\text{Re} = V(r_{1-} - r_0) / \nu \equiv \frac{Vr_1}{\nu} \left( 1 - \frac{r_0}{r_1} \right) = \frac{\alpha - 1}{\alpha} \cdot \frac{Vr_1}{\nu},$$

а касательное напряжение  $\tau_{w0}$  трения на поверхности неподвижного цилиндра в виде равенства:

$$\tau_{w0} = C_f \frac{\rho V^2}{2} = \rho u_{*0}^2,$$

где  $C_f$  – коэффициент трения на поверхности неподвижного цилиндра, т.е.

$$\frac{u_{*0}}{V} = \sqrt{\frac{C_f}{2}}, \quad (3.41)$$

то равенства (3.39) и (3.40) можно переписать в более удобном виде:

$$\begin{cases} C_1 + 1 = \frac{2(\alpha - 1)}{k \cdot k_- \operatorname{Re} \sqrt{C_f/2}}, \\ C_2 - \alpha^2 = \frac{2(\alpha - 1) \cdot \alpha^2}{k \cdot k_+ \operatorname{Re} \sqrt{C_f/2}}. \end{cases} \quad (3.42)$$

Рассмотрим условия сопряжения. Константы  $C_1$  и  $C_2$  интегрирования, которые входят в распределение скоростей (3.37) и (3.39), не могут быть произвольными, поскольку в сечении  $\xi = \xi^*$  перегиба верхняя и нижняя части профиля должны плавно смыкаться. Одно из таких условий сопряжения есть условие гладкости профиля  $u'_-(\xi)$  и  $u'_+(\xi)$  скоростей или эквивалентное ему условие  $e_-(\xi^*) = e_+(\xi^*)$ , из которого следует выражение для координаты  $\xi^*$  точки смыкания. Имеем:

$$\frac{2u_{*0}}{kr_0} \frac{1}{C_1 + \xi_*^2} = \frac{2u_{*0}}{kr_0} \frac{1}{C_2 - \xi_*^2},$$

откуда следует:

$$\xi_* = \sqrt{\frac{C_2 - C_1}{2}}. \quad (3.43)$$

Другое условие сопряжения верхней и нижней частей профиля состоит в равенстве скоростей  $u'_-(\xi)$  и  $u'_+(\xi)$  скоростей в точке перегиба профиля. Используя выражения (3.37) и (3.38), находим:

$$\frac{V}{\alpha} + \frac{u_{*0}}{k} \frac{1}{C_2} \ln \frac{\xi_*^2 (C_2 - \alpha^2)}{\alpha^2 (C_2 - \xi_*^2)} = \frac{u_{*0}}{k} \frac{1}{C_1} \ln \frac{\xi_*^2 (1 + C_1)}{\xi_*^2 + C_1}.$$

Если учесть, что из (3.43), в частности, следует

$$|C_2 - \xi_*^2| = |C_1 + \xi_*^2| = |C_1 + C_2|/2,$$

то полученное условие сопряжения приобретает вид:

$$\frac{V}{u_{*0}} = \frac{\alpha}{k} \left[ \frac{1}{C_1} \ln \frac{(C_2 - C_1)(1 + C_1)}{C_1 + C_2} - \frac{1}{C_2} \ln \frac{(C_2 - C_1)(C_2 - \alpha^2)}{\alpha^2(C_1 + C_2)} \right]. \quad (3.44)$$

С учетом равенств (3.41) и (3.42) окончательно получаем трансцендентное универсальное алгебраическое уравнение трения:

$$\sqrt{\frac{2}{C_f}} = \frac{\alpha}{k} \left[ \frac{1}{C_1} \ln \left[ \frac{2(\alpha - 1)}{k \cdot k_- \operatorname{Re} \sqrt{C_f/2}} \cdot \frac{C_2 - C_1}{C_1 + C_2} \right] - \frac{1}{C_2} \ln \left[ \frac{2(\alpha - 1)}{k \cdot k_+ \operatorname{Re} \sqrt{C_f/2}} \cdot \frac{C_2 - C_1}{C_1 + C_2} \right] \right]. \quad (3.45)$$

Используем его для расчета коэффициента  $C_f$  трения на поверхности неподвижного цилиндра, которое можно назвать универсальным уравнением трения для неподвижного цилиндра. В этом уравнении  $\alpha = r_1/r_0$ , а коэффициенты  $C_1$  и  $C_2$  интегрирования находятся по формулам:

$$C_1 = -1 + \frac{2(\alpha - 1)}{k \cdot k_- \operatorname{Re} \sqrt{C_f/2}} \quad \text{и} \quad C_2 = \alpha^2 + \frac{2(\alpha - 1) \cdot \alpha^2}{k \cdot k_+ \operatorname{Re} \sqrt{C_f/2}}. \quad (3.46)$$

Если дополнительно учесть, что при больших числах Рейнольдса  $C_1 \approx 1$  и  $C_2 \approx \alpha^2$ , то уравнение (3.45) упрощается и принимает вид:

$$\sqrt{\frac{2}{C_f}} = \frac{\alpha}{k} \left[ \ln \left[ \frac{\alpha + 1}{\alpha^2 + 1} \cdot \frac{k \cdot k_+ \operatorname{Re} \sqrt{C_f/2}}{2} \right] + \frac{1}{\alpha^2} \ln \left[ \frac{\alpha + 1}{\alpha^2 + 1} \cdot \frac{k \cdot k_- \operatorname{Re} \sqrt{C_f/2}}{2} \right] \right]. \quad (3.47)$$

В частном случае, когда поверхности обоих цилиндров обладают одинаковой шероховатостью, т.е.  $k_- = k_+ = k$  (напомним, что если оба цилиндра гидравлически гладкие, тогда  $k = 28$ ), уравнение (3.47) упрощается еще больше:

$$\sqrt{\frac{2}{C_f}} = \frac{1}{k} \cdot \frac{\alpha^2 + 1}{\alpha} \ln \left[ \frac{\alpha + 1}{\alpha^2 + 1} \cdot \frac{k \cdot k \operatorname{Re} \sqrt{C_f/2}}{2} \right]. \quad (3.48)$$

Из уравнения (3.48) видно, что если отношение  $\alpha$  радиусов коаксиальных цилиндров близко к единице, т.е.  $\alpha \approx 1$ , то коэффициент  $C_f$  зависит, главным образом, от числа Рейнольдса  $Re = V \cdot (r_1 - r_0) / \nu$ , но не от отношения  $\alpha$  радиусов.

На Рисунке 3.12 представлена зависимость  $C_f = C_f(Re)$  коэффициента трения на внутреннем (неподвижном) цилиндре при соотношении  $\alpha = r_1/r_0$  в диапазоне  $1,05 \leq \alpha \leq 1,10$ ; аппроксимирующая зависимость коэффициента имеет вид  $C_f = 0,0153Re^{0,25}$ .

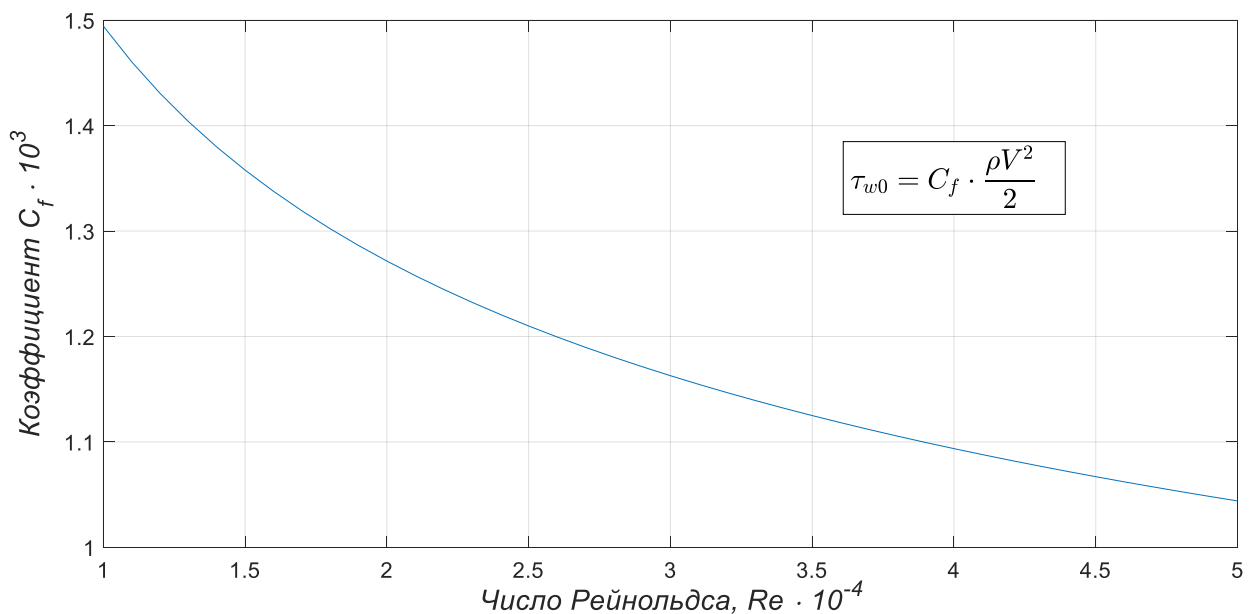


Рисунок 3.12 – Зависимость  $C_f = C_f(Re)$  коэффициента трения на внутреннем (неподвижном) цилиндре ротационного вискозиметра

При заданном значении  $\alpha$ , характеризующем ротационный реометр (вискозиметр), а также известных критериях  $Re$  и  $\varepsilon$ , трансцендентные уравнения (3.45) – (3.48) разрешаются относительно коэффициента  $C_f$  трения методом

итераций. Затем по этому коэффициенту рассчитывается момент  $M$  сил на единицу высоты цилиндра, необходимых для удержания внутреннего цилиндра в неподвижном положении при вращении внешнего цилиндра с угловой  $\omega$  скоростью  $M = 2\pi r_0 \cdot C_f \cdot \rho V^2 / 2$ , где  $V = \omega \cdot r_l$ .

Таким образом, полученные результаты можно использовать для исследования характеристик ПТП, то есть для определения универсальных коэффициентов  $k_l$  и функции  $f$ , входящих в краевые условия теории Т. фон Кармана для уравнения (3.38).

Как было отмечено ранее, если стенки ротационного вискозиметра гладкие и ПТП не вносится, то  $k_l = 28$  и функции  $f = 0$ . Добавление же ПТП делает оба коэффициента зависящими от ее концентрации  $\theta$  так, что  $k_l = k(\theta)$  и  $f = f(\theta)$ , причем обе эти функции являются *универсальными*. Это означает, что они одинаково применимы и для турбулентного течения в вискозиметрах (реометрах) ротационного типа, и для течения в трубопроводах, поэтому, определив их в результате экспериментов, можно далее использовать их для прогноза уменьшения коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления в реально эксплуатируемом трубопроводе или при его технологическом проектировании. Например, если поверхности внешнего и внутреннего цилиндров вискозиметра считать гладкими, то, с учетом уравнения (3.42), при соотношении  $\alpha = r_l/r_0$  примерно равным 1, коэффициент  $k_l = k(\theta)$  можно вычислять из экспериментов по формуле:

$$k(\theta) \cong \frac{2}{k} \frac{1}{\text{Re} \sqrt{C_f(\text{Re}, \theta) / 2}} \cdot \exp\left(\frac{k}{2} \sqrt{\frac{2}{C_f(\text{Re}, \theta)}}\right). \quad (3.49)$$

В общем случае тестирование выполняется в следующем порядке. Задается определенное значение концентрации  $\theta$  ПТП конкретной марки. Изменяя число оборотов  $2\pi/\omega$  внешнего цилиндра, по моменту  $M$  сил, необходимому для удержания внутреннего цилиндра в состоянии покоя, находится значение касательного напряжения  $\tau_{\omega 0}$  трения на поверхности неподвижного цилиндра и,

следовательно, коэффициент  $C_f$  трения. Далее из уравнения (3.45) рассчитываются  $k_l = k(\theta)$  и  $f = f(\theta)$ , которые и используются для расчета величины коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления в реально эксплуатируемом магистральном трубопроводе или же при его технологическом проектировании.

### Выводы по главе 3

1. Исходя из конструктивных отличий реально эксплуатируемых или проектируемых магистральных трубопроводов, предназначенных для перекачки нефти и нефтепродуктов, от различных экспериментальных установок (трубопроводных стендов различной конфигурации) и лабораторно-исследовательских приборов (дисковых реометров и ротационных вискозиметров), прямой перенос характеристик ПТП, получаемых в результате таких исследований, некорректен.

2. Автором предлагается использовать результаты экспериментов для определения инвариантных (неизменных) коэффициентов, на которых базируется теория турбулентности. Для конкретных типов и марок ПТП такие инвариантные коэффициенты являются одинаковым для турбулентных течений – как в экспериментальных установках, так и трубопроводах.

3. Для исключения или минимизации недостоверности результатов экспериментальных исследований, которые могут быть связаны с полной или частичной деструкцией (разрушением) ПТП, рекомендуется применять объемные устройства, например, автоматические шнековые дозаторы.

4. Показано, что полученные в результате обработки различных экспериментов данные по снижению момента силы (крутящего момента), получаемые на лабораторно-исследовательских приборах, как правило, в  $1,5 \div 2,5$  раза меньше реального изменения величины гидравлической эффективности при добавлении такой же ПТП с той же концентрацией в магистральные трубопроводы для перекачки нефти и нефтепродуктов.

5. Так как при наличии ПТП в определенной концентрации эффект снижения момента силы (крутящего момента) диска обусловлен не только гидравлическим режимом в зазоре, но также трением на поверхности экспериментальных приборов, то при расчетах необходимо использовать относительную  $\varepsilon$  шероховатость, моделируя ее на различных жидкостях с добавлением ПТП в разных концентрациях (так как определить реальную шероховатость  $\Delta$  поверхности диска путем прямого измерения крайне сложно).

6. Перед применением ПТП на магистральных трубопроводах, транспортирующих нефть и нефтепродукты, необходимо обеспечить пересчет (моделирование) гидравлических свойств ПТП по результатам экспериментальных исследований на трубных стендах, в дисковых реометрах и ротационных вискозиметрах. При этом использовать экспериментально определенные инвариантные коэффициенты, входящие в граничные условия – «прилипания» и «взаимодействия движущегося турбулентного потока жидкости со стенками» усовершенствованной модели турбулентности (универсального уравнения сопротивления вязкой несжимаемой жидкости), для расчета коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления.



## **4 ОБОБЩЕННАЯ ТЕОРИЯ ГИДРАВЛИЧЕСКОГО РАСЧЕТА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ УЧАСТКОВ ТРУБОПРОВОДА ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ПРОТИВОТУРБУЛЕНТНЫХ ПРИСАДОК**

Рассматриваются результаты исследований автора относительно гидравлических аспектов перекачки по магистральным трубопроводам нефти и нефтепродуктов с ПТП. Для того чтобы получить экономический и технологический эффект от их использования необходимо кроме выявления их физико-химических свойств, условий хранения, транспортировки и применения, на основе гидравлических методов расчета прогнозировать желаемые результаты и способы их достижения.

### **4.1 Анализ особенностей гидравлических режимов технологических участков магистральных трубопроводов для перекачки нефти и нефтепродуктов**

Специфика перекачки углеводородов по магистральным нефтепроводам (МН) и магистральным нефтепродуктопроводам (МНПП) в целом и с ПТП в частности, состоит в том, что перегоны между последовательно расположенными насосными станциями (НС) не работают независимо друг от друга, а гидравлически связаны. Каждый магистральный трубопровод (МТ) разбит на отдельные технологические участки (ТУ).

Технологический участок – это основной гидравлический и эксплуатационный сегмент МТ, т.е. работающий в едином гидравлическом режиме участок магистрального трубопровода от одной НПС с РП до следующей по направлению перекачки НПС с РП или до пункта назначения, для которого предусмотрен технологический режим перекачки нефти/нефтепродуктов. Как правило, ТУ представляет собой 4-6 отдельных перегонов (участков) между последовательно расположенными НС с РП, гидравлически связанными друг с другом. Таким образом, изменение гидравлического режима перекачки на одном из перегонов ТУ, приводит к изменениям режимов перекачки на других перегонах.

Так как основной целью МТ является бесперебойная транспортировка нефти или нефтепродуктов потребителям, то для обеспечения заданной пропускной способности разрабатываются «карты режимов», учитывающие все необходимые эксплуатационные особенности МТ и внешние, заданные поставщиками нефти или нефтепродуктов, условия отгрузки. С учетом того, что разветвленная сеть МТ – это энергоемкая система, то для сокращения затрат электроэнергии на перекачку при сохранение существующей пропускной способности (при отключенных насосных агрегатах) или же увеличения пропускной способности (при всех включенных насосных агрегатах) может предусматриваться добавление ПТП в транспортируемую жидкость – нефть или нефтепродукт.

С учетом того, что при прохождении через насосы на НС молекулы ПТП разрушаются (этот процесс называется деструкцией ПТП), а ее концентрация на отдельных перегонах ТУ может различаться, то при необходимости использования ПТП ее вводят на каждой НС после прохождения магистральных насосов. При этом, кроме обеспечения задачи увеличения пропускной способности МТ, использование ПТП оказывает влияние на параметры эксплуатации:

- может изменяться «рабочая точка» на совмещенной  $Q-H$ -характеристике участка МТ и группы насосов, так как между ними существует гидравлическая связь и изменение расхода приводит к изменению напора;
- при изменении «рабочей точки» эксплуатационный режим для данного ТУ на отдельной НС или даже на нескольких НС может отклониться от «оптимального», что приведет к уменьшению КПД насосов и, как следствие, перерасходу электроэнергии на перекачку нефти или нефтепродукта;
- при изменении гидравлического режима на НС также меняется и гидравлический режим на линейном участке трубопровода, что приводит к изменению коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления и гидравлического  $i$  уклона, в результате чего происходит перераспределение напоров на входе в НС и на выходе из НС;
- такие напоры на НС имеют технологические особенности: на входе в нее создается обязательный «подпор» для исключения кавитации в магистральных

насосах, а на выходе из нее – напор ограничивается до величины максимально разрешенного в ней напора; перераспределение же напоров на входе и на выходе НС может привести к нарушению таких ограничений, срабатыванию аварийных систем защиты и невозможности эксплуатации ТУ в таком режиме;

– так как существуют эксплуатационные отличия на НС (например, в работе находятся разные марки или диаметры рабочих колес насосов) и линейных перегонах ТУ (например, различные наружные диаметры трубы и способ заложения, характеристики температуры, особенности рельефа и пр.), то концентрация ПТП на каждом из таких перегонов ТУ должна определяться индивидуально, но с учетом того, что весь ТУ – это единая гидравлически взаимосвязанная система из таких отдельных перегонов.

Рассмотрим происходящие изменения на примере перекачки нефти по ТУ, состоящему всего из двух насосных станций – головной (ГНПС) и промежуточной (ПНПС) и двух перегонов (Рисунок 4.1). Представим, что с целью увеличения пропускной способности принято решение на втором перегоне добавить ПТП.

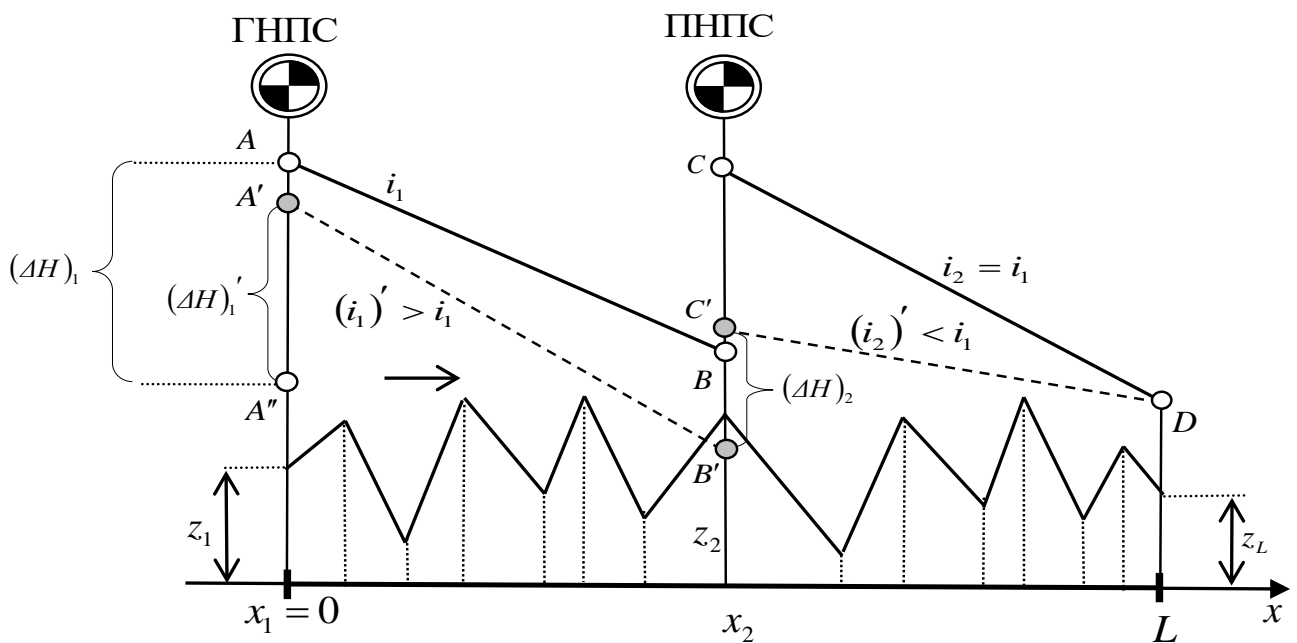


Рисунок 4.1 – Пример ТУ МН, состоящего из 2х НПС и 2х перегонов, при вводе ПТП на ПНПС

Так как ПТП снижает коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления на линейном участке, то расход (пропускная способность) увеличится, вследствие чего:

- дифференциальные  $\Delta H_1$  и  $\Delta H_2$  напоры на, соответственно, ГНПС и ПНПС уменьшатся и установятся новые дифференциальные  $\Delta H_1'$  и  $\Delta H_2'$  напоры;
- скорость перекачки нефти на первом перегоне вырастет из-за увеличения расхода, а на втором перегоне уменьшится из-за действия ПТП;
- гидравлический  $i_1$  уклон на первом перегоне изменится и новый гидравлический  $i_1'$  уклон будет «круче» ( $i_1' > i_1$ ); гидравлический  $i_2$  уклон на втором перегоне также изменится и новый гидравлический  $i_2'$  уклон также будет «круче» ( $i_2' > i_2$ ), но при этом, новый гидравлический  $i_2'$  уклон будет более «пологим», чем новый гидравлический  $i_1'$  уклон, т.е.  $i_2' < i_1'$ ;
- пьезометрические напоры уменьшатся и напор на выходе ГНПС и ПНПС, переместится, соответственно, из точки  $A$  в точку  $A'$ , и из точки  $C$  в точку  $C'$ ; одновременно с этим напор  $A''$  на входе в ГНПС останется неизменным (он определяется по уровню разлива нефти в резервуаре), а напор на входе в ПНПС переместится из точки  $B$  в точку  $B'$ ; с учетом изменившейся линии гидравлического  $i_1'$  уклона на первом перегоне, новый напор  $B'$  на входе в ПНПС – подпор перед станцией – может стать по величине меньше минимально допустимого давления и привести к ее отключению.

В целом, такая ситуация для ТУ весьма показательна – изменение гидравлического режима на одном перегоне неизбежно приводит к изменению гидравлических режимов на всех перегонах ТУ. Поэтому перед использованием ПТП необходимо производить полный гидравлический расчет не только для перегона, на котором предполагается ее применять ПТП, а для всех участков ТУ.

В работе П.А. Ревель-Муроза [249] детально рассмотрены общие эксплуатационные характеристики ТУ, в том числе вопросы обеспечения высоких КПД ТУ для сокращения энергоемкости транспортировки нефти и нефтепродуктов. Перейдем к рассмотрению методов расчета стационарных режимов в ТУ при использовании ПТП.



$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 0,884 \cdot \ln \frac{\operatorname{Re} \sqrt{\lambda}}{1 + f(\varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\lambda/8}, \theta)} - [3,745 + 0,884 \ln k_1(\theta)]. \quad (4.2)$$

Как было показано в подразделе 2.5 данной работы, функция  $f(\varepsilon, \operatorname{Re}, \lambda, \theta)$  определяется «кусочно-ломаной» аппроксимацией:

$$f\left(\varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}}, \theta\right) = \begin{cases} \approx 0, & \text{если } \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \leq k_3(\theta); \\ k_2(\theta) \cdot \left(\varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} - k_3(\theta)\right), & \text{если } \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} > k_3(\theta) \end{cases}, \quad (4.3)$$

где  $k_2(\theta)$  и  $k_3(\theta)$  – коэффициенты, зависящие от концентрации  $\theta$  ПТП.

Однако, данные коэффициенты должны определяться по результатам обработки экспериментальных исследований, причем  $k_2(0) = 0,31$  и  $k_3(0) = 4,9$ .

Сложив в системе (4.1) уравнения для каждого перегона ТУ (при этом сократятся  $h_i$  подпоры), получим общее для всего ТУ уравнение баланса напоров:

$$\left(z_1 + h_1 + \sum_{i=1}^{i=K} \Delta H_i(Q)\right) - (z_k + h_k) = \frac{8}{\pi^2 g} \frac{Q^2}{d^5} \sum_{i=1}^{i=K} \lambda_i(\operatorname{Re}, \varepsilon, \theta_i) \cdot l_i. \quad (4.4)$$

Так как данное уравнение является нелинейным и в нем содержится единственная неизвестная – расход  $Q$  перекачки нефти, то его можно решить методом итераций (последовательных приближений). После чего определить подпоры  $h_i$  всех промежуточных НПС, для чего сложим первые  $m - 1$  уравнения:

$$h_m = h_1 + (z_1 - z_m) + \sum_{i=1}^{i=m-1} \Delta H_i - \frac{8}{\pi^2 g} \frac{Q^2}{d^5} \cdot \sum_{i=1}^{i=m-1} \lambda_i(\operatorname{Re}, \varepsilon, \theta_i) l_i, \quad m = 2, 3, \dots, K. \quad (4.5)$$

Зная расход  $Q$  перекачки нефти и подпор  $h_1$  в линии всасывания  $1$ -й НПС, можно определить  $K - 1$  подпоров для всех промежуточных НПС данного ТУ. Также можно определить мощность  $N$ , потребляемую на всем ТУ:

$$N = \sum_{i=1}^{i=K} \frac{\rho g Q \Delta H_i}{\eta_i(Q)},$$

где  $\eta_i(Q)$  – КПД  $i$ -й НПС.

Очевидно, что на величину расхода  $Q$  перекачки нефти не влияет изменение расстояния  $l_i$  между двумя последовательно расположенными НПС (если понадобится изменить «расстановку» НПС). Для подтверждения правильности найденного  $Q$  расхода необходимо выполнить гидравлический расчет с целью:

- определения наличия или отсутствия самотечных участков на каждом из перегонов ТУ;
- обеспечения бескавитационной работы магистральных насосов на НПС (т.е. создание такого подпора  $h_i$  в линии всасывания, величина которого превышает давление  $P_y$  упругости насыщенных паров);
- исключения ситуации пересечения несущей способности трубопровода на каждом из перегонов ТУ (т.е. превышения максимально допустимого  $P_{max}$  давления в трубе, определяемого исходя из прочностного расчета).

Кроме того, чтобы обеспечить эксплуатацию ТУ, необходимо выполнение условий согласования по значению напоров на НПС:

в линии всасывания (минимальный напор на всасывании):

$$h_m \geq \Delta h_{\min.m} = h_{\text{кав.}m}(Q), m = 2, 3, \dots K, \quad (4.6)$$

где  $h_{\text{кав.}m}(Q)$  – кавитационный запас магистрального насоса, определяемый по его паспортной ( $Q - H$ ) – характеристике;

и линии нагнетания (максимальный напор):

$$H_{\text{ст.}m} = h_m + \Delta H_m \leq \frac{P_{\max.m}}{\rho g} = H_{\max.m} \quad m = 2, 3, \dots K, \quad (4.7)$$

где  $H_{\text{ст.}m}$  – напор, созданный всеми работающими насосами (на выходе) НПС;

$P_{\max.m}$  – максимально допустимое давление в  $m$ -м участке трубопровода;

$H_{\max.m}$  – несущая способность  $m$ -го участка трубопровода.

При этом, построенная для данного значения расхода линия распределения напора  $H(x)$  по длине перегона (гидравлического уклона) в каждом рассматриваемом  $x$  сечении должна проходить «ниже» ее  $H_{max}(x)$  несущей способности и «выше» геодезических отметок  $z(x)$  профиля трубопровода, т.е.:

$$z(x) < H(x) \leq H_{max}(x). \quad (4.8)$$

Рассмотрим пример: участок ТУ МН с постоянным внутренним диаметром  $d = 700$  мм состоит из 2х НПС и 2х перегонов (Рисунок 4.1) и обеспечивает перекачку нефти с кинематической  $\nu$  вязкостью 30 сСт. Длина  $l_1$  первого перегона составляет 110 км, геодезическая отметка в начале  $z_1 = 100$  м, геодезическая отметка в конце  $z_2 = 40$  м, подпор  $h_1 = 60$  м. Длина  $l_2$  второго перегона – 100 км, геодезическая отметка его начала соответствует геодезической отметке  $z_2$ , а геодезическая отметка конца участка  $z_k = 50$  м, подпор  $h_k = 30$  м. На каждой из НПС установлены по два последовательно соединенных насоса марки НМ 2500-230 с характеристикой  $H=251-0,812 \cdot 10^{-5} Q^2$ . Считая номинальную подачу 1 800 м<sup>3</sup>/ч и внутреннюю поверхность труб абсолютно гладкой, т.е. шероховатость  $\varepsilon = 0$ , определим фактический расход  $Q$  перекачки нефти по данному трубопроводу, а также величину подпора  $h_2$  (напора в линии всасывания) 2й НПС.

Отметим, что так как установленные на НПС насосы (по условию примера), полностью идентичны, то справедливо следующее равенство:

$$\Delta H_1(Q) = \Delta H_2(Q) = 2 \cdot H_1 = 502 - 1,624 \cdot 10^{-5} Q^2 = 502 - 31,17 \cdot \nu^2.$$

Используя систему (4.1) для баланса напоров, последовательно получим:

$$\begin{cases} [100 + 60 + 502 - 31,17 \cdot \nu^2] - [40 + h_2] = \frac{110000}{0,7 \cdot 2 \cdot 9,81} \lambda_1 \nu^2, \\ [40 + h_2 + 502 - 31,17 \cdot \nu^2] - [50 + 30] = \frac{100000}{0,7 \cdot 2 \cdot 9,81} \lambda_2 \nu^2. \end{cases} \Rightarrow$$



$$1084 - 62,34 \cdot v^2 = (8009 \lambda_1 + 7281 \lambda_2) \cdot v^2.$$

Итоговое уравнение имеет вид:

$$v^2(8009 \lambda_1 + 7281 \lambda_2 + 62,34) = 1084. \quad (4.9)$$

Рассмотрим три возможных варианта дальнейшего решения данного уравнения с учетом применения ПТП.

*Вариант 1* – ПТП не добавляется, т.е.  $\theta = 0$ , тогда из уравнения (4.9) имеем:

$$v^2(15290 \cdot \lambda + 62,34) = 1084.$$

Решая его методом итераций (последовательных приближений), находим коэффициент гидравлического сопротивления  $\lambda \approx 0,0226$ , скорость перекачки  $v = 1,63$  м/с, расход перекачки  $Q = 2\,258$  м<sup>3</sup>/ч, подпор для 2й НПС  $h_2 = 58$  м.

*Вариант 2* – ПТП марки «FLO XL» с концентрацией  $\theta = 15$  ppm вводится на обоих перегонах ТУ. Понимаем, что величина коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления одинакова:  $\lambda = \lambda_1 = \lambda_2$ , а значение коэффициента  $k_1(\theta) = k_1(15) = 340$  принимается из Таблицы 3.1 (подраздел 3.1 диссертации), из уравнения (3.3):

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 0,88 \cdot \ln(\text{Re} \sqrt{\lambda}) + 1,85. \quad (4.10)$$

Решая его методом итераций (последовательных приближений), находим  $\lambda \approx 0,0117$ , скорость перекачки  $v = 2,1$  м/с, расход перекачки  $Q = 2\,910$  м<sup>3</sup>/ч, подпор для 2й НПС  $h_2 = 61$  м. Сравнивая полученные результаты, отметим, что расход перекачки вырос на 29% при добавлении ПТП с концентрацией  $\theta = 15$  ppm.

*Вариант 3* – ПТП марки «FLO XL» с концентрацией  $\theta = 15$  ppm вводится только на 2-м перегоне ТУ. Находя искомые величины из уравнения (4.9) и (4.10), получаем  $\lambda_1 \approx 0,0224$ ,  $\lambda_2 \approx 0,012$ , расход перекачки  $Q = 2\,515$  м<sup>3</sup>/ч, подпор для 2й НПС

$h_2 = -51 \text{ м} < 0$ . Такой режим перекачки, при котором подпор промежуточной НПС имеет отрицательное значение, невозможен.

По итогам обобщения данного частного, но весьма показательного примера, можно сделать вывод: высокий эффект от применения ПТП на одном перегоне ТУ магистрального трубопровода может нивелироваться более высокими гидравлическими потерями на другом перегоне или же привести к невозможности в принципе осуществлять перекачку исходя из эксплуатационных ограничений. Таким образом, критерием эффективности применения ПТП должна являться ее эффективность именно для всего ТУ магистрального нефтепровода (МН) или магистрального нефтепродуктопровода (МНПП). Только по результатам комплексного гидравлического расчета всех возможных вариантов работы ТУ можно принимать решение о использовании ПТП и ее концентрации.

#### **4.3 Разработка методики (итерационного алгоритма) гидравлического расчета стационарной работы технологического участка магистрального трубопровода при использовании противотурбулентной присадки**

Технологический режим работы ТУ МН и МНПП характеризуется следующими параметрами при заданных физико-химических свойствах нефти (ее плотности и вязкости): эксплуатационное состояние технологического оборудования, пропускная способность ТУ (в год, сутки и час), схема и порядок включения насосов на НПС, значения давления на входе (в линии всасывания) и на выходе (линии нагнетания) НПС, ограничения по давлению (уставки агрегатных и станционных защит), объем потребляемой электроэнергии на перекачку.

Перечисленные параметры вносятся в «карту режимов» – документ, позволяющий планировать и управлять объемами перекачки нефти или нефтепродуктов по магистральному трубопроводу. В ходе фактического опробования множества различных комбинаций работы технологического оборудования учитываются эксплуатационные параметры и характер нестационарных процессов в трубопроводе, после чего происходит утверждение

«карты режимов», которая обеспечивает выполнение плана перекачки (объема поставок) [249].

В начале 2000-х гг. руководителем московской научной школы трубопроводной гидравлики профессором М.В. Лурье и профессором А.С. Дидковской был разработан алгоритм гидравлического расчета ТУ с учетом характеристик насосного оборудования и линейной части трубопровода без использования ПТП [159, 160].

Добавление ПТП, как показано в приведенном выше примере, может приводить к изменению карты режимов ТУ. А применение ПТП на разных перегонах ТУ с различной концентрацией еще больше усложняет задачу, увеличивая множество возможных вариантов эксплуатации трубопровода. В результате требуется существенная переработка, а по сути – разработка нового алгоритма гидравлического расчета ТУ магистральных трубопроводов для перекачки нефти и нефтепродуктов с различной концентрацией ПТП на отдельных его перегонах. Такой алгоритм разработан при непосредственном участии автора настоящей диссертации [69, 75].

Следует отметить, что, в целом, предложенная методика, в основе которой лежит итерационный алгоритм, во многом совпадает с алгоритмом М.В. Лурье и А.С. Дидковской, но принципиально отличается способом расчета коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления при добавлении в поток и, главное, выявлением и анализом возникающих эффектов, что показано в примере в подразделе 4.2. Для определения коэффициента  $\lambda$  режима течения в области «гидравлически гладких труб» используется универсальное уравнение (2.21) сопротивления:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 0,884 \cdot \ln(\text{Re} \sqrt{\lambda}) - 0,8, \quad (4.11)$$

решение которого аппроксимировано формулой  $\lambda = 0,3164/Re^{0,25}$  Блазиуса.

В Таблице 4.1 приведены – Значения коэффициента  $k_1(\theta)$  и  $k_2(\theta)$  для ранее уже использовавшейся в расчетах ПТП марки «FLO XL» компании «Baker

Petrolite» при значении коэффициента  $k_3(\theta)=15$ .

Таблица 4.1 – Значения коэффициента  $k_1(\theta)$  для ПТП марки «FLO XL» компании «Baker Petrolite» [69]

Концентрация $\theta$ ПТП, ppm	5	10	15	20	25	30
Значения коэффициента $k_1(\theta)$	115,0	230,0	340,0	500,0	500,0	500,0
Значения коэффициента $k_2(\theta)$	0,11	0,5	1,3	2,5	3,5	3,5

Для того, чтобы понять суть предлагаемой методики (итерационного алгоритма) гидравлического расчета стационарной работы ТУ магистрального трубопровода, рассмотрим следующую расчетную схему возможных вариантов течения жидкости (Рисунок 4.2): при напорном течении (давление выше атмосферного, внутренние полости в трубе отсутствуют) и при безнапорном или самотечном течении (давление ниже давления упругости насыщенных паров, внутри трубы имеется полость выделившегося газа).

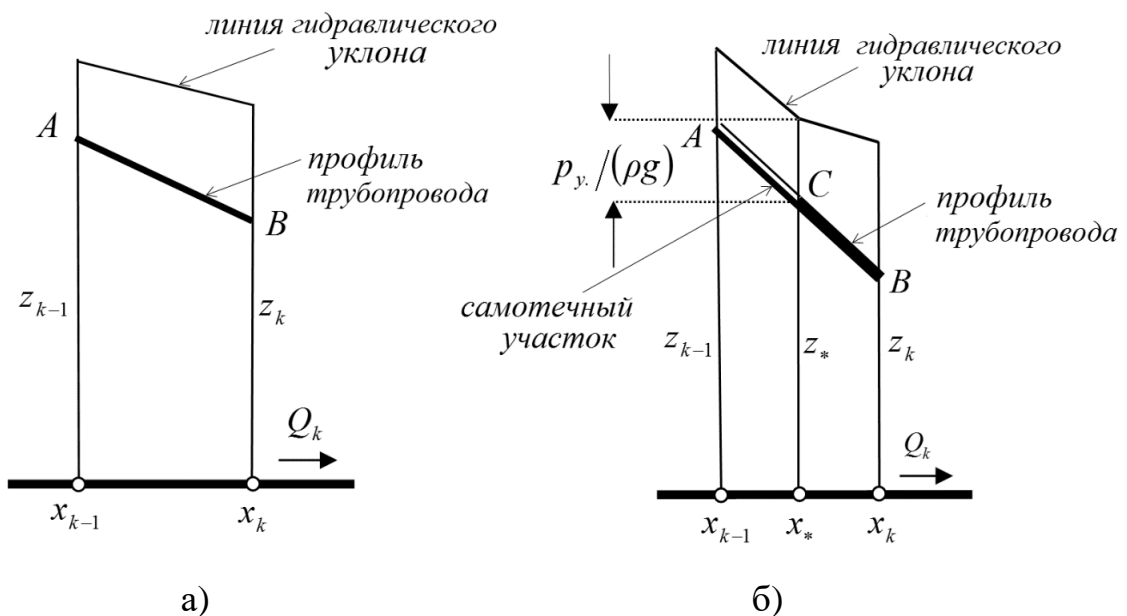


Рисунок 4.2 – Расчетная схема режима течения в трубопроводе:

а) при напорном течении; б) при самотечном течении

Для участка трубопровода известны значения расхода  $Q_k$  и напора  $H_k$  в некотором, произвольно выбранном сечении  $x_k$ , где  $k$  – номер этого сечения, которое изменяется в диапазоне от  $k = 0$  в начале участка до  $k = n$  в конце участка. Необходимо рассчитать расход  $Q_{k-1}$  напора  $H_{k-1}$  в предыдущем сечении  $k-1$ .

Рассмотрим *первый вариант решения данной задачи* – в трубопроводе осуществляется полнонапорное течение, при котором в сечении  $x = x_k$ :

$$P_k = \rho_k g \cdot (H_k - z_k) > P_y,$$

где  $\rho_k$  и  $P_k$  – соответственно, плотность и давление жидкости в сечении  $k$ ;

$P_y$  – давление упругости насыщенных паров.

Так как, исходя из условия, в данном сечении известны расход  $Q_k$  и напор  $H_k$ , то при отсутствии утечек, несанкционированного отбора, сбросов и подкачек расход постоянен (как следствие закона сохранения массового расхода) и в сечении  $x_{k-1}$  расход  $Q_{k-1} = Q_k = const$ .

Чтобы в сечении  $x_{k-1}$  определить напор  $H_{k-1}$ , необходимо последовательно выполнить все действия традиционного гидравлического расчета и сначала в сечении  $k$  определить:

- скорость перекачки –  $v_k = 4 \cdot Q / \pi d^2$ ;
- число Рейнольдса –  $Re_k = v_k \cdot d^2 / \nu$ ;
- коэффициент гидравлического сопротивления  $\lambda_k = \lambda(Re_k, \varepsilon, \theta)$  с помощью уравнения (4.10);
- гидравлический уклон –  $i_k = \lambda_k \cdot v_k^2 / (2 \cdot g \cdot d)$ .

Зная величину гидравлического  $i_k$  уклона, на участке от  $x_{k-1}$  до  $x_k$  потери напора  $\Delta H_k$  составят:

$$\Delta H_k = H_{k-1} - H_k = i_k \cdot (x_{k-1} - x_k).$$

Тогда, рассчитав в сечении  $x_{k-1}$  напор по формуле  $H_{k-1} = H_k + \Delta H_k$ , можно найти в том же сечении  $x_{k-1}$  давление  $P_{k-1} = \rho \cdot g \cdot (H_{k-1} - z_{k-1})$ . Полученное значение

давления  $P_{k-1}$  необходимо сравнить со значениями максимально допустимого  $P_{max}$  давления в трубе и давления  $P_y$  упругости насыщенных паров:

- а) Если величина  $P_{k-1} > P_{max}$ , то это означает, что давление в трубе превышает максимально допустимое, значит, необходимо завершить дальнейшее решение задачи, перейти к концу участка трубопровода в  $k = n$  сечении и изменить величину расхода (дальнейшее решение будет приведено ниже);
- б) Если величина  $P_{k-1} < P_{max}$ , то необходимо сравнить ее с давлением  $P_y$  упругости насыщенных паров:
  - если  $P_{k-1} > P_y$ , то решение найдено верно, режим течения в данном участке от  $x_{k-1}$  до  $x_k$  полнонапорный и можно переходить к расчету величины давления в следующем сечении  $x_{k-2}$ , продолжая движение по участку трубопровода от его конца к началу;
  - если  $P_{k-1} \leq P_y$ , то решение найдено неверно, режим течения в данном участке от  $x_{k-1}$  до  $x_k$  неполнонапорный (самотечный), в трубе имеется полость газа, выделившегося из нефти при «разряжении» давления.

В случае определения самотечного (неполнонапорного) течения в участке трубы, для проведения дальнейших расчетов необходимо определить координату  $x_*$  сечения по формуле:

$$x_* = x_k + \frac{(H_k - z_k) - P_y / (\rho g)}{(z_k - z_{k-1}) + i_k \cdot (x_k - x_{k-1})} \cdot (x_k - x_{k-1}).$$

В сегменте  $AC$  (соответствующего участку от  $x_{k-1}$  до  $x_*$ ) наблюдается самотечный режим, а в сечении  $CB$  (соответствующего участку от  $x_*$  до  $x_k$ ) – полнонапорный режим.

Решением первого варианта задачи являются:

- расход  $Q_{k-1} = Q_k = const$ ;
- напор  $H_{k-1} = z_{k-1} + \frac{P_{k-1}}{\rho g}$ .

Рассмотрим *второй вариант решения данной задачи* – в сечении  $x = x_k$  трубопровода осуществляется самотечное (неполнонапорное) течение, при котором  $P_k = P_y$ . В таком случае необходимо сравнить между собой геодезическую (высотную) отметку в предыдущем  $z_{k-1}$  сечении с геодезической (высотной) отметку в исследуемом  $z_k$  сечении:

а) Если величина  $z_{k-1} \geq z_k$ , то это означает, что режим течения в данном участке от  $x_{k-1}$  до  $x_k$  неполнонапорный (самотечный), в трубе имеется полость газа и тогда решением задачи будут:

– расход  $Q_{k-1} = Q_k = const$ ;

– давление  $P_{k-1} = P_y$ ;

– напор  $H_{k-1} = z_{k-1} + \frac{P_y}{\rho g}$ .

б) Если величина  $z_{k-1} < z_k$ , то режим течения в данном участке от  $x_{k-1}$  до  $x_k$  полнонапорный и можно завершить алгоритм по условию  $P_{k-1} > P_y$  соответствующего течения.

Изложенная методика соответствует расчетной схеме режима течения на Рисунке 4.2, является, строго говоря, вспомогательной и демонстрирует последовательность выполняемых итераций для определения и учета в гидравлическом расчете самотечных участков.

Перейдем к основной методике (итерационному алгоритму) гидравлического расчета стационарной работы ТУ при использовании ПТП, для чего, аналогично схеме на Рисунке 4.1, рассмотрим перекачку нефти с ПТП по ТУ, состоящему всего из ГНПС, ПНПС и двух перегонов (Рисунок 4.3).

Известны:

– давление  $P_n$  подпора в линии всасывания ГНПС;

– давление  $P_L$  в конце второго перегона (конце участка) трубопровода;

– паспортные  $(Q - H)$  – характеристики насосов, установленных на ГНПС и ПНПС, причем  $\Delta H_1 = F_1(Q)$  и  $\Delta H_2 = F_2(Q)$ , где  $F_1(Q)$  и  $F_2(Q)$  – напоры, создаваемые, соответственно ГНПС и ПНПС;

- марка и концентрация ПТП на, соответственно, первом  $\theta_1$  и втором  $\theta_2$  перегонах трубопровода.

Как и в первой расчетной схеме, необходимо рассчитать расход  $Q$  перекачки по всему ТУ, а также определить величины рабочего давления, т.е. давления на выходе (в линии нагнетания) на ГНПС и ПНПС. Дополнительное условие – если есть самотечные участки, необходимо определить их местонахождение.

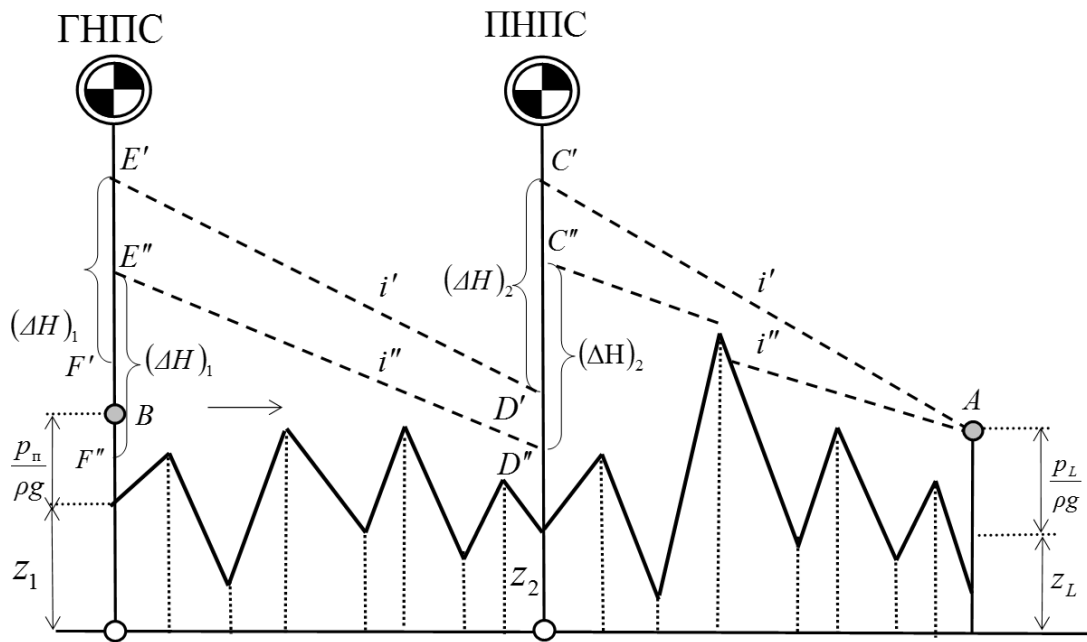


Рисунок 4.3 – Расчетная схема итерационного алгоритма (методики) для ТУ МН, состоящего из 2х НПС и 2х перегонов, при использовании ПТП

Аналогично первой расчетной схеме, итерационный алгоритм предполагает выполнение расчетов от конца второго перегона ТУ, расположенного в сечении  $A$ , к началу первого перегона, и, собственно, всего, ТУ, расположенного в сечении  $B$ .

В первом приближении для расхода  $Q^{(1)}$ , численное значение которого находится в интервале  $0 \leq Q^{(1)} \leq Q_{max}$ , с помощью вспомогательной, изложенной ранее, методики последовательно, от сечения  $x_k$  до сечения  $x_{k-1}$ , строим линию  $i'$  гидравлического уклона, параллельно определяя наличие/отсутствие неполнонапорных (самотечных) участков. В итоге, для выбранного значения расхода  $Q^{(1)}$  находим в точке  $C'$  – в линии нагнетания (на выходе) ПНПС – значение напора  $H_{C'}$  и давления  $P_{C'} = \rho \cdot g \cdot (H_{C'} - z_2)$ .



Полученное значение давления  $P_{C'}$  необходимо сравнить со значением максимально допустимого  $P_{max}$  давления в трубе, которое определяется заводом-изготовителем исходя из ее прочностных характеристик:

- а) Если величина  $P_{C'} > P_{max}$ , то это означает, что давление в трубе превышает максимально допустимое, значит, необходимо завершить дальнейшее решение задачи, перейти к концу участка трубопровода в сечении  $A$  и изменить (уменьшить) величину расхода;
- б) Если величина  $P_{C'} \leq P_{max}$ , то на входе (в линии всасывания) ПНПС в точке  $D'$  можно вычислить величину:
  - давления  $P_{D'} = P_{C'} - \rho \cdot g \cdot F_2(Q^{(1)});$
  - напора  $H_{D'} = H_{C'} - F_2(Q^{(1)}).$

При этом, значение давления  $P_{D'}$  должно быть больше величины кавитационного запаса – если это так, расчет продолжается, если нет – необходимо задать другую напорную  $F_2(Q^{(1)})$  характеристику, увеличив значение расхода  $Q^{(1)}$ .

Аналогичным образом осуществляется итерационный алгоритм для первого перегона ТУ, в результате которого в сечении  $BE'$  – в линии нагнетания (на выходе) ГНПС – находим значение напора  $H_{E'}$  и давления  $P_{E'} = \rho \cdot g \cdot (H_{E'} - z_I)$ . Полученные значения  $P_{E'}$  аналогично сверяются с максимально допустимым  $P_{max}$  давлением в трубе и величиной кавитационного запаса. Если условия выполняются, то на входе (в линии всасывания) ГНПС в точке  $F'$  можно считать найденными величины:

- давления  $P_{F'} = P_{E'} - \rho \cdot g \cdot F_1(Q^{(1)});$
- напора  $H_{F'} = H_{E'} - F_1(Q^{(1)}).$

Завершив, таким образом, построение эпюры распределения по перегонам ТУ напоров  $A C'D'E'F'$ , необходимо сравнить полученную величину  $P_{F'}$  давления с заданным в условии значением давления  $P_n$  подпора в линии всасывания ГНПС:

- а) Если величина  $P_{F'} > P_n$ , то это означает, что принятое в первом приближении значение расхода  $Q^{(1)}$  в интервале  $0 \leq Q^{(1)} \leq Q_{max}$  необходимо уменьшить с некоторым шагом;
- б) Если же величина  $P_{F'} < P_n$ , то это означает, что расхода  $Q^{(1)}$  в интервале  $0 \leq Q^{(1)} \leq Q_{max}$  необходимо увеличить с некоторым шагом.

Полученное таким образом новое значение расхода  $Q^{(2)}$  должно использоваться во втором приближении (итерации) методом «деления пополам» до тех пор, пока не будет достигнуто значение расхода  $Q^{(S)}$ , где  $S = 1, 2, 3 \dots N$ , которое будет удовлетворять заранее заданной величине погрешности до точки  $B$ .

Для того, чтобы в изложенной методике (итерационном алгоритме) учесть влияние ПТП на гидравлические режимы в трубопроводе приведем пример, выполненный с помощью разработанной в Губкинском университете программы «Транзит-DRA» [69]. Рассмотрим ТУ магистрального трубопровода с постоянным диаметром  $D = 820$  мм, протяженностью 260 км (эксплуатируемый в интервале от 540 км до 800 км), который состоит из ГНПС и 3х ПНПС, по которому перекачивают нефть без добавления ПТП. Красным цветом показана линия гидравлического уклона (распределение напоров) для всего ТУ, а зеленым цветом – профиль трассы трубопровода (Рисунок 4.4).

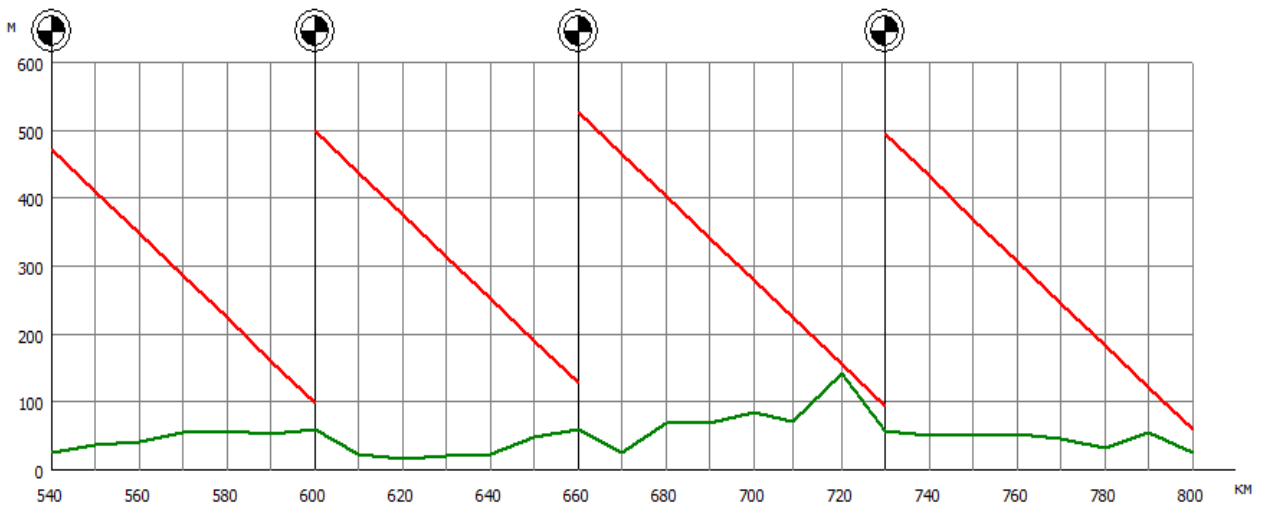


Рисунок 4.4 – Пример расчета режима работы ТУ МН без применения ПТП

Предположим, что для увеличения пропускной способности данного, рассматриваемого в качестве примера, ТУ МН принято решение использовать ПТП. В Таблице 4.2 приведены результаты моделирования сценариев ввода ПТП с концентрацией  $\theta = 10$  ppm на НПС для увеличения пропускной способности ТУ МН. Для каждого из сценариев отмечены НПС словом «да», на которых происходит ввод ПТП, и символом «—», на которых ПТП не вводится.

Таблица 4.2 – Результаты моделирования сценариев ввода ПТП на НПС для увеличения пропускной способности ТУ МН [69]

№	Сценарий ввода ПТП				Расход Q (м <sup>3</sup> /ч) в сценарии	Графическое представление
	НПС-1	НПС-2	НПС-3	НПС-4		
1	–	–	–	–	3897	Рисунок 4.4
2	да	–	–	–	4004	Рисунок 4.5а
3	–	да	–	–	4004	Рисунок 4.5б
4	–	–	да	–	нет режима (НПС-3)	
5	–	–	–	да	нет режима (НПС-4)	
6	да	да	–	–	4115	Рисунок 4.6а
7	да	–	да	–	4135	Рисунок 4.6б
8	да	–	–	да	нет режима (НПС-4)	
9	–	да	да	–	нет режима (НПС-2)	
10	–	да	–	да	нет режима (НПС-4)	
11	–	–	да	да	нет режима (НПС-3)	
12	да	да	да	–	4263	
13	да	да	–	да	нет режима (НПС-4)	
14	да	–	да	да	нет режима (НПС-3)	
15	–	да	да	да	нет режима (НПС-2)	
16	да	да	да	да	4415	Рисунок 4.7

Были рассмотрены и смоделированы следующие сценарии:

- сценарий №1: перекачка по ТУ МН осуществляется добавления ПТП, при этом номинальный расход перекачки составляет 3897 м<sup>3</sup>/ч;
- сценарии №2÷№5: ПТП добавляется только на одной НПС; при вводе ПТП на НПС №1 и НПС №2 расход перекачки увеличивается до 4 004 м<sup>3</sup>/ч (т.е. на 3%), а при вводе ПТП на НПС №3 и НПС №4 нарушается условие по минимально допустимому напору в линии всасывания НПС, в связи с чем данный сценарий нереализуем;
- сценарии №6÷№11: ввод ПТП осуществляется на 2-х НПС в разных комбинациях, при этом только 2 сценария оказываются работоспособны, а 4 сценария – нет;
- сценарии №12÷№15: ввод ПТП осуществляется на 3-х НПС в разных комбинациях, при этом только 1 сценарий дает увеличение пропускной способности до 4 263 м<sup>3</sup>/ч (т.е. на 9%), а остальные 5 – неработоспособны;

- сценарий №16: ввод ПТП осуществляется на всех 4-х НПС, при этом пропускная способность увеличивается до  $4\,415\text{ м}^3/\text{ч}$  (т.е. на 13%).

Для некоторых из рассмотренных сценариев приведена графическая интерпретация результатов моделирования – распределения напоров (линии гидравлического уклона), соответствующая такому сценарию. Из анализа сценариев введения ПТП на одной НПС (Рисунок 4.5) можно видеть, что сами уклоны на разных перегонах отличаются, при этом добавление ПТП на НПС №2 снижает подпор в ее линии всасывания и может привести к ее отключению.

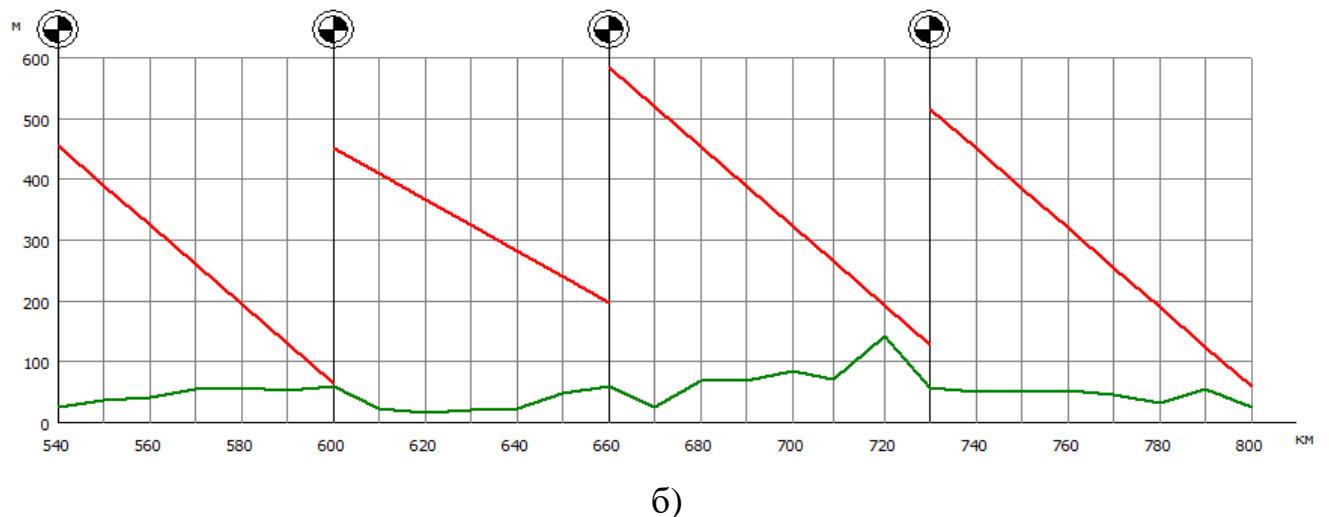
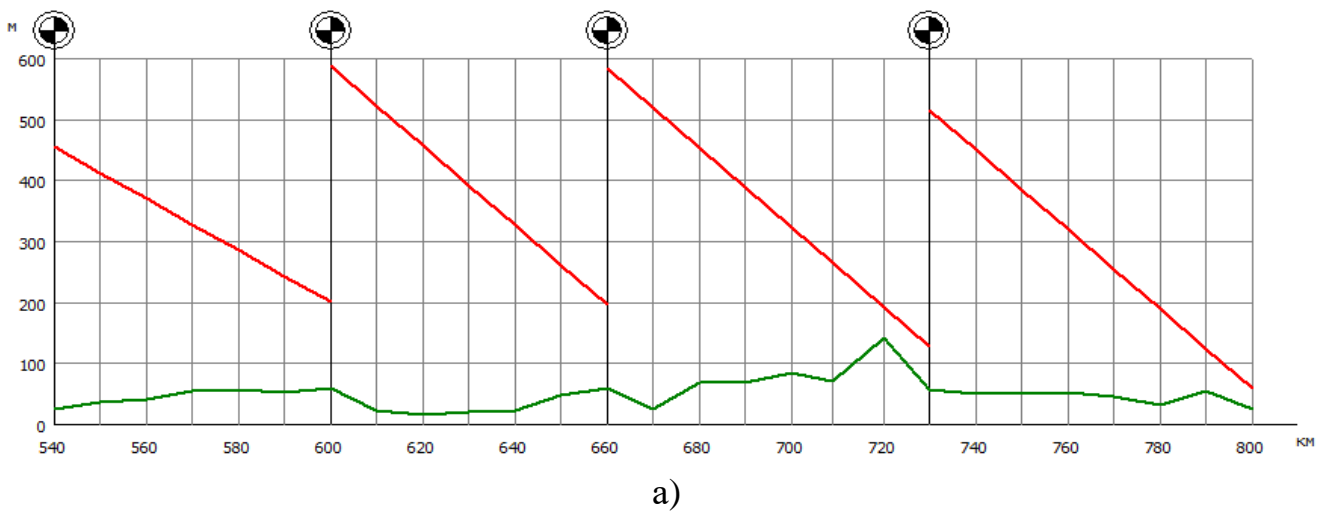
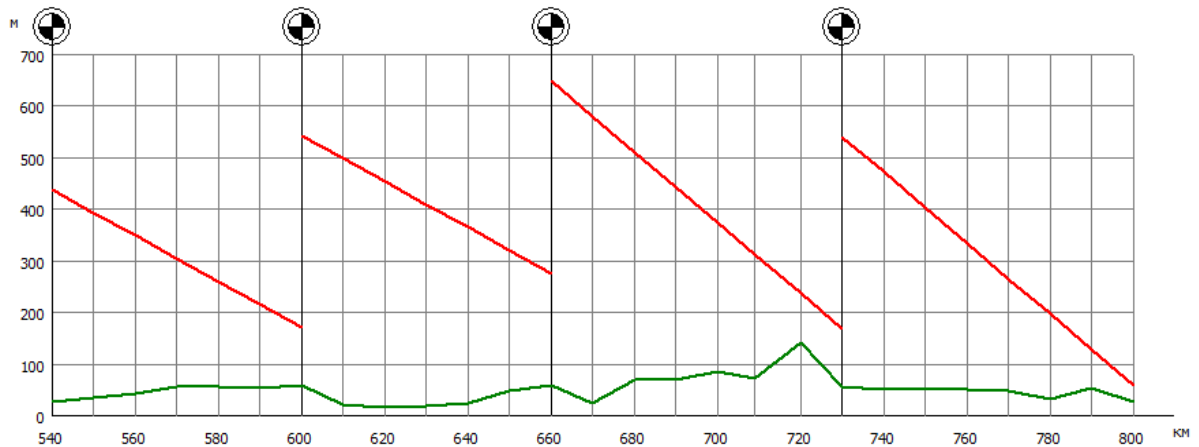
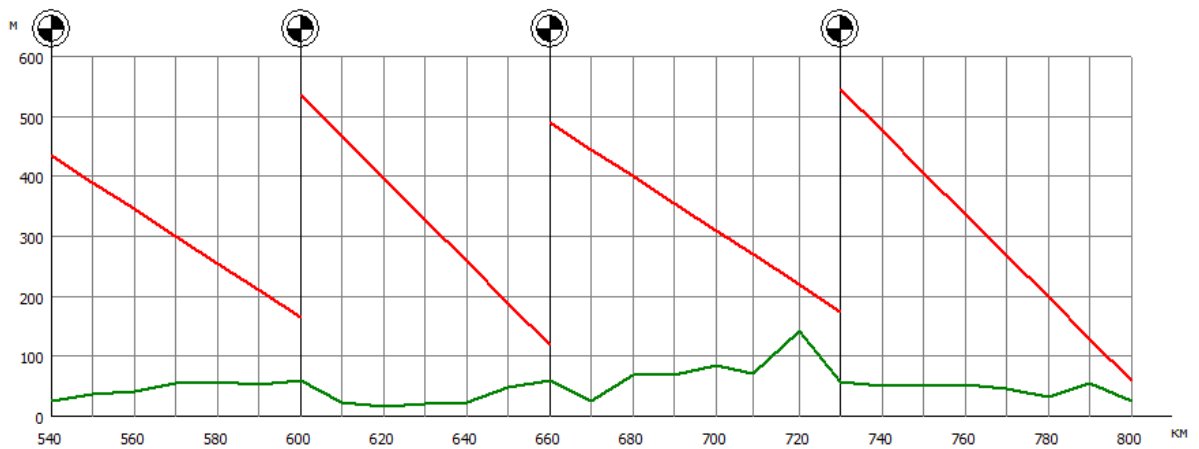


Рисунок 4.5 – Режим работы ТУ МН при добавлении ПТП на одной НПС:  
а) на НПС № 1; б) на НПС № 2

При добавлении ПТП одновременно на двух НПС оказываются осуществимы всего 2 сценария и 6 – это НПС № 1 и № 2 (Рисунок 4.6а) или НПС № 1 и № 3 (Рисунок 4.6б). Другие сценарии при добавлении ПТП не реализуемы, так как приводят к аварийному отключению НПС по превышению условия минимального напора на всасывающей линии НПС.



а)



б)

Рисунок 4.6 – Режим работы ТУ МН при добавлении ПТП на одной НПС:

а) на НПС № 1 и № 2; б) на НПС № 1 и № 3

Эпюра распределения напоров по ТУ при введении ПТП сразу на всех 4 перегонах показана на Рисунке 4.7. Несмотря на рост расхода перекачки на 13%, именно в данном режиме образуется самотечный участок протяженностью около 3 км на перегоне между НПС №3 и №4.

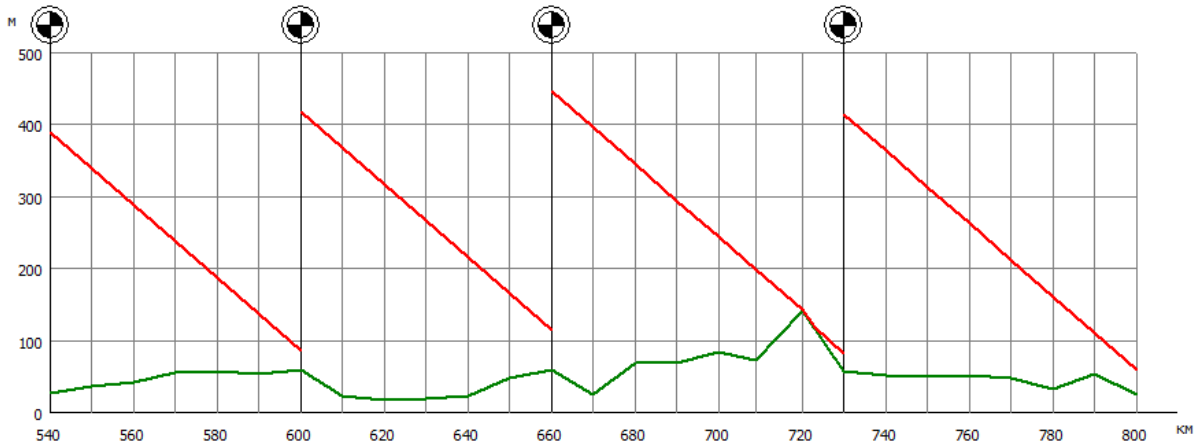


Рисунок 4.7 – Режим работы ТУ МН при добавлении ПТП на всех НПС

Конечно, представленные сценарии не отражают всех возможных вариантов перекачки нефти по ТУ с добавлением ПТП. Можно также рассмотреть сценарии:

- применения различных марок ПТП или переменная концентрация ПТП на различных перегонах, что изменит инвариантные коэффициенты  $k_1(\theta)$ ,  $k_2(\theta)$  и  $k_3(\theta)$ ;
- моделирования различных конфигураций включения и выключения насосов на разных НПС, в том числе замена марок самих насосов или рабочих колес;
- изменения геометрии трубы, в первую очередь – прокладка лупинга.

Применение методики обеспечивает многовариантное моделирование различных режимов работы (сценариев) ТУ МН или МНПП и прогнозирование не только «позитивных», но и «негативных» сценариев, при которых не происходит увеличение пропускной способности, но и, наоборот, возникает вероятность аварийного отключения. Преимуществом рассмотренного итерационного алгоритма является то, что он позволяет осуществлять гидравлический расчет стационарной работы ТУ при использовании ПТП с учетом критерия оптимального энергопотребления на насосах НПС. Т.е. методика позволяет смоделировать такой режим работы (сценарий) ТУ МН или МНПП, при котором операционные затраты на потребление электроэнергии будут минимальными. Рассмотрим данный вопрос.

#### 4.4 Оптимизация режимов перекачки на технологическом участке магистрального трубопровода с использованием карт режимов

При разработке «карты режимов», т.е. эксплуатационных параметров работы ТУ допускается множество расходов перекачки, при этом:

$$\{Q_1 = Q_{min}, Q_2, Q_3 \dots Q_{m-1}, Q_m = Q_{max}\}.$$

Каждому из таких режимов соответствуют значения давления, соответственно,  $P^g_k$  всасывания и  $P^H_k$  нагнетания на головной и каждой из промежуточных НПС. Следовательно, также можно определить:

- дифференциальные напоры  $\Delta H_k = (P^H_k - P^g_k)/\rho g$ ;
- КПД  $\eta(Q_k)$ .

Тогда, каждому из таких допустимых технологических режимов эксплуатации соответствуют затраты электроэнергии, потребляемой электродвигателями на НПС  $\{N_1, N_2 \dots N_m\}$ :

$$N_k = \frac{\rho \cdot g \cdot Q_k \cdot \Delta H_k}{\eta_k \cdot (Q_k)}, k = 1, 2, 3 \dots m. \quad (4.12)$$

Каждый из режимов работы ТУ МН и МНПП в «карте» обеспечивает определенный за период  $T$  времени объем перекачки (поставки) транспортируемого продукта потребителю, при этом работники службы эксплуатации всегда стремятся таким образом составить «карту режимов» и обеспечить переход с режима на режим, чтобы обеспечивались оптимальные показатели количества работающих и неработающих насосных агрегатов. Ключевой вопрос состоит в следующем – при каких вариантах включения насосов и продолжительности их работы (с учетом режимов работы в дневное и ночное время) достигается оптимальное выполнение плана перекачки?

Очевидно, что предусмотренное «картой режимов» множество вариантов работы имеет свой конкретный расход перекачки, а не требуемый средний  $q$  расход. Подбор «оптимального» режима эксплуатации ТУ не должен предполагать каких-то сложных технологий и необоснованных затрат, а если учесть различную стоимость тарифов на электроэнергию, то обеспечить работу ТУ со средним  $q$  расходом можно, но экономически такое решение будет нецелесообразным. Таким образом, «оптимальность» характеризуется подбором такой оптимальной комбинации (чередования) режимов, каждый из которых по отдельности может и не являться самым экономически выгодным, но именно их совокупность (сочетание) и позволяет выполнить объемы перекачки с минимальными финансовыми затратами.

Итак, сформулируем рассматриваемую задачу. В эксплуатации находится ТУ трубопровода, состоящий из ГНПС и нескольких ПНПС. Известно количество, характеристики и рабочие комбинации насосов:  $(Q - H)$ ,  $(Q - \eta)$  и  $(Q - h_{кав})$ , где  $Q$  – расход,  $H$  – напор,  $\eta$  – КПД и  $h_{кав}$  – кавитационный запас. После отбраковки неработоспособных вариантов, в «карте режимов» утвержден набор  $Q_k$  расходов, дифференциальных  $\Delta H_k$  напоров и  $N_k$  расходов, задан объем  $V$  поставок нефти и средний  $q$  расход, обеспечиваемый за период  $T$  времени:

$$\{Q_1 = Q_{min}, Q_2, Q_3 \dots Q_{m-1}, Q_m = Q_{max}\},$$

$$q = V / T,$$

$$Q_{min} \leq q \leq Q_{max},$$

$$Q_{min} \cdot T \leq V \leq Q_{max} \cdot T.$$

С учетом фактического режима работы ТУ трубопровода введем следующие эксплуатационные условия (ограничения):

$$\begin{cases} \sum_{k=1}^{k=m} (t_k + t'_k) = T, \\ \sum_{k=1}^{k=m} Q_k (t_k + t'_k) = V, \end{cases} , \quad \sum_{k=1}^{k=m} t_k \leq T_{дн}, \quad \sum_{k=1}^{k=m} t'_k \leq T_{ночн}. \quad (4.13)$$



где  $t_k$  – продолжительность (период) работы в  $k$ -м режиме в дневное время;

$T_{\text{дн}}$  – общая (суммарная) длительность дневного периода работы;

$t_k'$  – продолжительность (период) работы в  $k$ -м режиме в ночное время;

$T_{\text{ночн}}$  – общая (суммарная) длительность ночного периода работы;

Сами периоды работы  $t_1, t_1'; t_2, t_2'; \dots t_{m-1}, t_{m-1}'; t_m, t_m'$  каждого отдельного перегона ТУ пока неизвестны и их необходимо определить.

Согласно первому эксплуатационному условию (ограничению), общее время  $T$  работы ТУ складывается из периода работы в каждом из режимов. Согласно первому эксплуатационному условию (ограничению), общий объем  $V$  поставок нефти или нефтепродукта должен быть обеспечен за это время  $T$  работы.

Стоимость (размер оплаты)  $\mathcal{E}$  электроэнергии, потребляемой насосными агрегатами для перемещения нефти или нефтепродуктов по трубопроводу определяется в денежном выражении через, соответственно,  $K_{\text{дн}}$  дневной и  $K_{\text{ночн}}$  ночной тарифы, при  $K_{\text{дн}} > K_{\text{ночн}}$ , следующим образом:

$$\mathcal{E} = \sum_{k=1}^{k=m} \frac{\rho \cdot g \cdot Q_k \cdot \Delta H_k}{\eta_k \cdot (Q_k)} (K_{\text{дн}} \cdot t_k + K_{\text{ночн}} \cdot t_k') = \sum_{k=1}^{k=m} (N_k \cdot K_{\text{дн}} \cdot t_k + N_k \cdot K_{\text{ночн}} \cdot t_k'). \quad (4.14)$$

Тогда сформулировать данную задачу можно следующим образом: необходимо расчетным способом определить такие комбинации продолжительностей (периодов) работы  $t_k$  и  $t_k'$  в, соответственно, дневном  $T_{\text{дн}}$  и  $T_{\text{ночн}}$  периоде, чтобы обеспечить минимальную стоимость оплачиваемой  $\mathcal{E}$  электроэнергии для выполнения заданного  $V$  плана поставок.

$$\mathcal{E} = \sum_{k=1}^{k=m} (N_k \cdot K_{\text{дн}} \cdot t_k + N_k \cdot K_{\text{ночн}} \cdot t_k') \Rightarrow \min .$$

Для определения доли дневного и ночного режима в общем периоде работы введем относительные параметры  $\tau_k = t_k/T$  и  $\tau_k' = t_k'/T$  и запишем систему уравнений:

$$\begin{cases} \sum_{k=1}^{k=m} (\tau_k + \tau'_k) = 1, \\ \sum_{k=1}^{k=m} Q_k (\tau_k + \tau'_k) = q, \\ \tau_k \geq 0, \quad \tau'_k \geq 0; \\ \sum_{k=1}^m \tau_k \leq \frac{T_{\text{дн}}}{T}, \quad \sum_{k=1}^m \tau'_k \leq \frac{T_{\text{ночн}}}{T}. \end{cases} \quad (4.15)$$

Для  $2m$  положительных значений данных переменных параметров  $\tau_k$  и  $\tau'_k$  решение системы (4.15) дает минимальное значение простой линейной функции:

$$\frac{\partial}{\partial T} = \sum_{k=1}^{k=m} (N_k \cdot K_{\text{дн}} \cdot \tau_k + N_k \cdot K_{\text{ночн}} \cdot \tau'_k) \Rightarrow \min . \quad (4.16)$$

Расчетный способ решения данной задачи поиска экономически оптимального набора параметров, фактически, является задачей линейного программирования – инструментом математического моделирования, которое позволяет получить оптимальное решение линейной целевой функции. Его можно найти с помощью алгоритма математического перебора вершин моделируемого в пространстве выпуклого многоугольника. Данное решение «оптимального распределения ресурсов» было впервые предложено известным советским математиком и экономистом Канторовичем Леонидом Витальевичем, лауреатом Нобелевской премии по экономике, и получило название «симплекс-метода».

С учетом потенциально большого количества вариантов возможных решений определения величины среднего расхода  $q = V / T$  при  $Q_{\min} \leq q \leq Q_{\max}$ , необходимо каждый раз оценивать полученное значение по критерию минимальных затрат на электроэнергию.

Рассмотрим [63] пример участка ТУ МН из 2х НПС и 2х перегонов, аналогичный приведенному на Рисунке 4.1, с постоянным внутренним диаметром  $d = 514$  мм. Длина каждого из перегонов  $l_1$  и  $l_2$  составляет по 100 км. На каждой из НПС установлены по два последовательно соединенных насоса марки НМ 1250-260. В «карте режимов» ТУ предусмотрены 4 варианта (режима) эксплуатации:

- 1 насос на НПС №1;
- 1 насос на НПС №1 и 1 насос на НПС №2;
- 2 насоса на НПС №1 и 1 насос на НПС №2;
- 2 насоса на НПС №1 и 2 насоса на НПС №2.

Расположим в порядке возрастания расхода показатели эксплуатации:

- расход  $Q_1 = 615 \text{ м}^3/\text{ч}$ ; КПД  $\eta_1 = 0,700$ ; мощность  $N_1 = 0,632 \text{ МВт}$ ;
- расход  $Q_2 = 868 \text{ м}^3/\text{ч}$ ; КПД  $\eta_1 = 0,750$ ; мощность  $N_1 = 1,464 \text{ МВт}$ ;
- расход  $Q_3 = 1053 \text{ м}^3/\text{ч}$ ; КПД  $\eta_1 = 0,850$ ; мощность  $N_1 = 2,467 \text{ МВт}$ ;
- расход  $Q_4 = 1201 \text{ м}^3/\text{ч}$ ; КПД  $\eta_1 = 0,870$ ; мощность  $N_1 = 3,659 \text{ МВт}$ .

В соответствии с «картой режимов» предусмотрены 3 варианта поставок с соответствующими значениями среднего  $q$  расхода:  $q_1 = 1100 \text{ м}^3/\text{ч}$ ;  $q_2 = 900 \text{ м}^3/\text{ч}$ ;  $q_3 = 800 \text{ м}^3/\text{ч}$ . Отметим, что ни одно из значений среднего  $q$  расхода не соответствует фактическим показателям расхода в процессе эксплуатации ТУ.

Итак, с учетом требуемого условия минимальных затрат электроэнергии на перекачку, с помощью уравнений (4.15) и (4.16) определим из «карты режимов»:

$$\begin{cases} \tau_1 + \tau_2 + \tau_3 + \tau_4 = 1, \\ Q_1 \cdot \tau_1 + Q_2 \cdot \tau_2 + Q_3 \cdot \tau_3 + Q_4 \cdot \tau_4 = q, \\ \tau_k = \frac{t_k}{T_{\text{дн}}} \geq 0, \quad k = 1, 2, 3, 4, \\ \frac{\exists}{T} = N_1 \cdot \tau_1 + N_2 \cdot \tau_2 + N_3 \cdot \tau_3 + N_4 \cdot \tau_4 \Rightarrow \min. \end{cases}$$

Первые 2 значения относительных параметров  $\tau_1$  и  $\tau_2$ , показывающих долю в общем периоде работы, можно считать независимыми, а 2 других  $\tau_3$  и  $\tau_4$  – переменными, зависящими от параметров  $\tau_1$  и  $\tau_2$ , поэтому выразим их:

$$\begin{cases} \tau_3 = \frac{Q_4 - q}{Q_4 - Q_3} - \frac{Q_4 - Q_1}{Q_4 - Q_3} \tau_1 - \frac{Q_4 - Q_2}{Q_4 - Q_3} \tau_2 \geq 0, \\ \tau_4 = \frac{q - Q_3}{Q_4 - Q_3} + \frac{Q_3 - Q_1}{Q_4 - Q_3} \tau_1 + \frac{Q_3 - Q_2}{Q_4 - Q_3} \tau_2 \geq 0. \end{cases} \quad (4.17)$$

С учетом (4.16), найдем неотрицательные значения параметров  $\tau_1$  и  $\tau_2$  при:

$$\frac{\partial}{T} = \sum_{k=1}^{k=m} (N_k \cdot K_{\text{дн}} \cdot \tau_k + N_k \cdot K_{\text{ночн}} \cdot \tau'_k) \Rightarrow \min ,$$

тогда

$$\frac{\partial}{T} = a\tau_1 + b\tau_2 + c \Rightarrow \min , \quad (4.18)$$

где введенные коэффициенты  $a$ ,  $b$  и  $c$  имеют вид:

$$a = \frac{N_1(Q_4 - Q_3) - N_3(Q_4 - Q_1) + N_4(Q_3 - Q_1)}{Q_4 - Q_3},$$

$$b = \frac{N_2(Q_4 - Q_3) - N_3(Q_4 - Q_2) + N_4(Q_3 - Q_2)}{Q_4 - Q_3},$$

$$c = \frac{N_3(Q_4 - q) + N_4(q - Q_3)}{(Q_4 - Q_3)}.$$

Вернемся к исходным данным поставок в соответствии с «картой режимов»: варианты пропускной способности или среднего  $q$  расхода имеют 3 численных значения:  $q_1 = 1100 \text{ м}^3/\text{ч}$ ;  $q_2 = 900 \text{ м}^3/\text{ч}$ ;  $q_3 = 800 \text{ м}^3/\text{ч}$ .

Рассмотрим *первый расчет* при  $q = q_1 = 1100 \text{ м}^3/\text{ч}$ . Данное значение меньше максимального расхода  $Q_4 = 1201 \text{ м}^3/\text{ч}$ , соответствующего 4-му варианту эксплуатации: 2 насоса на НПС №1 и 2 насоса на НПС №2, следовательно, можно сделать вывод, что режим осуществим. Но данное значение также одновременно больше расхода  $Q_3 = 1053 \text{ м}^3/\text{ч}$ , соответствующего 3-му варианту эксплуатации: 2 насоса на НПС №1 и 1 насос на НПС №2.

На Рисунке 4.8 показана графическая интерпретация оптимального решения линейной целевой функции при среднем расходе  $q = q_1 = 1100 \text{ м}^3/\text{ч}$  перекачки [63]. На плоскости с осями независимых параметров  $\tau_1$  и  $\tau_2$ :

- с учетом (4.17) строится треугольник с вершинами  $\theta$ ,  $A$ ,  $B$ ;
- с учетом (4.18) строится прямая  $M_1 - M_2$ , которая для различных значений  $\tau_1$  и  $\tau_2$  показывает постоянную величину затрат электроэнергии.

Увеличение затрат на электроэнергию будет параллельно смещать прямую  $M_1 - M_2$  вверх, а уменьшение затрат – соответственно, параллельно вниз. Вполне очевидно, что минимальное значение относительно независимых параметров  $\tau_1$  и  $\tau_2$  будет достигнуто в нуле, т.е.  $\tau_1 = \tau_2 = 0$ . Из чего следует, что при среднем расходе  $q = q_1 = 1100 \text{ м}^3/\text{ч}$  перекачки оптимальный режим эксплуатации ТУ состоит в чередовании только 3го (2 насоса на НПС №1 и 1 насос на НПС №2) и 4го (по 2 насоса на НПС №1 и №2) и не использовании других режимов.

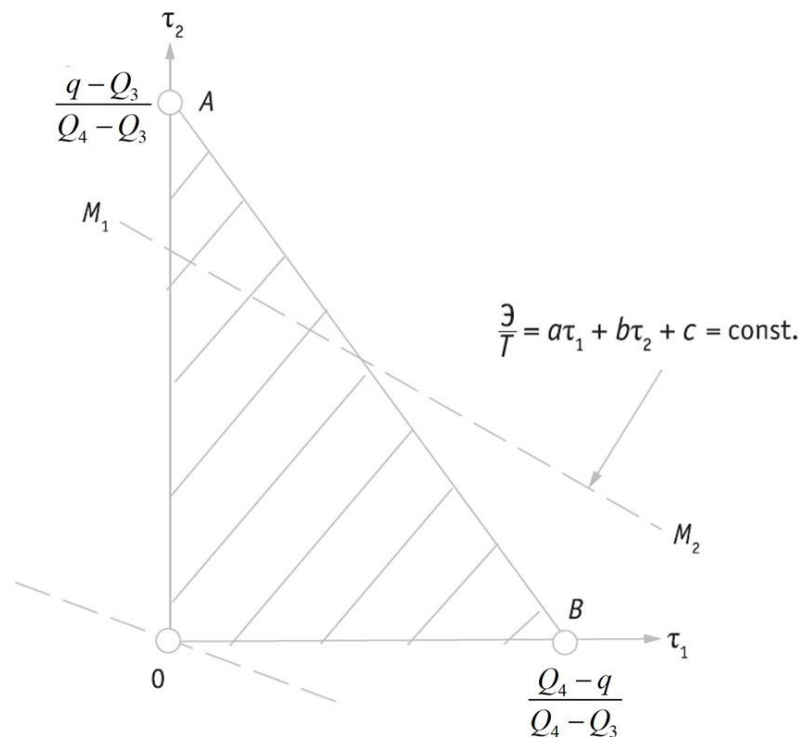


Рисунок 4.8 – Графическая интерпретация оптимального решения линейной целевой функции при среднем расходе  $q=q_1 = 1100 \text{ м}^3/\text{ч}$  перекачки

Определив режим, с помощью уравнений (4.17) определим:

$$B = \tau_3 = \frac{Q_4 - q}{Q_4 - Q_3} = \frac{1201 - 1100}{1201 - 1053} \cong 0,682, \quad A = \tau_4 = \frac{q - Q_3}{Q_4 - Q_3} = \frac{1100 - 1053}{1201 - 1053} \cong 0,318.$$

Таким образом, получено интуитивно понятное сочетание режимов, но приведенный расчет позволяет точно установить плановое время работы ТУ: 68,2% – в режиме №4 и 31,8% – в режиме №3. При этом  $\mathcal{E}/T \approx 2,846 \text{ МВт}$ .

Рассмотрим *второй расчет* при  $q = q_2 = 900 \text{ м}^3/\text{ч}$ . Данное значение меньше значения расхода  $Q_3 = 1053 \text{ м}^3/\text{ч}$ , соответствующего 3-му варианту эксплуатации: 2 насоса на НПС №1 и 1 насос на НПС №2, и больше значения расхода  $Q_2 = 868 \text{ м}^3/\text{ч}$ , соответствующего 2-му варианту эксплуатации: по 1 насосу на НПС №1 и №2. На Рисунке 4.9 показана графическая интерпретация оптимального решения линейной целевой функции при расходе  $q = q_2 = 900 \text{ м}^3/\text{ч}$  перекачки [63].

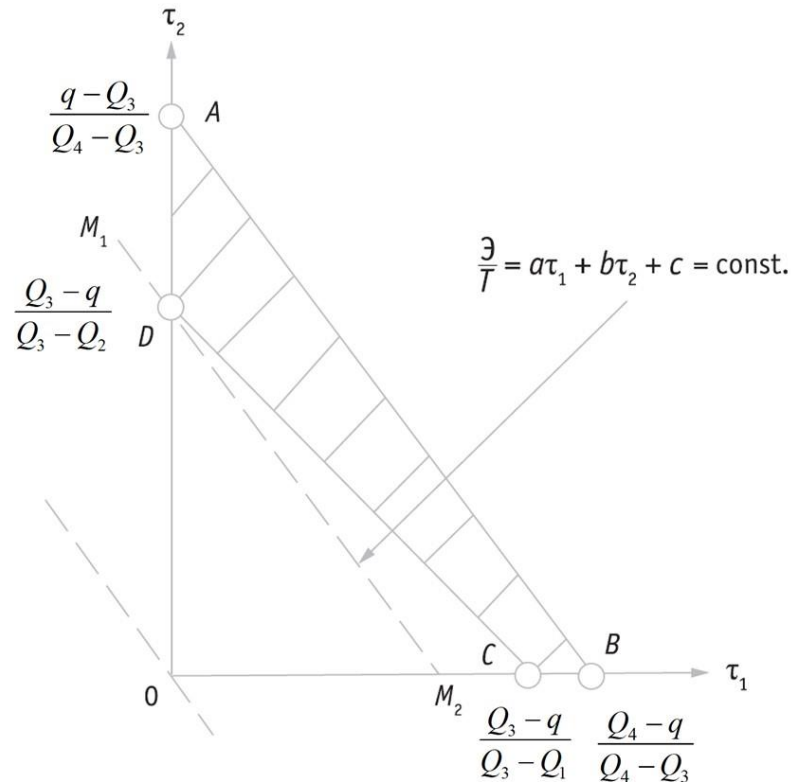


Рисунок 4.9 – Графическая интерпретация оптимального решения линейной целевой функции при среднем расходе  $q = q_2 = 900 \text{ м}^3/\text{ч}$  перекачки

На плоскости с осями независимых параметров  $\tau_1$  и  $\tau_2$ :

- с учетом (4.17) строится четырехугольник с вершинами  $A, B, C, D$ ;
- с учетом (4.18) строится прямая  $M_1 - M_2$ , аналогично предыдущему варианту, показывающая для значений  $\tau_1$  и  $\tau_2$  затраты электроэнергии.

Определим численные значения:

- точки  $D$ :  $\tau_1 = 0$ ;  $\tau_2 = \frac{Q_3 - q}{Q_3 - Q_2} = \frac{1053 - 900}{1053 - 868} \cong 0,827$ ;
- и точки  $C$ :  $\tau_2 = 0$ ;  $\tau_1 = \frac{Q_3 - q}{Q_3 - Q_1} = \frac{1053 - 900}{1053 - 615} \cong 0,349$ .

Соответственно, экономия электроэнергии составит:

- в первом варианте для точки  $D$ :

$$\frac{\mathcal{E}}{T} = b\tau_2 + c = \frac{N_2(Q_4 - Q_3) - N_3(Q_4 - Q_2) + N_4(Q_3 - Q_2)}{Q_4 - Q_3} \cdot \frac{Q_3 - q_2}{Q_3 - Q_2} \cong 1,638 \text{ МВт},$$

- во втором варианте точки  $C$ :

$$\frac{\mathcal{E}}{T} = a\tau_1 + c = \frac{N_2(Q_4 - Q_3) - N_3(Q_4 - Q_2) + N_4(Q_3 - Q_2)}{Q_4 - Q_3} \cong 1,826 \text{ МВт}.$$

Сравнив полученные значения, делаем вывод, что первый режим более энергоэффективный, экономичный. Следовательно, его и примем за расчетный. Тогда при среднем расходе  $q = q_1 = 900 \text{ м}^3/\text{ч}$  перекачки оптимальный режим эксплуатации следующий:

- 82,7% времени ТУ работает в 3м режиме (варианте) – 2 насоса на НПС №1 и 1 насос на НПС №2;
  - 17,3% времени ТУ работает во 2м режиме – по 1 насосу на НПС №1 и №2.
- При этом экономия  $\mathcal{E}/T \approx 1,638 \text{ МВт}$ .

Рассмотрим *третий расчет* при  $q = q_3 = 800 \text{ м}^3/\text{ч}$ . Данное значение меньше значения расхода  $Q_2 = 868 \text{ м}^3/\text{ч}$ , соответствующего 2-му варианту эксплуатации: по 1 насосу на НПС №1 и №2, и больше значения расхода  $Q_1 = 615 \text{ м}^3/\text{ч}$ , соответствующего 1-му варианту эксплуатации: 1 насос на НПС №1. На Рисунке 4.10 показана графическая интерпретация оптимального решения линейной целевой функции при среднем расходе  $q = q_3 = 800 \text{ м}^3/\text{ч}$  перекачки [63].

На плоскости с осями независимых параметров  $\tau_1$  и  $\tau_2$ :

- с учетом (4.17) строится треугольник с вершинами  $A, B, C$ ;
- с учетом (4.18) аналогично строится прямая  $M_1 - M_2$ .

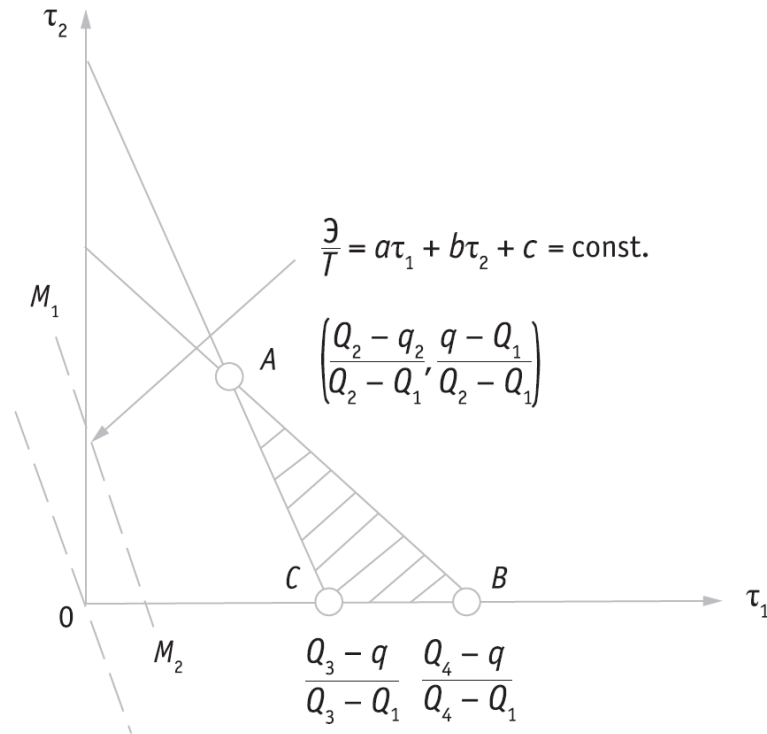


Рисунок 4.10 – Графическая интерпретация оптимального решения линейной целевой функции при среднем расходе  $q = q_3 = 800 \text{ м}^3/\text{ч}$  перекачки

Пересечение параллельно движущейся прямой  $M_1 - M_2$  с заштрихованной областью треугольника с вершинами  $A, B, C$  и будет являться оптимальным решением. Очевидно, что такой точкой является вершина  $A$  данного треугольника. Проведя аналогичные расчеты получим:  $\tau_1 = 0,269$ ;  $\tau_2 = 0,731$ ;  $\tau_3 = \tau_4 = 0$ . Таким образом, минимум затрат  $\mathcal{E}/T \approx 1,240 \text{ МВт}$ , а оптимальный режим следующий:

- 73,1% времени ТУ работает в 2м режиме – по 1 насосу на НПС №1 и №2;
- 26,9% времени ТУ работает в 1м режиме – 1 насос на НПС №1.

По результатам рассмотрения приведенных примеров отметим, что решение для «простого» ТУ, состоящего из 2х НПС и 2х перегонов, кажется очевидным – работать в области расхода между 2мя заданными режимами. Однако, при протяженном ТУ с большим числом комбинаций насосов и роторов, такое решение уже представляется весьма сложным. Применение изложенного алгоритма позволяет находить оптимальные режимы с меньшими трудо- и время затратами.



#### 4.5 Разработка алгоритма решения задачи определения оптимальных концентраций противотурбулентной присадки для технологического участка

Как было отмечено в предыдущих подразделах настоящей работы, при добавлении ПТП в транспортируемые по магистральным трубопроводам нефть или нефтепродукты, за счет изменения структуры турбулентного течения в трубе уменьшается гидравлическое сопротивление жидкости. Так как количество ПТП достаточно мало, концентрация определяется в миллионных долях  $ppm$  от объема, то полимеры не оказывают влияния на качество перекачиваемых жидкостей. Гидравлическая эффективность ПТП зависит от множества различных факторов, что было показано в подразделах 1.2 и 1.3 данной работы, а средние ее значения принимаются 15-50%.

Объемы перекачки нефти и нефтепродуктов по магистральным трубопроводам составляют сотни миллионов тонн в год и использование ПТП может помочь сократить эксплуатационные расходы не смотря на их достаточно высокую стоимость – до 500 тыс. руб. за тонну. Кроме того, в процессе движения в потоке жидкости в трубе ПТП постепенно разрушается, в том числе под воздействием тех же турбулентных вихрей, с которыми она «борется». Следовательно, добавлять необходимо большее количество ПТП, но, как было показано в подразделах 4.2 и 4.3, изменение эксплуатационного режима на отдельном перегоне ТУ может привести к изменению всей его гидравлики. Возникает очевидный и насущный вопрос – как рассчитать такое минимально необходимое количество ПТП, чтобы обеспечить требуемое увеличение пропускной способности при сохранении технологического режима поставок?

На Рисунке 4.1 показана схема ТУ, состоящего всего из двух насосных станций – головной (ГНПС) и промежуточной (ПНПС) и двух перегонов. Усложним данную схему и рассмотрим ТУ, состоящий из ГНПС и  $N$  числа ПНПС, которые связаны между собой  $N$  числом перегонов (Рисунок 4.11) [75]. Пока будем считать, что самотечные (неполнонапорные) режимы в ТУ отсутствуют.

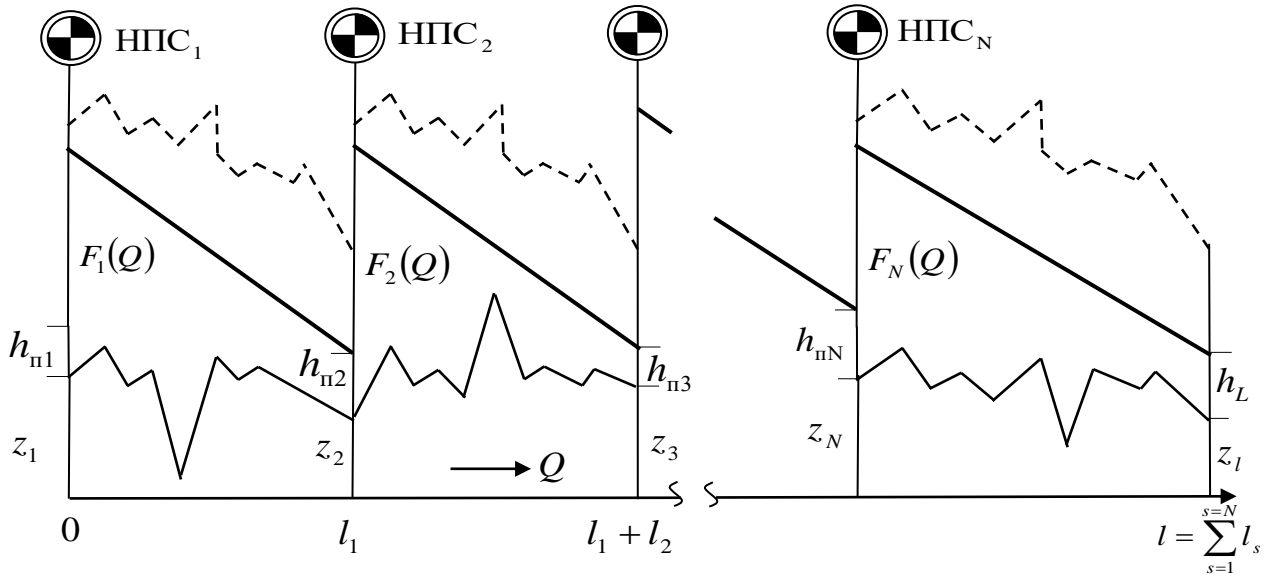


Рисунок 4.11 – Пример ТУ МН, состоящего из ГНПС и  $N$  числа ПНПС, которые связаны между собой  $N$  числом перегонов

Тогда уравнение баланса напоров для ТУ будет иметь вид:

$$\left\{ \begin{array}{l} [z_1 + h_{п1} + F_1(Q)] - [z_2 + h_{п2}] = 1,02 \cdot \lambda(Q, d_1) \frac{8Q^2}{\pi^2 g d_1^5} \cdot k(\theta_1) l_1, \\ [z_2 + h_{п2} + F_2(Q)] - [z_3 + h_{п3}] = 1,02 \cdot \lambda(Q, d_2) \frac{8Q^2}{\pi^2 g d_2^5} \cdot k(\theta_2) l_2, \\ \dots \\ [z_N + h_{пN} + F_N(Q)] - [z_L + h_L] = 1,02 \cdot \lambda(Q, d_N) \frac{8Q^2}{\pi^2 g d_N^5} \cdot k(\theta_N) l_N. \end{array} \right. , \quad (4.19)$$

где  $z_s$  – геодезическая отметка НПС (начала каждого из перегонов ТУ);

$h_{пs}$  – подпор перед  $s$ -й НПС (напор в линии всасывания);

$F_s(Q) = \Delta H_s$  – дифференциальный напор  $s$ -й НПС, для насосов которой известна паспортная  $(Q - H)$  – характеристика;

$d_s$  – внутренний диаметр трубы  $s$ -го перегона;

$\lambda(Q, d_s, \theta_s) = \lambda(Q, d_s) \cdot k(\theta_s)$  – коэффициент гидравлического сопротивления;

$k(\theta_s)$  – коэффициент, моделирующий характеристику ПТП с концентрацией  $\theta_s$  (при этом  $k(\theta_s) \equiv k_s, 0 \leq k_s \leq 1$ );

$l_s$  – протяженность  $s$ -го перегона (расстояние между двумя НПС на каждом из перегонов ТУ);

$L$  – длина (протяженность) всего ТУ.

С учетом (4.19) и представлений, изложенных выше и в работах [67, 69, 75], определим зависимость коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления в виде:

$$\lambda (Re, \varepsilon, \theta) = \lambda (Re, \varepsilon) \cdot k(\theta_s),$$

где  $Re$  – число Рейнольдса;

$\varepsilon$  – относительная шероховатость внутренней стенки трубы, которые можно рассчитать через усредненный  $d_{cp}$  диаметр по формуле:

$$\frac{L}{d_{cp}^5} = \sum_{s=1}^{s=N} \frac{l_s}{d_s^5}.$$

Коэффициент  $k(\theta_s) \equiv k_s \equiv k(\theta)$  для конкретной марки ПТП определяется в виде зависимости  $k(\theta_s) = 1 - \mathcal{E}(\theta)$  через его гидравлическую  $\mathcal{E}$  эффективность [216]:

$$\mathcal{E}(\theta) = \frac{\lambda_0 - \lambda (Re, \varepsilon, \theta)}{\lambda_0}.$$

График зависимости коэффициента  $k(\theta)$  от концентрации  $\theta$  ПТП представлен на Рисунке 4.12 [75].

Если для всех перегонов  $\theta_s = 0$  (т.е. ПТП не вводится),  $k(0) = 1$ . Тогда решение системы уравнений (4.19) позволяет определить минимальный расход  $Q_0$  перекачки, а также подпоры  $h_{нс}$  ( $S = 2, 3, \dots, N$ ) перед промежуточными НПС.

Итак, предположим, что для представленного на Рисунке 4.11 ТУ МН, состоящего из ГНПС и  $N$  числа ПНПС, которые связаны между собой  $N$  числом перегонов, необходимо увеличить расход перекачки (пропускную способность) до некоторого значения  $Q$  от уже известного значения  $Q_0$  расхода с помощью некоторой марки ПТП, эксплуатационные характеристики которой известны.

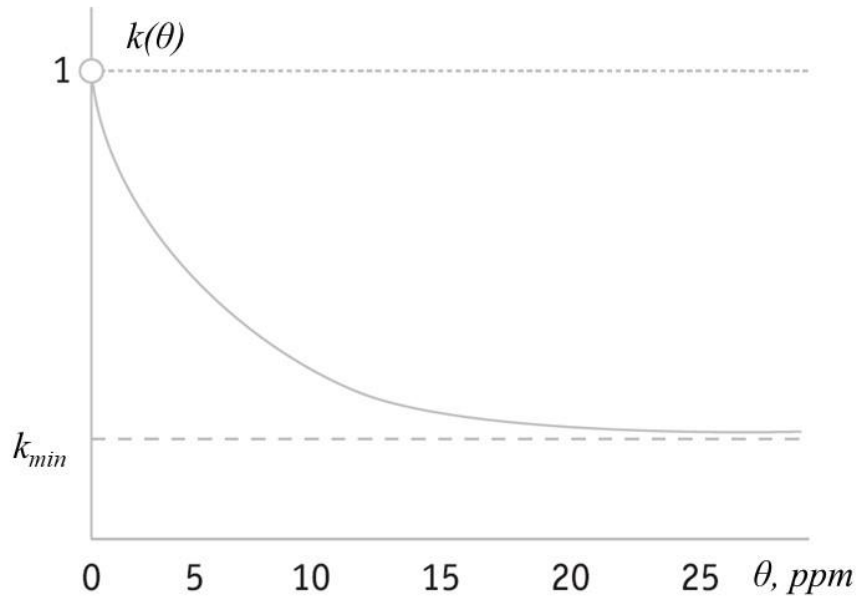


Рисунок 4.12 – График зависимости коэффициента  $k(\theta)$  от концентрации  $\theta$  ПТП

Рассмотрим в таком случае уравнение баланса напоров для ТУ (4.19) как систему  $2N-1$  уравнений с  $N$  неизвестными, чтобы определить требуемые значения концентрации  $\theta_s$  ПТП и значения подпоров  $h_{ns}$  ( $s = 2, 3, \dots, N$ ) перед НПС:

$$\left( z_1 + h_{n1} + \sum_{s=1}^{s-1} F_s(Q) \right) - (z_s + h_{ns}) = \frac{8,16 \cdot Q^2 \cdot L}{\pi^2 g \cdot d_{cp}^5} \lambda(Q, d_{cp}) \cdot \sum_{s=1}^{s-1} k(\theta_s) \cdot \frac{l'_s}{d_s^5}.$$

или

$$\frac{\left( z_1 + h_{n1} + \sum_{s=1}^{s=N} F_s(Q) \right) - (z_L + h_L)}{\lambda(Q, d_{cp}) \cdot \frac{8,16 \cdot Q^2 L}{\pi^2 g d_{cp}^5}} = \sum_{s=1}^{s=N} k(\theta_s) \frac{l'_s}{d_s^5},$$

где  $l'_s = l_s/L$  – безразмерная протяженность (длина) отдельного перегона между двумя последовательно расположенными ППС;

$d'_s = d_s/d_{cp}$  – внутренний диаметр того же перегона.

Для того, чтобы определить, насколько требуется увеличить пропускную способность (расход) перекачки, введем еще один безразмерный  $a(Q)$  параметр:

$$a(Q) = \frac{\left( z_1 + h_{n1} + \sum_{s=1}^{S=N} F_s(Q) \right) - (z_L + h_L)}{\lambda(Q, d_{cp}) \cdot \frac{8,16 \cdot Q^2 \cdot L}{\pi^2 g d_{cp}^5}} \quad (4.20)$$

при этом  $0 < a(Q) \leq 1$ .

Тогда уравнение баланса напоров примет вид:

$$\sum_{s=1}^{S=N} k(\theta_s) \cdot \frac{l'_s}{d'^5_s} = a(Q). \quad (4.21)$$

Добавим еще один важный критерий реализации эксплуатационного режима – это бескавитационная работа ПНПС, т.е. выполнение в области всасывания (на входе) ПНПС следующего условия:

$$h_{п\ s} \geq \frac{P_y}{\rho \cdot g} + h_{кав\ s}(Q) = h_{п\ min},$$

где  $h_{п\ s}$  – подпор на  $s$ -й ПНПС;  $h_{кав\ s}$  – кавитационный запас, полученный из паспортных  $(Q - H)$  – характеристик насосов;  $h_{п\ min}$  – минимально допустимый подпор на  $s$ -й ПНПС, обеспечивающий бескавитационную работу насосов.

Тогда из уравнения баланса напоров (4.19) при сложении  $s-1$  уравнений:

$$\left( z_1 + h_{n1} + \sum_{s=1}^{S-1} F_s(Q) \right) - (z_s + h_{п\ s}) = \frac{8,16 \cdot Q^2 \cdot L}{\pi^2 g d_{cp}^5} \lambda(Q, d_{cp}) \cdot \sum_{s=1}^{S-1} k(\theta_s) \cdot \frac{l'_s}{d'^5_s}.$$

Тогда условия ограничения имеют вид:

$$\left\{ \begin{array}{l} \sum_{s=1}^{S-1} k(\theta_s) \cdot \frac{l'_s}{d'^5_s} \leq b_s(Q), \\ b_s(Q) \equiv \frac{h_{n1} - h_{п\ min} + z_1 - z_s + \sum_{s=1}^{S-1} F_s(Q)}{\frac{8,16 \cdot Q^2 \cdot L}{\pi^2 g d_{cp}^5} \lambda(Q, d_{cp})}, \quad S = 2, 3, \dots, N-1. \end{array} \right.$$

В результате получим систему:

$$\begin{cases} \sum_{s=1}^{S=N} k(\theta_s) \cdot \frac{l'_s}{d'^s} = a(Q), \\ \sum_{s=1}^{S-1} k(\theta_s) \cdot \frac{l'_s}{d'^s} \leq b_s(Q). \end{cases} \quad (4.22)$$

Итак, как было изложено выше, предположим, что все эксплуатационные характеристики ТУ нам известны и необходимо с помощью ПТП конкретной марки увеличить пропускную способность (расход) до некоторого значения  $Q$  от уже известного значения начального  $Q_0$  расхода.

Без использования ПТП увеличения расхода не просходит и верны следующие показатели:

$$Q = Q_0; \theta_s = 0; k(\theta_s) = 1; a = 1; b_s = \sum_{s=1}^{S-1} \frac{l'_s}{d'^s}.$$

Таким образом, для увеличения пропускной способности до значения  $Q$  от начального  $Q_0$  значения, и при этом, очевидно, что  $Q > Q_0$ , необходимо использовать имеющуюся (заданную) марку ПТП с известными характеристиками.

Тогда примем суммарный расход вводимой на отдельных перегонах ПТП в единицу времени как  $Q(\theta_1 + \theta_2 + \dots + \theta_N)$ , при  $\theta_1 \geq 0, \theta_2 \geq 0, \dots, \theta_N \geq 0$ . Критерием оптимизации при решении данной задачи будет минимальное количество применяемой  $\theta_1 + \theta_2 + \dots + \theta_N$  ПТП, т.е. выполнялось условие:

$$C = \sum_{s=1}^{S=N} \theta_s \rightarrow \min. \quad (4.23)$$

В примере, ранее рассмотренном в подразделе 4.4, расчетный способ решения оптимизационной задачи относился к области линейного программирования, когда исследуемая целевая функция линейна. Постановка текущей задачи –

математического алгоритма выбора оптимальных концентраций – относится к области динамического программирования, при котором целевая функция или ее ограничения – нелинейны. В нашем случае функция оптимальной концентрации (4.23) имеет линейную зависимость, а первое уравнение в системе (4.22) имеет вид монотонно убывающей выпуклой функции  $k(\theta_S) \equiv k_S \equiv k(\theta)$  ПТП, т.е. имеет некоторые значения выпуклого множества. Представим его как  $\Phi(\theta_1, \theta_2, \dots, \theta_N)$ :

$$\Phi(\theta_1, \theta_2, \dots, \theta_N) = \sum_{S=1}^{S=N} k(\theta_S) \cdot \frac{l'_S}{d'^S_S}.$$

Левая часть уравнения – функция  $\Phi(\theta_1, \theta_2, \dots, \theta_N)$  в  $N$ -мерном пространстве формирует множество точек выпуклой поверхности, при этом часть нее находится в первом квадранте  $\theta_1 \geq 0, \theta_2 \geq 0, \dots, \theta_N \geq 0$ , а правая часть уравнения – целевая  $S$  функция, приведенная в уравнении (4.22), формирует гиперплоскость, т.е. пересекающуюся в 3-х мерном пространстве плоскость, которая перпендикулярна вектору  $\nabla C \{1, 1, \dots, 1\}$  ее градиента. Гиперплоскость  $C$  может, сохраняя перпендикулярность по отношению к  $\{1, 1, \dots, 1\}$  вектору, перемещаться параллельно самой себе. Условие (4.23) оптимальности, т.е. минимального количества применяемой ПТП, показывает, что оно достижимо в двух случаях:

- если гиперплоскость касается поверхности  $\Phi(\theta_1, \theta_2, \dots, \theta_N) = a(Q)$ , то внутри, собственно, самого первого квадранта ;
- если гиперплоскость пересекает поверхность  $\Phi(\theta_1, \theta_2, \dots, \theta_N) = a(Q)$ , при этом одно или несколько значений концентрации  $\theta_S = 0$ , то в точках пересечения с координатными плоскостями.

Если наименьшее значение целевой  $S$  функции достигается внутри первого квадранта, то через коэффициент  $k$  пропорциональности, причем  $k > 0$ , можно записать уравнение:

$$\frac{\partial \Phi}{\partial \theta_S} = \frac{\partial k(\theta_S)}{\partial \theta_S} \cdot \frac{l'_S}{d'^S_S} = -k \cdot 1, S = 1, 2, 3, \dots, N. \quad (4.24)$$

при этом, векторы  $\nabla C$  и  $\nabla \Phi$  не параллельны между собой, не лежат на одной прямой, численно не равны нулю, т.е. коллинеарны.

Найдем решение, приняв концентрацию  $\theta_1 > 0$  ПТП на первом перегоне, тогда с учетом уравнения (4.24) получим  $(N-1)$  уравнение для  $\theta_s > 0$  ПТП на  $s$ -м перегоне:

$$\frac{\partial k(\theta_s)}{\partial \theta_s} = \frac{\partial k(\theta_1)}{\partial \theta_1} \cdot \frac{l_1}{l_s} \frac{d_s^5}{d_1^5}, S = 2, 3, \dots N. \quad (4.25)$$

Чтобы определить значения концентрации  $\theta_s$  ПТП, выразим через уравнение (4.25) концентрации ПТП на каждом перегоне через концентрацию  $\theta_1$  ПТП на первом перегоне –  $\theta_2 = \theta_2(\theta_1)$ ,  $\theta_3 = \theta_3(\theta_1)$ , ...  $\theta_N = \theta_N(\theta_1)$  и, используя первое уравнение системы (4.22), получим:

$$k(\theta_1) \cdot \frac{l_1}{l_s} \frac{d_s^5}{d_1^5} + k(\theta_2) \cdot \frac{l_2}{l_s} \frac{d_s^5}{d_2^5} + \dots + k(\theta_N) \cdot \frac{l_N}{l_s} \frac{d_s^5}{d_N^5} = a(Q). \quad (4.26)$$

Если в процессе дальнейшего решения данного уравнения, с учетом множества равенств (4.25), полученное значение концентрации  $\theta_1$  ПТП на первом перегоне или какой-то другой концентрации  $\theta_s$  ПТП на  $s$ -м перегоне будет иметь отрицательное значение, то это значит, что условие по минимально допустимому напору на входе ПНПС не выполняется. Необходимо для данного  $s$ -го перегона принять численное значение концентрации  $\theta_s$  ПТП равным нулю и возобновить расчет с получившейся нулевой  $\theta_s$  концентрацией.

Приведем пример для некоторой марки ПТП с характеристикой  $k(\theta)$ , гидравлическая  $\mathcal{E}(\theta)$  эффективность которой имеет вид:

$$\mathcal{E}(\theta) = \mathcal{E}_{\max} \left( 1 - \frac{\beta}{\theta + \beta} \right), \quad (4.27)$$



где  $\mathcal{E}_{max}$  и  $\beta$  – некоторые аппроксимационные коэффициенты, полученные по результатам обработки экспериментальных исследований.

При этом, если  $\theta = 0$  (ПТП отсутствует),  $\mathcal{E}(0) = 0$ , а если  $\theta \rightarrow \infty$  (концентрация максимальна),  $\mathcal{E} \rightarrow \mathcal{E}_{max}$ . Графиком функции  $k(\theta) = 1 - \mathcal{E}(\theta)$  будем считать график, представленный на Рисунке 4.12. Сама функция имеет вид:

$$k(\theta) = (1 - \mathcal{E}_{max}) + \frac{\beta \cdot \mathcal{E}_{max}}{\theta + \beta}.$$

Сделаем предположение, что, например, для данной марки ПТП максимальная гидравлическая  $\mathcal{E}_{max}$  эффективность составляет 60% при концентрации (коэффициенте)  $\beta = 10 \text{ ppm}$ , тогда справедливо равенство:

$$k(\theta) = 0,4 + \frac{6}{\theta + 10}, \quad (4.28)$$

из которого можно найти следующие решения:

- если  $\theta = 0 \text{ ppm}$ , то  $k(0) = 1$ ;
- если  $\theta = 10 \text{ ppm}$ , то  $k(10) = 0,7$ ;
- если  $\theta = 30 \text{ ppm}$ , то  $k(30) = 0,55$ ;
- если  $\theta = 40 \text{ ppm}$ , то  $k(40) = 0,52$ ;
- если  $\theta = 60 \text{ ppm}$ , то  $k(60) = 0,48$ ;
- если  $\theta = 100 \text{ ppm}$ , то  $k(100) = 0,45$ .

Отметим, что при достижении концентрации  $\theta = 30 \text{ ppm}$  ПТП, коэффициент  $k$  изменяется с меньшим темпом, чем при значениях концентрации до  $30 \text{ ppm}$ .

Вернемся к первому уравнению системы (4.22):

$$\sum_{s=1}^{s=N} k(\theta_s) \cdot \frac{l'_s}{d'^5_s} = a(Q),$$

заменяем в нем значение коэффициента  $k(\theta_s)$  на значение в уравнении (4.28):

$$\Phi(\theta_1, \theta_2, \dots, \theta_N) \equiv \sum_{s=1}^{S=N} \left( 0,4 + \frac{6}{\theta_s + 10} \right) \frac{l'_s}{d'^s_s} = a(Q).$$

Используя через коэффициент  $k$  пропорциональности уравнение (4.24) для наименьшего значения целевой  $S$  функции, получаем:

$$-\frac{l'_s/d'^s_s}{(\theta_s + 10)^2} = -k \text{ и, следовательно, } \theta_s + 10 = k^{-1} \cdot \frac{\sqrt{l'_s}}{d'^{2,5}_s}. \quad (4.29)$$

Из полученного в уравнении (4.29) решения можно сделать вывод, что для получения оптимальных концентраций ПТП на перегонах ТУ необходимо увеличить ее на 10 ppm, и полученное значение должно быть пропорционально квадратному корню из протяженности (длины) данного перегона и обратно пропорционально численному значению внутреннего диаметра, возведенного в степень 2,5. Например, для первого перегона данное выражение будет иметь вид:

$$\frac{\theta_s + 10}{\theta_1 + 10} = \frac{\sqrt{l_s/l_1}}{(d_s/d_1)^{2,5}} \text{ или } \theta_s + 10 = \frac{\sqrt{l_s/l_1}}{(d_s/d_1)^{2,5}} \cdot (\theta_1 + 10). \quad (4.30)$$

Снова используя первое уравнение системы (4.22) и формулу (4.28) для определения оптимальных значений  $k(\theta)$  концентраций, запишем уравнение:

$$\left( 0,4 + \frac{6}{\theta_1 + 10} \right) \cdot \frac{l'_1}{d'^s_1} + \left( 0,4 + \frac{6}{\theta_2 + 10} \right) \cdot \frac{l'_2}{d'^s_2} + \dots + \left( 0,4 + \frac{6}{\theta_N + 10} \right) \cdot \frac{l'_N}{d'^s_N} = a(Q).$$

Используя уравнения (4.30), при  $S = 2, 3, \dots, N$  заменим на  $s$ -м перегоне значения концентрации  $\theta_s$  ПТП на аналогичные значения  $\theta_1$  на 1-м перегоне:

$$\left( 0,4 + \frac{6}{\theta_1 + 10} \right) \cdot \frac{l'_1}{d'^s_1} + \left( 0,4 + \frac{6(d_2/d_1)^{2,5}}{\sqrt{l_2/l_1} \cdot (\theta_1 + 10)} \right) \cdot \frac{l'_2}{d'^s_2} + \dots + \left( 0,4 + \frac{6(d_2/d_1)^{2,5}}{\sqrt{l_2/l_1} \cdot (\theta_1 + 10)} \right) \cdot \frac{l'_N}{d'^s_N} = a(Q). \quad (4.31)$$

Таким образом определим все концентрации  $\theta_s$  ПТП на всех остальных  $s$ -х перегонах, используя уравнение (4.30). Если при этом, аналогично решению алгоритма по уравнению (4.26), полученное значение концентрации  $\theta_s$  ПТП на  $s$ -м перегоне будет иметь отрицательное значение, то необходимо принять данное значение концентрации равным нулю и возобновить расчет.

Рассмотрим аналогичный приведенному на Рисунке 4.1 пример участка ТУ из 3х перегонов с постоянным внутренним диаметром  $d_s = d = 700$  мм. Общая длина ТУ  $L$  составляет 450 км. Длины соответствующих перегонов: первого  $l_1 = 110$  км, второго  $l_2 = 150$  км, третьего  $l_3 = 200$  км. Приняв показатели гидравлической  $\mathcal{E}_{max}$  эффективности из предыдущего примера расчета, определим оптимальные концентрации для различных перегонов ТУ и продемонстрируем графическую интерпретацию пересечения функции  $\Phi(\theta_1, \theta_2, \theta_3)$  для выпуклой поверхности и целевой  $C$  функции гиперплоскости [75]. Уравнение (4.22) имеет вид:

$$100 \cdot \left( 0,4 + \frac{6}{\theta_1 + 10} \right) + 150 \cdot \left( 0,4 + \frac{6}{1,225 \cdot (\theta_1 + 10)} \right) + 200 \cdot \left( 0,4 + \frac{6}{1,414 \cdot (\theta_1 + 10)} \right) = 450 \cdot a(Q).$$

Тогда концентрация  $\theta_1$  для первого перегона определяется как:

$$\theta_1 = \frac{8,85 - 10 \cdot a(Q)}{a(Q) - 0,4}.$$

Следовательно, если численное значение безразмерного параметра  $a(Q)$ , который определяется из уравнения (4.20), находится в диапазоне  $0,4 < a(Q) \leq 0,885$ , то оптимальное (наименьшее) значение суммы концентраций – т.е. целевой  $C$  функции – находится внутри выпуклой функции (Рисунок 4.13).

Например, полученное значение  $Q$  расхода больше начального расхода  $Q_0$  перекачки, т.е.  $Q > Q_0$ , а численное значение параметра  $a(Q)$ , находится в другом диапазоне:  $0,6 = a(Q) < a(Q_0) = 1$ , тогда:

$$\theta_1 = \frac{8,85 - 10 \cdot 0,6}{0,6 - 0,4} = 14,25 \text{ (ppm)}, \quad \theta_2 = 1,225(14,25 + 10) - 10 \approx 19,71 \text{ (ppm)},$$

$$\theta_3 = 1,414(14,25 + 10) - 10 \approx 24,29 \text{ (ppm)} \Rightarrow \left( \sum_{s=1}^{s=3} \theta_s \right)_{\min} \approx 58,25 \text{ (ppm)}.$$

Если же, исходя из данного решения  $0,885 \leq a(Q) < 1$ , тогда для первого перегона  $\theta_1 = 0$ , а минимальное значение суммы концентраций ПТП для перегонов ТУ необходимо искать во второй и третьей областях неизвестных концентраций.

Уравнение (4.22) имеет вид:

$$100 + 150 \cdot \left( 0,4 + \frac{6}{\theta_2 + 10} \right) + 200 \cdot \left( 0,4 + \frac{6}{1,155 \cdot (\theta_2 + 10)} \right) = 450 \cdot a(Q).$$

Тогда концентрация  $\theta_2$  для второго перегона определяется как:

$$\theta_2 = \frac{4339 - 4500 \cdot a(Q)}{450 \cdot a(Q) - 240}.$$

Следовательно, если значение параметра  $a(Q)$  находится в диапазоне  $0,885 < a(Q) \leq 0,964$ , то оптимальное (наименьшее) значение суммы концентраций  $\theta_2 + \theta_3$  достигается на плоскости  $(\theta_2, \theta_3)$  внутри области определения (Рисунок 4.14).

Например, полученное значение  $Q$  расхода больше начального расхода  $Q_0$  перекачки, т.е.  $Q > Q_0$ , а численное значение параметра  $a(Q) = 0,9$ , то  $\theta_1 = 0$  ppm;  $\theta_2 = 2$  ppm;  $\theta_3 = 4$  ppm. Следовательно, если значение параметра  $a(Q)$  находится в диапазоне  $0,964 < a(Q) \leq 1$ , тогда для первого и второго перегонов, соответственно,  $\theta_1 = 0$  и  $\theta_2 = 0$ , а уравнение (4.22) имеет вид (Рисунок 4.15):

$$100 + 150 + 200 \cdot \left( 0,4 + \frac{6}{\theta_3 + 10} \right) = 450 \cdot a(Q), \quad \theta_3 = \frac{4500 - 4500a(Q)}{450a(Q) - 330}.$$

Если значение параметра  $a(Q)$  находится в диапазоне  $0,964 < a(Q) \leq 1$ , то  $a(Q) = 0,98$ . При этом  $\theta_1 = 0$  ppm;  $\theta_2 = 0$  ppm;  $\theta_3 \approx 1$  ppm.

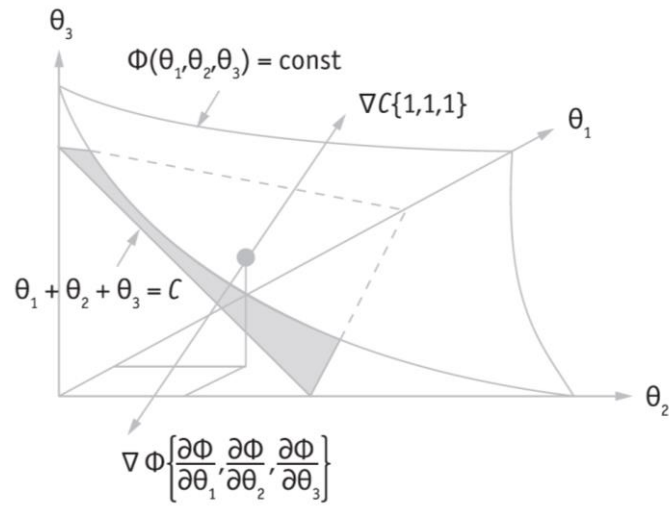


Рисунок 4.13 – Графическое определение минимальной суммы концентраций ПТП при  $\theta_1 \neq 0, \theta_2 \neq 0, \theta_3 \neq 0$

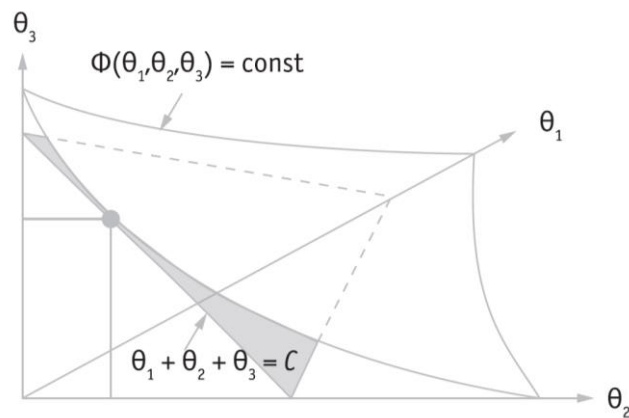


Рисунок 4.14 – Графическое определение минимальной суммы концентраций при  $\theta_1 = 0, \theta_2 \neq 0, \theta_3 \neq 0$

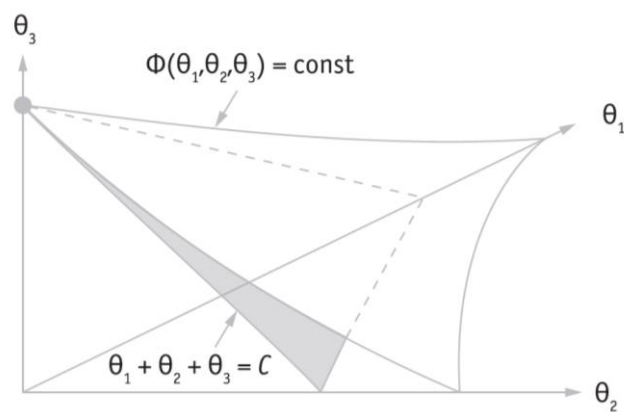


Рисунок 4.15 – Графическое определение минимальной суммы концентраций ПТП при  $\theta_1 = 0, \theta_2 \neq 0, \theta_3 \neq 0$

Таким образом, сделаем следующие выводы:

- постановка задачи определения оптимальных концентраций ПТП по ТУ МН относится к классу задач динамического программирования, которые отличаются альтернативностью решения и определенными ограничивающими условиями; решение такой задачи позволяет выбрать из всего множества вариантов самый оптимальный с учетом экономического фактора – стоимости ПТП.
- при заданном номинальном расходе  $Q_0$  перекачки целевая функция определения минимальной суммы  $\theta_1 + \theta_2 + \dots + \theta_N$  концентраций является линейной функцией, а основное уравнение образовано монотонно убывающей выпуклой функцией  $k(\theta)$ ;
- при увеличении с помощью ПТП пропускной способности ТУ МН до некоторого значения расхода  $Q$  от первоначального значения  $Q_0$ , на отдельных перегонах ее концентрация может отличаться по численным значениям, однако критерием оптимальности использования ПТП является ее минимальное количество, полученное как сумма концентраций ПТП на отдельных перегонах ТУ;
- в результате расчета таких оптимальных концентраций могут быть выявлены такие перегоны ТУ, на которых требуется использовать ПТП (ее концентрация будет больше нуля) и на которых применение ПТП не требуется (ее концентрация на таком перегоне будет равна нулю);
- существуют такие альтернативные варианты решения задачи, что оптимальное количество применяемой ПТП может быть существенно меньше, чем в варианте, при котором на всех перегонах концентрация ПТП одинакова.

#### **4.6 Разработка способа сокращения затрат электроэнергии на перекачку по технологическому участку магистрального трубопровода на основе ограниченного применения противотурбулентных присадок**

Тот факт, что внесение ПТП в перекачиваемые нефть или нефтепродукты существенно увеличивает число возможных режимов эксплуатации технологических участков (ТУ) магистральных трубопроводов, открывает способ экономии суммарных затрат на перекачку. Сущность этого способа состоит в том, чтобы уменьшить затраты на оплату не столько общего объема расходуемой электроэнергии, сколько на оплату ее наиболее дорогой составляющей – сетевой мощности, т.е. средней за месяц максимальной мощности в часы пиковой нагрузки, которые устанавливаются специализированной организацией для каждого месяца и ценовой зоны. С этой целью предлагается отказаться от использования в часы пиковой нагрузки наиболее энергоемких сочетаний работающих насосов с компенсацией выпадающей пропускной способности путем введения ПТП в транспортируемый продукт. Рассмотрим способ более подробно.

Из практики эксплуатации систем трубопроводного транспорта известно, что существенная доля эксплуатационных затрат приходится на оплату электроэнергии. При этом электросбытовыми организациями при расчете тарифа применяются три следующие основные составляющие:

- почасовой тариф за потребленную электроэнергию, определяемый «по счетчику» для каждого часа, и отличающийся в различных регионах, исходя из особенностей системы энергоснабжения ценовых категорий потребителей электроэнергии;
- за покупную мощность, которая определяется в часы пикового спроса по среднеарифметическому значению за прошедший месяц;
- за сетевую мощность, которая определяется отдельно для каждой ценовой зоны энергосистемы как среднее за месяц максимальных значений мощности, потребленной в плановые часы пиковой нагрузки [26].

В структуре суммарных затрат на оплату потребляемой электроэнергии (Рисунок 4.16), которая была рассчитана для модельных ТУ МН на основе усредненных значений графиков работы при выполнении объема перекачки, наибольшую долю составляет 3й тариф «за сетевую мощность» (42%), чуть меньшая доля (37%) приходится на 1й почасовой тариф, доля же по 2му тарифу «за покупную мощность» наименьшая (21%) из трех, хотя тоже весьма существенна.

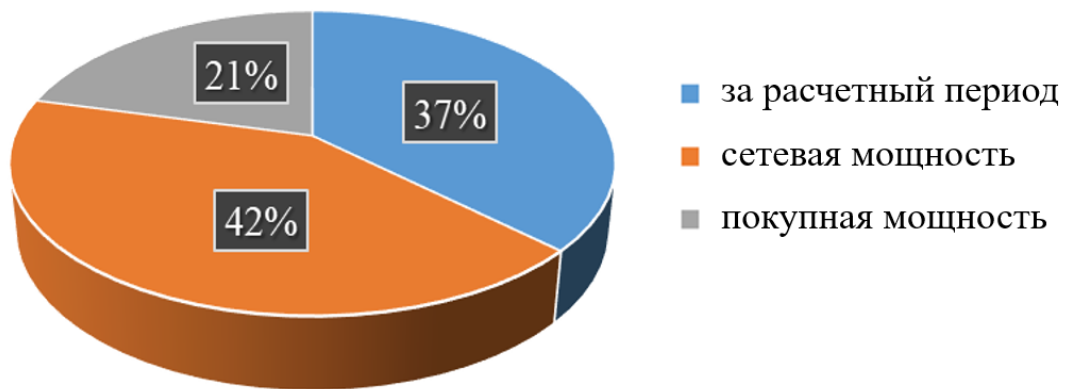


Рисунок 4.16 – Структура затрат на оплату потребляемой электроэнергии для модельных ТУ МН на основе усредненных значений

Исходя из заданных (плановых) объемов перекачки, возможно существование таких режимов (графиков) перекачки, при которых оплата за меньшее количество потребленной электроэнергии будет больше, чем оплата за большее количество работы насосных агрегатов. Например, максимуму потребляемой мощности могут, как известно из практики, соответствовать часы пиковой нагрузки – как правило, в дневное время, но иногда продолжающиеся до 16 часов. Это необходимо учитывать при минимизации эксплуатационных затрат на транспортировку по трубопроводам нефти и нефтепродуктов.

Сформулируем задачу: для снижения эксплуатационных затрат (расходов) на оплату электроэнергии, потребляемой для работы электродвигателей насосных агрегатов, но при сохранении заданной «картой режимов» пропускной способности трубопровода, разработать его оптимальный сценарий работы на основе ограниченного применения ПТП.



Итак, рассмотрим особенности энергоснабжения организаций трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов с учетом часовых тарифов. Для чего, целесообразно астрономические сутки (24 час) условно поделить на зоны исходя из тарифа на потребляемую электроэнергию, (*руб./МВт·ч*):

- первая – «высокого тарифа» –  $K_v$ ;
- вторая – «низкого тарифа» –  $K_n$ .

Очевидно, что если не все режимы работы ТУ, а хотя бы наиболее энергоемкие из них, будут находиться в зоне «низкого тарифа», то это позволит значительно снизить расходы на «сетевую мощность». Однако, такое решение не гарантирует сохранения заданной пропускной способности (так как какая-то часть насосов будет отключена), а, значит, может грозить недопоставкой нефти или нефтепродукта потребителю в контрактные сроки, что, в свою очередь, может привести к компенсационным издержкам.

Применение ПТП снижает гидравлические потери в линейной части ТУ, что позволяет обеспечить или заданный объем перекачки меньшим числом работающих насосов (и сократить энергопотребление) или увеличить заданный объем перекачки при том же номинальном режиме работы насосов (и получить большую выручку за счет большего объема перекачки). При этом, если стоимость добавленной в трубопровод ПТП будет меньше, чем величина оплаты электроэнергии на работу электродвигателей, то это позволит сократить эксплуатационные затраты и повысить экономические показатели организации системы транспорта нефти и нефтепродуктов. В итоге, применение ПТП может помочь сократить потребление электроэнергии, приходящейся на наиболее затратную – «сетевую мощность» – за счет временного отказа от наиболее энергоемких режимов и при одновременном сохранении заданной «картой режимов» пропускной способности трубопровода.

Рассмотрим виды затрат, которые входят в общую структуру энергопотребления организациями системы трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов.

*Эксплуатационные Э затраты*, затрачиваемые на транспортировку по ТУ МН, состоят из следующих компонентов:

$$\mathcal{E} = \mathcal{E}_{эл} + \mathcal{E}_{моц} + \mathcal{E}_{ППП}, \quad (4.32)$$

где  $\mathcal{E}_{эл}$  – средства на оплату потребленной электроэнергии (*руб.*):

$$\mathcal{E}_{эл} = N_{ном} \cdot (K^{(н)}T^{(н)} + K^{(в)}T^{(в)}), \quad (4.33)$$

где  $N_{ном}$  – потребленная мощность (*MВт*);

$K^{(н)}$  и  $K^{(в)}$  – тарифы на электроэнергию, соответственно, в низкой и высокой тарифных временных зонах (*руб./MВт·ч*);

$T^{(н)}$  и  $T^{(в)}$  – продолжительность работы ТУ, соответственно, в низкой и высокой тарифных временных зонах, (*ч*);

$\mathcal{E}_{моц}$  – затраты на оплату потребленной мощности (*руб.*):

$$\mathcal{E}_{моц} = \mathcal{E}_{сет} + \mathcal{E}_{покуп}, \quad (4.34)$$

где  $\mathcal{E}_{сет}$  – затраты на оплату **сетевой** мощности, (*руб.*), которые имеют вид:

$$\mathcal{E}_{сет} = K_{сет} \cdot N_{max}, \quad (4.35)$$

где  $K_{сет}$  – тариф на оплату сетевой мощности (*руб./MВт·ч*);

$N_{max}$  – среднее за месяц максимальных значений мощности, потребленной ТУ МН в плановые часы пиковой нагрузки для расчета сетевой мощности (*MВт*);

$\mathcal{E}_{покуп}$  – затраты на оплату **покупной** мощности (*руб.*), которые имеют вид:

$$\mathcal{E}_{\text{покуп}} = K_{\text{покуп}} \cdot N_{\text{покуп}}, \quad (4.36)$$

где  $K_{\text{покуп}}$  – тариф на оплату покупной мощности (руб./МВт·ч);

$N_{\text{покуп}}$  – среднее за месяц значений мощности, потребленной ТУ МН в часы пиковой нагрузки для расчета покупной мощности, МВт;

$\mathcal{E}_{\text{ПТП}}$  – затраты на приобретение необходимого количества ПТП, (руб.):

$$\mathcal{E}_{\text{ПТП}} = C_{\text{ПТП}} \cdot M_{\text{ПТП}}, \quad (4.37)$$

где  $C_{\text{ПТП}}$  – стоимость тонны ПТП с учетом расходов на эксплуатационное обслуживание оборудования для ее ввода (руб./т);

$M_{\text{ПТП}}$  – масса требуемого количества ПТП для всего ТУ МН в расчетный период эксплуатации, (т).

Итого, суммарные эксплуатационные затраты на перекачку нефти по ТУ МН:

$$\mathcal{E} = N_{\text{ном}} \cdot (K^{(н)}T^{(н)} + K^{(е)}T^{(е)}) + K_{\text{сет}} \cdot N_{\text{мах}} + K_{\text{покуп}} \cdot N_{\text{покуп}} + C_{\text{ПТП}} \cdot M_{\text{ПТП}} \quad (4.38)$$

С учетом сформулированной задачи о разработке способа оптимальной работы ТУ для сокращения энергозатрат на основе ограниченного применения ПТП, за критерий оптимальности примем минимум суммарных эксплуатационных затрат на перекачку нефти по ТУ МН в уравнении (4.38):

$$\mathcal{E} = N_{\text{ном}} \cdot (K^{(н)}T^{(н)} + K^{(е)}T^{(е)}) + K_{\text{сет}} \cdot N_{\text{мах}} + K_{\text{покуп}} \cdot N_{\text{покуп}} + C_{\text{ПТП}} \cdot M_{\text{ПТП}} \rightarrow \min \quad (4.39)$$

Рассмотрим пример ТУ МН, который состоит из ГНПС, нескольких ПНПС и перегонов между ними. Для увеличения пропускной способности используется ПТП различной  $\theta$  концентрации:  $\theta_s \in [0; 10; 20; \dots]$  ppm, где  $S$  – индекс, численно показывающий значение концентрации  $\theta$  добавляемой ПТП.

Обозначив возможные  $Q_i^{(\theta)}$  расходы перекачки в трубе после применения ПТП с концентрацией  $\theta_S$  получим множество таких расходов:

$$\{Q_1^{(S)} = Q_{\min}^{(S)}, Q_2^{(S)}, Q_3^{(S)}, \dots, Q_{R-1}^{(S)}, Q_R^{(S)} = Q_{\max}^{(S)}\},$$

которым соответствуют следующие значения потребляемой мощности:

$$\{N_1^{(S)} = N_{\min}^{(S)}, N_2^{(S)}, N_3^{(S)}, \dots, N_{R-1}^{(S)}, N_R^{(S)} = N_{\max}^{(S)}\}, N_i^{(S)} = \frac{\rho \cdot g \cdot Q_i^{(S)} \cdot \Delta H_i^{(S)}}{\eta_i^{(S)}},$$

где  $\Delta H_i^{(S)}$  – дифференциальный напор НПС, на которых осуществляется перекачка нефти с ПТП с концентрацией  $\theta_S$ ;

$\eta_i^{(S)} = \eta(Q_i^{(S)})$  – КПД насосов, зависящие от численных значений  $Q_i^{(S)}$  расхода перекачки.

В работах [13, 250] приведен порядок проведения гидравлического расчета возможных вариантов ТУ МН с помощью универсального алгоритма, в результате реализации которого определяются искомые величины значений  $Q_i^{(\theta)}$  расхода,  $\Delta H_i^{(S)}$  дифференциального напора на НПС, коэффициента  $\eta_i^{(S)}$  полезного действия и потребляемой  $N_i^{(S)}$  мощности.

Предположим, что в «карте режимов» утвержден план  $V$  ( $m^3$ ) перекачки нефти по ТУ МН, причем выполняется условие  $Q_{\min} \cdot T \leq V \leq Q_{\max} \cdot T$ , в котором задано значение среднего  $q = V/T$  расхода перекачки с условием  $Q_{\min} \leq q \leq Q_{\max}$ ,  $T$  – продолжительность планового периода работы ( $ч$ ).

Введем понятие «суточной доли» работы ТУ МН в  $i$ -м режиме для, соответственно, «низкой»  $0 \leq \tau_i^{(H)} \leq 1$  и «высокой»  $0 \leq \tau_i^{(6)} \leq 1$  тарифной зонах. Тогда можно записать следующую систему для  $2R$  неотрицательных, т.е. положительных и нулевых, значений  $\tau_i^{(H)}$  и  $\tau_i^{(6)}$ :

$$\left\{ \begin{array}{l} \sum_{i=1}^{i=R} (\tau_i^{(H)} + \tau_i^{(B)}) = 1, \\ \sum_{i=1}^{i=R} \tau_i^{(H)} \leq T^{(H)}/T, \\ \sum_{i=1}^{i=R} \tau_i^{(B)} \leq T^{(B)}/T, \\ \sum_{i=1}^{i=R} Q_i \cdot (\tau_i^{(H)} + \tau_i^{(B)}) \geq q. \end{array} \right. \quad (4.40)$$

Первое (верхнее) уравнение данной системы показывает, что время (продолжительность) работы ТУ МН должно строго соответствовать заданному интервалу  $T$  времени. Второе и третье сверху уравнение ограничивают продолжительность работы в, соответственно, «низкой» и «высокой» тарифных зонах. Четвертое (нижнее) уравнение показывает, что за интервал (период)  $T$  работы ТУ должен быть выполнен заданный объем  $V$  перекачки.

Из уравнения (4.39) с учетом  $2R$  неотрицательных значений  $\tau_i^{(H)}$  и  $\tau_i^{(B)}$  функцию суммы эксплуатационных  $\mathcal{E}$  затрат за рассматриваемый  $T$  период времени обозначим как  $\mathcal{E}/T$ :

$$\begin{aligned} \frac{\mathcal{E}^{(S)}}{T} = & K^{(H)} \sum_{i=1}^{i=R} N_i^{(S)} \cdot \tau_i^{(H)} + K^{(B)} \sum_{i=1}^{i=R} N_i^{(S)} \cdot \tau_i^{(B)} + K_{\text{сеп}} \cdot N_{\text{max}}^{(S)} + K_{\text{покуп}} \cdot N_{\text{покуп}}^{(S)} + \\ & + C_{\text{ПТП}} \cdot \theta_S \cdot \rho \cdot \sum_{i=1}^{i=R} Q_i^{(S)} \cdot (\tau_i^{(H)} + \tau_i^{(B)}) \rightarrow \min, \end{aligned} \quad (4.41)$$

в которой масса требуемого количества ПТП для всего ТУ МН в расчетный период эксплуатации,  $(m)$ , определяется последним слагаемым:

$$M_{\text{ПТП}} = \theta_S \cdot \rho \cdot \sum_{i=1}^{i=R} Q_i^{(S)} \cdot (\tau_i^{(H)} + \tau_i^{(B)}).$$

Значение  $N_{max}$  мощности принимается равным значению мощности в «выской» зоне для того режима работы НПС, который будет максимальным.

Способ (метод) определения минимальных эксплуатационных  $\mathcal{E}$  затрат за период  $T$  эксплуатации идентичен для каждого из значений ПТП, принадлежащих к области  $\theta_S \in [0; 10; 20; \dots]$  ppm без учета ее деструкции (см. следующий подраздел 4.7), поэтому покажем его решение при условии  $\theta_S = 0$  отсутствии ПТП. Алгоритм предусматривает две процедуры.

1. На практике значения сетевой  $N_{max}$  и покупной  $N_{покуп}$  мощностей определены из учета сформированной «карты режимов», следовательно, в критерий оптимизации их внести не представляется возможным, поэтому учитываются только затраты на оплату электроэнергии для электродвигателей насосов и закупку ПТП, тогда уравнение (4.41) можно записать в виде:

$$\begin{aligned} \frac{\mathcal{E}^{(0)}}{T} = & K^{(H)} \sum_{i=1}^{i=R} N_i^{(0)} \cdot \tau_i^{(H)} + K^{(G)} \sum_{i=1}^{i=R} N_i^{(0)} \cdot \tau_i^{(G)} + \\ & + C_{ПТП} \cdot \theta_0 \cdot \rho \cdot \sum_{i=1}^{i=R} Q_i^{(0)} \cdot (\tau_i^{(H)} + \tau_i^{(G)}) \rightarrow \min. \end{aligned} \quad (4.42)$$

Если рассматривается случай, что перекачка ведется без ПТП, т.е.  $\theta_S = 0$ , то последнее слагаемое в уравнении (4.42) также можно исключить. Тогда оптимизационная задача уравнений (4.40) и (4.42) трансформируется в задачу линейного программирования, один пример решения которой приведен в подразделе 4.4.

Определим неотрицательные значения  $\tau_i^{(H)}$  и  $\tau_i^{(G)}$ , соответствующие суточной доли работы ТУ, и промежуточное значение эксплуатационных  $\mathcal{E}^{(0)}/T$  затрат за заданный период  $T$  времени. Благодаря такому решению становится возможным составить график работы ТУ МН с учетом значений сетевой  $N_{max}^0$  и покупной  $N_{покуп}^0$  мощностей, и, следовательно, (полная) суммарная величина эксплуатационных  $\mathcal{E}^{(0)}/T$  затрат на перекачку (при отсутствии ПТП):

$$\frac{\mathcal{E}^{(0)}}{T} = \underbrace{K^{(H)} \sum_{i=1}^{i=R} N_i^{(0)} \cdot \tau_i^{(H)} + K^{(S)} \sum_{i=1}^{i=R} N_i^{(0)} \cdot \tau_i^{(S)} + C_{ПТП} \cdot \theta_0 \cdot \rho \cdot \sum_{i=1}^{i=R} Q_i^{(0)} \cdot (\tau_i^{(H)} + \tau_i^{(S)})}_{\min} + K_{сет} \cdot N_{\max}^{(0)} + K_{покуп} \cdot N_{покуп}^{(0)}. \quad (4.43)$$

Необходимо подчеркнуть, что режимы работы ТУ с применением ПТП, т.е.  $\theta_S \neq 0$ , сразу на 1-м этапе исключают включение всех насосов (т.е. как бы имеется «запас» по насосам); поэтому такие режимы совершенно точно позволяют увеличить пропускную способность и снизить «сетевую мощность» по сравнению с вариантом работы без ПТП.

Однако, как уже было сказано выше, наибольшую долю энергозатрат составляет оплата именно сетевой мощности (Рисунок 4.16), поэтому необходимо подтвердить полученное решение как соответствующее минимальному количеству этой (сетевой) мощности. Перейдем к следующей процедуре.

**2.** Рассмотрим возможность дальнейшего снижения эксплуатационных затрат за счет дополнительного снижения сетевой  $N_{max}$  мощности, для чего в (4.40) добавим следующие ограничения:

$$\tau_R^{(S)} = 0, \quad (4.44)$$

$$\tau_{R-1}^{(S)} = 0, \quad (4.45)$$

и т.д. После каждого уравнения алгоритм снова возвращается к 1-й процедуре с пересчетом (полной) суммарной величины эксплуатационных  $\mathcal{E}^{(0)}/T$  затрат на перекачку по уравнению (4.43). Данные ограничения вводятся для того, чтобы исключить работу в «высокой» зоне самых энергоемких режимов ТУ.

Указанные ограничения продолжают до тех пор, пока по итогам алгоритма расчета возможно осуществление организацией системы транспорта нефти и нефтепродуктов того объема перекачки, который задан «картой режимов».

После завершения обеих процедур при отсутствии ПТП, т.е.  $\theta_0 = 0$ , необходимо выбрать следующее значение концентрации из приведенного множества  $\theta_s \in [0; 10; 20; \dots]$  ppm: значение  $\theta_1 = 10$  ppm, далее  $\theta_2 = 20$  ppm и т.д.

По итогам повторения процедур алгоритма получится последовательность значений суммарной (полной) величины эксплуатационных затрат на перекачку:  $\mathcal{E}^{(0)}_{min}/T$ ,  $\mathcal{E}^{(1)}_{min}/T$ ,  $\mathcal{E}^{(2)}_{min}/T$  и т.д., из которых необходимо будет выбрать наименьшее значение, которое и будет оптимально энергосберегающим, обеспечивающим режим работы ТУ МН с исключением в «высокой» тарифной зоне расчетного значения числа насосов и «компенсирующей» концентрацией  $\theta$  ПТП, которая сокращает затраты на покупку «сетевой мощности».

Рассмотрим пример: ТУ трубопровода состоит из ГНПС и ПНПС, имеет протяженность 315 км с постоянным наружным диаметром  $d = 1067$  мм и толщиной стенки 19,2 мм; нефть перекачивается 3-мя последовательно соединенными насосами марки НМ 1000-210. Подача каждой из НПС – 7000 м<sup>3</sup>/ч. Режим работы ТУ приведен на Рисунке 4.17 [26]. Для сокращения затрат на перекачку на 2-м перегоне используется ПТП марки «FLO XL» с  $\theta$  концентрацией; ее характеристики известны и приведены в Таблице 4.1, а экспериментальная гидравлическая эффективность показана на Рисунке 4.18 [26]. Определим минимум эксплуатационных затрат при стоимости ПТП в 500 тыс. руб./т и выполнении среднего  $q$  расхода в 7200 м<sup>3</sup>/ч. Тарифы на потребляемую энергию и мощность приведены в Таблице 4.3 [26]. Временные зоны определены в следующие часы:

- В – «высокая» – с 7:00 до 21:00, т.е.  $T_v = 14$  час;
- Н – «низкая» – с 21:00 до 07:00, т.е.  $T_n = 10$  час.

В Таблице 4.4 [26] приведены данные о режимах работы ТУ МН по результатам гидравлических расчетов при значениях  $\theta$  ПТП 0, 5, 10, 15 и 20 ppm, в т.ч.: количество работающих насосов, расход перекачки и потребляемая мощность. Результаты решения оптимизационной задачи (4.40) и (4.43) приведены в Таблице 4.5 [26], в т.ч. для каждого из значений концентрации  $\theta$  ПТП, с учетом «высокой» и «низкой» зон приведены данные о сетевой и покупной мощности, затраты на электроэнергию и мощность, затраты на ПТП и суммарные затраты в месяц.



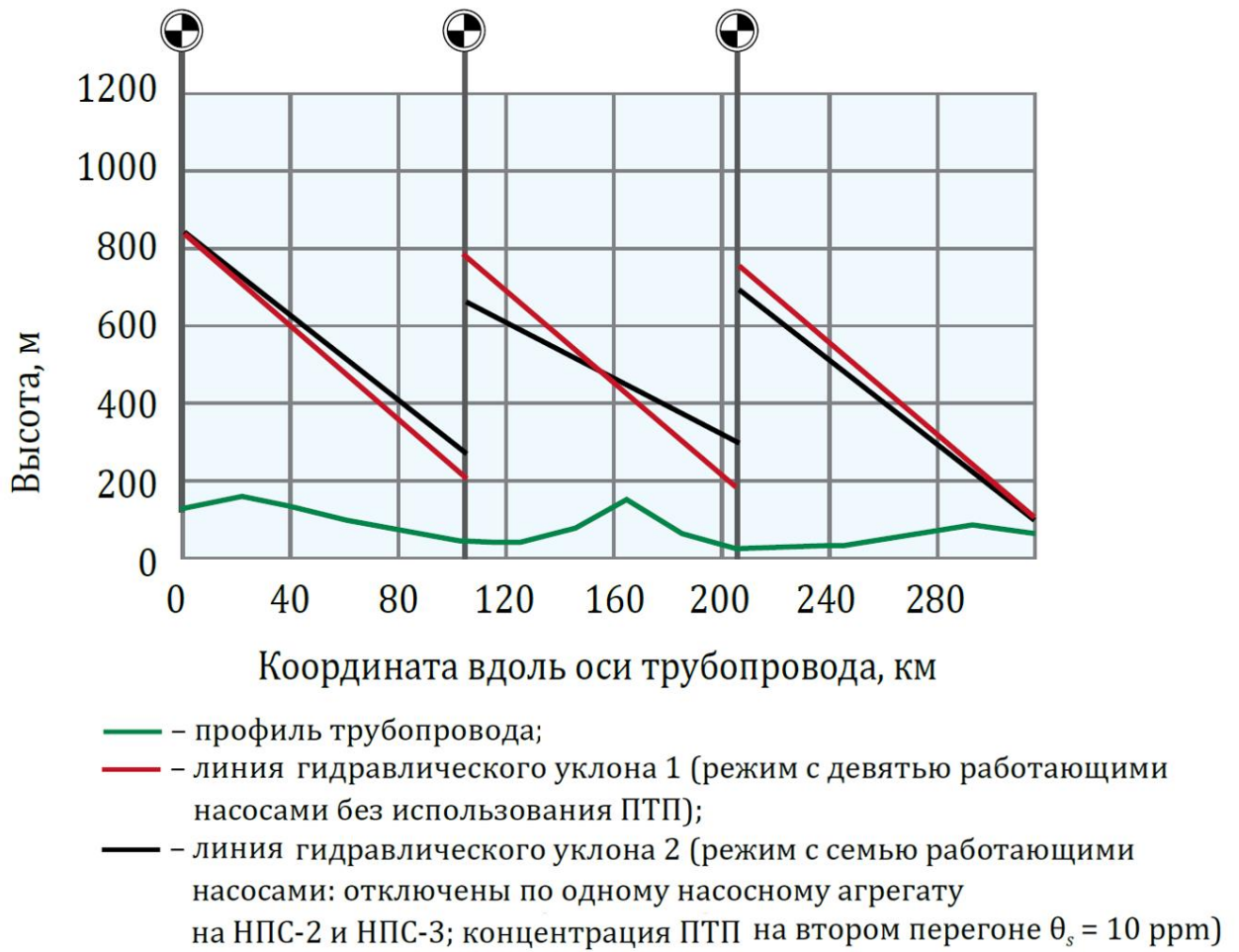


Рисунок 4.17 – Пример режима работы ТУ магистрального нефтепровода

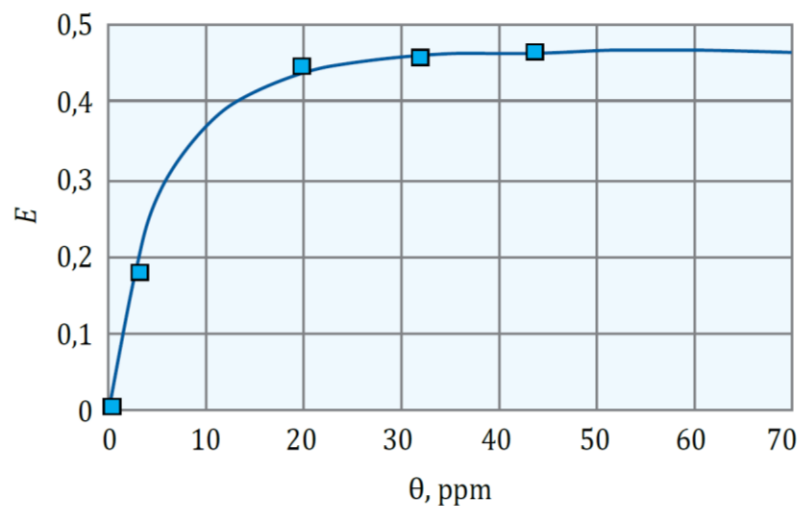


Рисунок 4.18 – Зависимость экспериментальной гидравлической  $E$  эффективности ПТП марки «FLO XL» от ее  $\theta$  концентрации

Таблица 4.3 – Расчетные тарифы на электроэнергию и мощность

№	Расчетный тариф на электроэнергию, руб./( <i>МВт·ч</i> )	Размер
1	В «высокой» $K^{(в)}$ зоне	1 900
2	В «низкой» $K^{(н)}$ зоне	1 500
	Расчетный тариф на мощность, руб./( <i>МВт в мес</i> )	
3	Сетевую	1 486 000
4	Покупную	810 500

Таблица 4.4 – Режимы работы ТУ МН по результатам гидравлических расчетов

№ режима	Кол-во работающих насосных агрегатов, шт	Расход перекачки, м <sup>3</sup> /ч	Потребляемая мощность, МВт	Концентрация ПТП на 1м перегоне, ppm	Концентрация ПТП на 2м перегоне, ppm	Концентрация ПТП на 3м перегоне, ppm
<b><math>\theta_s = 0</math></b>						
1	5	5951	17,038	0	0	0
2	6	6367	20,634	0	0	0
3	7	6727	24,180	0	0	0
4	8	7042	27,671	0	0	0
5	9	7320	31,099	0	0	0
<b><math>\theta_s = 5 \text{ ppm}</math></b>						
1	5	6254	17,070	0	5	0
2	6	6673	20,622	0	5	0
3	7	7032	24,114	0	5	0
4	8	7335	27,541	0	5	0
<b><math>\theta_s = 10 \text{ ppm}</math></b>						
1	5	6332	17,066	0	10	0
2	6	6750	20,614	0	10	0
3	7	7109	24,086	0	10	0
4	8	7411	27,499	0	10	0
<b><math>\theta_s = 15 \text{ ppm}</math></b>						
1	5	6370	17,070	0	15	0
2	6	6790	20,607	0	15	0
3	7	7148	24,071	0	15	0
4	8	7449	27,472	0	15	0
<b><math>\theta_s = 20 \text{ ppm}</math></b>						
1	5	6405	17,073	0	20	0
2	6	6825	20,598	0	20	0
3	7	7184	24,063	0	20	0
4	8	7484	27,450	0	20	0

Таблица 4.5 – Результаты оптимизации режимов работы ТУ МН при перекачке нефти с в различной концентрации  $\theta_s$

Режим (кол-во работающих насосов)	$\theta_s = 0$		$\theta_s = 5 \text{ ppm}$		$\theta_s = 10 \text{ ppm}$		$\theta_s = 15 \text{ ppm}$		$\theta_s = 20 \text{ ppm}$	
	Количество часов работы в режиме, ч									
	В	Н	В	Н	В	Н	В	Н	В	Н
№ 1 (5)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
№ 2 (6)	-	-	-	-	2	-	5	-	7	-
№ 3 (7)	-	-	11	-	12	-	9	-	7	-
№ 4 (8)	10	-	3	10	-	10	-	10	-	10
№ 5 (9)*	4	10	-	-	-	-	-	-	-	-
Количество ПТП, требуемое в месяц, т	0		20,736		41,472		62,208		82,944	
Затраты на ПТП в месяц, млн руб.	0		10,368		20,736		31,104		41,472	
Покупная мощность, МВт	27,671		24,114		20,614		20,607		20,598	
Затраты на покупную мощность в месяц, млн руб.	22,427		19,544		16,708		16,702		16,695	
Сетевая мощность, МВт	31,099		27,541		24,086		24,071		24,063	
Затраты на сетевую мощность в месяц, млн руб.	46,213		40,926		35,792		35,770		35,758	
Затраты на электроэнергию в месяц, млн руб.	36,788		32,283		31,134		30,599		30,115	
Суммарные затраты электроэнергии в месяц, млн руб.	105,428		103,121		104,370		114,175		124,040	

На Рисунке 4.19 приведена зависимость месячных эксплуатационных затрат на перекачку нефти от концентрации  $\theta$  ПТП, вводимой на одном перегоне.

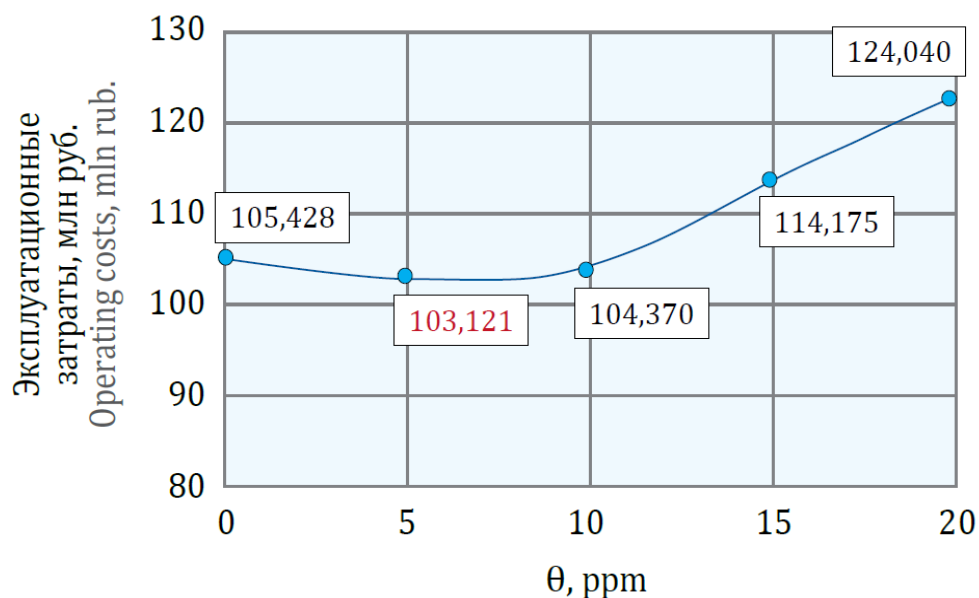


Рисунок 4.19 – Зависимость эксплуатационных затрат на перекачку нефти от концентрации  $\theta$  ПТП при ее вводе на одном перегоне

Из анализа графика следует, что минимальные эксплуатационные затраты в размере 103,121 млн руб. соответствуют объему перекачки в  $7200 \text{ м}^3/\text{ч}$  и обеспечиваются благодаря вводу ПТП марки «FLO XL» с концентрацией  $\theta_s = 5 \text{ ppm}$  на 2-м перегоне ТУ. Следовательно, режим эксплуатации ТУ МН по данному варианту является оптимальным. Применение данного графика эксплуатации ТУ МН сокращает эксплуатационные затраты на 2,307 млн. руб. в месяц или 27,684 млн. руб. в год по сравнению с графиком без использования ПТП.

Таким образом, сделаем следующие выводы:

- Рассмотренный пример применения способа сокращения затрат электроэнергии на перекачку по ТУ трубопровода на основе ограниченного применения ПТП наглядно демонстрирует эффективность. Возможно, существуют и другие более эффективные способы отыскания оптимизационного решения для непрерывных функций;
- При текущем уровне тарифов на электроэнергию и стоимости ПТП применение рассмотренного выше способа является экономически целесообразным, обеспечивающим экономное потребление электроэнергии и, следовательно, общее снижение эксплуатационных затрат на перекачку;

- Эффективность способа обеспечивается за счет того, что при добавлении ПТП в трубопровод за счет частичного отключения насосных агрегатов в периоды, характеризующиеся высокими тарифами на электроэнергию, происходит снижение энергопотребления, и, следовательно, снижения сетевой мощности с компенсацией выпадающего расхода;
- Рекомендуется продолжить изучение экономической целесообразности и технологических ограничений данного способа сокращения энергозатрат с учетом реальной номенклатуры ПТП и фактической реализации технологических карт режимов перекачки по магистральным трубопроводам нефти и нефтепродуктов.

#### **4.7 Метод и алгоритм расчета квазистационарного течения жидкости в магистральном трубопроводе с использованием противотурбулентных присадок**

Рассмотрим вопрос о смене режимов эксплуатации ТУ магистрального трубопровода при вводе в него ПТП, при прекращении такого ввода или, общий случай – транспортировку нефти или нефтепродукта с переменным расходом ПТП, характеризуемым чередующимися периодами ввода или прекращения ввода присадки. Подобная задача впервые была сформулирована учеными уфимской научной школы в работах [192, 212, 289]. Опишем математическое решение этой гидравлической и технологической задачи.

Так как в процессе перекачки по магистральному трубопроводу замещение в нефти, обработанной ПТП, нефтью, не обработанной такой присадкой, и наоборот, происходит медленно, то это замещение, являющееся фактически нестационарным процессом, можно рассматривать как квазистационарный процесс, то есть как последовательную смену стационарных состояний.

Для точного определения количества и концентрации ПТП при ее добавлении в зону контакта партий для уменьшения объема смеси необходимо также учесть ее разрушение, которое может наблюдаться:

- в магистральных насосах, рабочие колеса которых как бы «перемалывают» полимерные волокна ПТП;
- в самом трубопроводе за счет турбулентных пульсаций потока перекачиваемой в трубе жидкости.

Исходя из данных обстоятельств, установка для ввода присадок (УВП) располагается после магистральных насосов ПТП, а ее эксплуатация имеет ряд особенностей, что показано в подразделе 1.3 настоящей работы.

Процесс разрушения ПТП в потоке жидкости называют *деструкция*, если имеется в виду разрушение самих молекул полимера, или *деградация*, если подразумевают постепенное ухудшение ее эксплуатационных характеристик.

Глубоко не вдаваясь в химизм данных процессов, примем, что в отношении ПТП понятия *разрушение*, *деструкция* и *деградация* тождественны, так как принципиальные моменты данных явлений относительно ПТП, по сути, понятны. При этом, строго говоря, причины и характер этих процессов, катализирующие или ингибирующие их факторы до сих пор изучены не в полном объеме и это может являться отдельным перспективным направлением научных исследований.

При добавлении ПТП в трубопровод за счет процессов деструкции (разрушения), ее концентрация  $\theta$  в потоке жидкости постепенно уменьшается, причем этот процесс зависит от расстояния  $x$  и времени  $t$ , т.е. функция концентрации  $\theta$  имеет вид  $\theta(x, t)$ . Тогда учтем процесс деструкции ПТП:

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} + v \frac{\partial \theta}{\partial x} = - \frac{4 \cdot v \cdot \beta(Re, \varepsilon)}{d} \cdot \theta^m, \quad (4.46)$$

где сам коэффициент  $\beta$  ( $c^{-1}$ ), являющийся функцией вида  $\beta = \beta(Re)$ , является коэффициентом деструкции, а  $m$  – опытный коэффициент.

Например, согласно [55, 161], для ПТП марки «FLO XL» коэффициент  $\beta \approx 6,4 \cdot 10^3$ , а коэффициент  $m \approx 0,5$  (стоит сделать примечание, что по некоторым результатам экспериментов коэффициент иногда  $m \approx 1,0$ ).

С учетом того, что производная  $d/dt$ , которая показывает скорость изменения параметра во времени, а показывающие локальную скорость изменения для того же параметра частные производные  $\partial/\partial t$  и  $\partial/\partial x$  имеют связь вида:

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} + v \frac{\partial \theta}{\partial x} \equiv \frac{d\theta}{dt},$$

то уравнение (4.46) можно записать следующим образом:

$$\frac{d\theta}{dt} = -\frac{4 \cdot v \cdot \beta(Re, \varepsilon)}{d} \cdot \theta^m < 0. \quad (4.47)$$

Данное выражение говорит о том, что концентрация  $\theta$  активной части ПТП непрерывно уменьшается по мере ее течения в потоке в трубопроводе.

Следовательно, с помощью уравнений (4.46) и (4.47) для любого момента  $t$  времени можно рассчитать распределение концентрации  $\theta(x, t)$  ПТП по длине участка трубопровода, если рассчитать значения скорости  $v$  перекачки, а также значения коэффициента  $\beta = \beta(Re)$  деструкции и опытного  $m$  коэффициента.

Рассмотрим подробнее, как перераспределяются напоры в соответствующем уравнении баланса. Положим, что в сечении  $x = 0$ , соответствующего началу  $1$ -го перегона, располагается ПНПС, на которой установлены насосы с известной нам  $(Q-H)$ -характеристикой, в которой  $\Delta H = F(Q)$  или  $\Delta H = F'(v)$ , тогда уравнение баланса напоров с учетом концентрации  $\theta(x, t)$  ПТП будет иметь вид:

$$[z_0 + h_n + F'(v)] - [z_L + h_L] = \underbrace{\int_0^L \lambda(Re, \varepsilon, \theta) dx}_{h_{0-L}} \cdot \frac{1}{d} \cdot \frac{v^2}{2 \cdot g}. \quad (4.48)$$

Фактически, в формуле Дарси-Вейсбаха постоянное значение коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления заменяется интегралом от значений этого коэффициента по длине всего ТУ, а сам коэффициент  $\lambda(Re, \varepsilon, \theta)$  гидравлического сопротивления рассчитывается из уравнений (4.2) и (4.3):

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 0,884 \cdot \ln \frac{\operatorname{Re} \sqrt{\lambda}}{1 + f(\varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\lambda/8}, \theta)} - [3,745 + 0,884 \ln k_1(\theta)],$$

$$f\left(\varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}}, \theta\right) = \begin{cases} \approx 0, & \text{если } \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \leq k_3(\theta); \\ k_2(\theta) \cdot \left(\varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} - k_3(\theta)\right), & \text{если } \varepsilon \operatorname{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} > k_3(\theta). \end{cases}$$

Остальные обозначения в уравнении (4.48) имеют то же смысловое содержание, что и в уравнении (4.1) подраздела 4.2 настоящей работы. При известном в момент  $t$  времени распределении концентрации  $\theta(x, t)$  ПТП по длине участка, уравнение (4.48) является нелинейным и имеет только одну неизвестную величину – среднюю скорость  $v(t)$  перекачки (функция которой в левой части монотонно убывает, а в правой – монотонно возрастает), которую можно рассчитать методом бисекции, т.е. деления отрезка пополам.

Положим, что средняя  $v^{(S)}$  скорость в  $S$ -е приближении, которое расположено на некотором отрезке ТУ  $[a^{(S)}, b^{(S)}]$ , т.е. имеет принадлежность к этому отрезку  $v^{(S)} \in [a^{(S)}, b^{(S)}]$ , а сами значения скорости  $0 \leq a^{(S)}$  и  $b^{(S)} \leq v_{max}$ . Тогда сначала необходимо определить значение числа Рейнольдса как  $Re^{(S)} = v^{(S)} \cdot d/\nu$ , после чего для каждого из сечения  $x$  из, как было сказано, уравнений (4.2) и (4.3), рассчитать значение коэффициента  $\lambda(Re^{(S)}, \varepsilon, \theta)$  гидравлического сопротивления, а далее – рассчитать интеграл в правой части уравнения. Величину ошибки, возникающую при приближенном вычислении, т.е. так называемую «невязку», необходимо вычислить как разность между левой и правой частями уравнения (4.48):

$$J(v) = \int_0^L \lambda(Re, \varepsilon, \theta) dx \cdot \frac{v^2}{2 \cdot g \cdot d} - F'(v) - (z_0 - z_L) - (h_n - h_L).$$



При этом, в зависимости от величины значения данного интеграла далее определяется направление деления отрезка пополам:

- если  $J(v^{(S)}) > 0$ , то решение уравнения (4.48) находится на  $[a^{(S)}, v^{(S)}]$  отрезке и в следующем приближении  $S+1$  необходимо брать отрезок  $v^{(S+1)} = 0,5 \cdot (a^{(S)} + v^{(S)})$ ;
- если  $J(v^{(S)}) < 0$ , то решение находится на  $[v^{(S)}, b^{(S)}]$  отрезке, и в следующем приближении  $S+1$  необходимо брать отрезок  $v^{(S+1)} = 0,5 \cdot (v^{(S)} + b^{(S)})$ .

Данные приближения необходимо продолжать, пока разность очередного приближения  $|v^{(S+1)} - v^{(S)}|$  не достигнет заранее заданного значения допустимой погрешности вычислений, например,  $0,1$  м/с. После чего расчет можно завершить и считать, что средняя скорость  $v(t)$  перекачки определена в момент  $t$  времени.

Таким образом, получаем систему уравнений для расчета квазистационарного течения жидкости в магистральном трубопроводе при добавлении ПТП:

$$\begin{cases} F'(v) + (z_0 - z_L) + (h_{\text{п}} - h_L) = \int_0^L \lambda(\text{Re}, \varepsilon, \theta) dx \cdot \frac{v^2}{2 \cdot g \cdot d}, \\ \frac{\partial \theta}{\partial t} + v \frac{\partial \theta}{\partial x} = - \frac{4 \cdot v \cdot \beta(\text{Re}, \varepsilon)}{d} \cdot \theta^m. \end{cases} \quad (4.49)$$

Первое (верхнее) уравнение данной системы является алгебраическим, а второе (нижнее) – дифференциальным. С помощью данной системы уравнений представляется возможным рассчитать среднюю скорость  $v(t)$  перекачки, после чего – определить расход  $Q(t) = v(t) \cdot \pi d^2 / 4$  и концентрацию  $\theta(x, t)$  ПТП по участку.

В качестве примера расчета рассмотрим методы для неизотермической перекачки нефти в квазистационарном режиме [160, 212]: один перегон ТУ длиной  $0 \leq x \leq L$  поделим на некоторое количество  $n$  равных по величине интервалов таким образом, что  $\Delta x$  протяженность каждого такого интервала будет равна  $L/n$ , но временной шаг  $\Delta t$  примем переменным. С учетом того, что средняя  $v_S$  скорость в квазистационарном, по условию, режиме перекачки, постоянна в любой момент  $t$  времени, то рассматриваемый временной шаг  $\Delta t$  неизвестен заранее и его необходимо рассчитывать при  $t > 0$  как  $\Delta t_S = \Delta x / v_{S-1}$  для участка  $0 \leq x \leq L$ . Графически представим сетку расчета на Рисунке 4.20 [55].

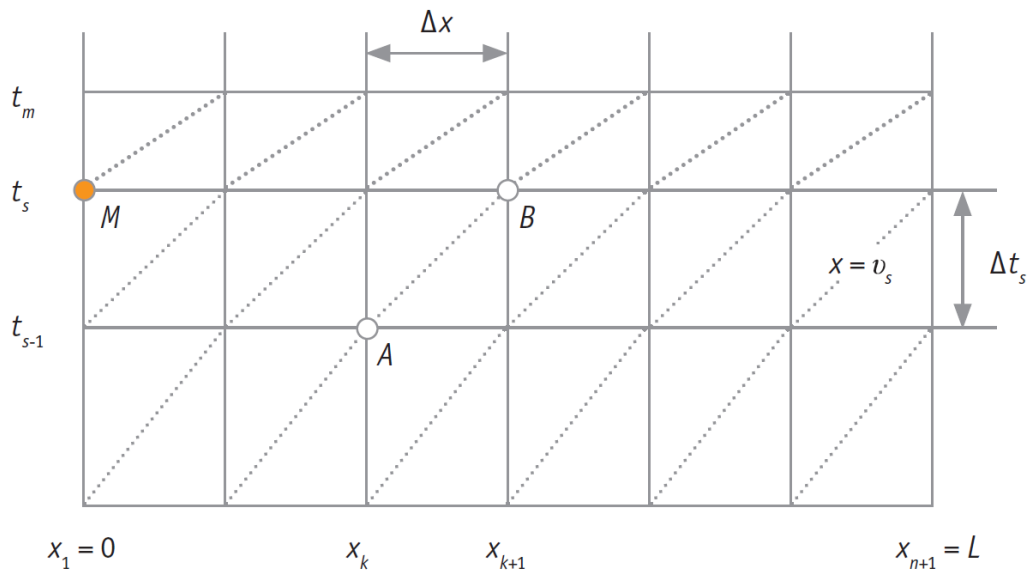


Рисунок 4.20 – Графическая интерпретация способа расчета квазистационарного течения нефти с ПТП

Итак, способ расчета в квазистационарном режиме для неизотермической перекачки нефти предусматривает две процедуры.

1. Из алгебраического (верхнего) уравнения системы (4.49) определяем среднюю скорость  $v(t)$  перекачки, которая будет постоянна во всех узловых точках, поэтому обозначим ее как  $v_{S-1} \equiv v(t_{S-1})$ , в результате интеграл в правой части данного уравнения можно заменить на сумму конечного числа слагаемых:

$$\int_0^L \lambda(\text{Re}, \varepsilon, \theta) dx \approx \left[ \sum_{k=1}^{k=n} \lambda(\text{Re}_{k,S-1}, \varepsilon, \theta_{k,S-1}) \right] \cdot \Delta x, \text{ где } \text{Re}_{k,S-1} = \frac{v_{S-1} \cdot d}{\nu}.$$

2. После того, как в узлах  $x_k$  временного слоя  $S - 1$  определена средняя скорость  $v_{S-1}$  перекачки, можно в узлах  $x_{k+1}$  следующего временного  $S$  слоя рассчитать концентрацию  $\theta_{k,S}$  ПТП, для чего используем дифференциальное (нижнее) уравнение системы (4.49). Обратим внимание, что на приведенной сетке (Рисунок 4.20) пунктиром обозначены линии, у которых  $v = dx/dt$ , а вдоль них левая часть нижнего (второго) уравнения является полной производной  $(d\theta/dt)_{x=v}$  по

времени от концентрации ПТП. Тогда уравнение с частными производными (4.46) можно «перевести» в дифференциальное уравнение (4.47), если производную в его левой части (для уравнения (4.47)) заменить на  $\Delta\theta/\Delta t = (\theta_B - \theta_A)/\Delta t$ . Тогда:

$$\frac{\theta_B - \theta_A}{\Delta t_S} = - \frac{4 \cdot v_{S-1} \cdot \beta \cdot (Re_A, \varepsilon)}{d} \cdot \theta_A^m, \quad (4.50)$$

где  $\theta_B \equiv \theta_{k+1, S}$ ;  $\theta_A \equiv \theta_{k, S-1}$ ;  $\Delta t_S = \Delta x/v_{S-1}$ .

Откуда находим концентрацию  $\theta_{k, S}$  ПТП в следующем временном  $S$  слое:

$$\theta_{k, S} = \left[ \theta_{k-1, S-1} - \frac{4 \cdot v_{S-1} \cdot \beta (Re_{k-1, S-1}, \varepsilon)}{d} \cdot (\theta_{k-1, S-1})^m \right] \cdot \Delta t_S, \quad (4.51)$$

где  $\theta_A \equiv \theta_{k, S-1}$ ;  $Re_{k-1, S-1} \equiv v_{S-1} \cdot d/\nu$ .

В результате 1-й и 2-й процедур алгоритма для всех узлов временного слоя  $t = t_S$  определены концентрации  $\theta_{k, S}$  ПТП, кроме единственного значения – концентрации  $\theta_{1, S}$  ПТП в точке  $M$ , соответствующей координате  $x = 0$  начала участка. В тоже время, именно эта первоначальная концентрация является известной, так как она задается исходя из требуемого значения увеличения пропускной способности при использовании ПТП, т.е. концентрация  $\theta(x) = \theta(x, 0)$  ПТП. Тогда выполнение процедур алгоритма стартует с численного значения  $S = 1$  временного слоя. После каждой 2-й процедуры алгоритма, он повторяется.

В результате реализации циклических процедур алгоритма расчета для неизотермической перекачки нефти в квазистационарном режиме определены:

- распределение по длине участка трубопровода концентрации  $\theta(x_k, t_m)$

ПТП в произвольно задаваемый оператором момент  $t_m = \sum_{S=1}^{S=m} \Delta t_S$  времени;

- распределение средней  $v(t_m)$  скорости перекачки;
- распределение расхода  $Q(t_m)$  перекачки;
- конечное значение концентрации  $\theta_{n, m} \equiv \theta(L, t_m)$  ПТП в конечной точке

при  $x_{n+1} = L$  трубопровода.

Кроме того, показанные циклические процедуры данного алгоритма могут быть применены для ТУ с промежуточными НПС, на каждой из которых количество (концентрация) вводимой ПТП также задается исходя из требуемого значения увеличения пропускной способности при ее использовании.

Рассмотрим пример: ПТП марки «FLO XL» с концентрацией  $\theta = 80 \text{ ppm}$  используется при перекачке по участку трубопровода с постоянным внутренним диаметром  $d = 996 \text{ мм}$  нефти с кинематической  $\nu$  вязкостью  $15 \text{ cSt}$  и значением  $\rho$  плотности  $900 \text{ кг/м}^3$ ; подача нефти обеспечивается с помощью 3-х последовательно соединенных магистральных насосов марки НМ 7000-210.

На Рисунке 4.21 показаны рассчитанные с помощью уравнений (4.49 – 4.51) графические характеристики линии гидравлического уклона (напорной характеристики трубопровода) в некоторые моменты времени с начала закачки ПТП, при этом цвет линий соответствует: красный – 1 час, серый – 4 час, желтый – 7 час, синий – 10 час. Из анализа линий разного цвета видно, что благодаря вводу ПТП в трубопровод спустя 10 часов удалось снизить величину давления в линии нагнетания (на выходе) НПС примерно на 5 атм [55].

На Рисунке 4.22 показаны те же графические характеристики линии гидравлического уклона (напорной характеристики трубопровода) в некоторые моменты времени после прекращения закачки ПТП, при этом цветовая экспликация линий аналогична предыдущему примеру. Видно, что спустя 10 часов после окончания ввода ПТП в трубопровод величина давления в линии нагнетания (на выходе) НПС возрасла примерно на те же 5 атм [55].

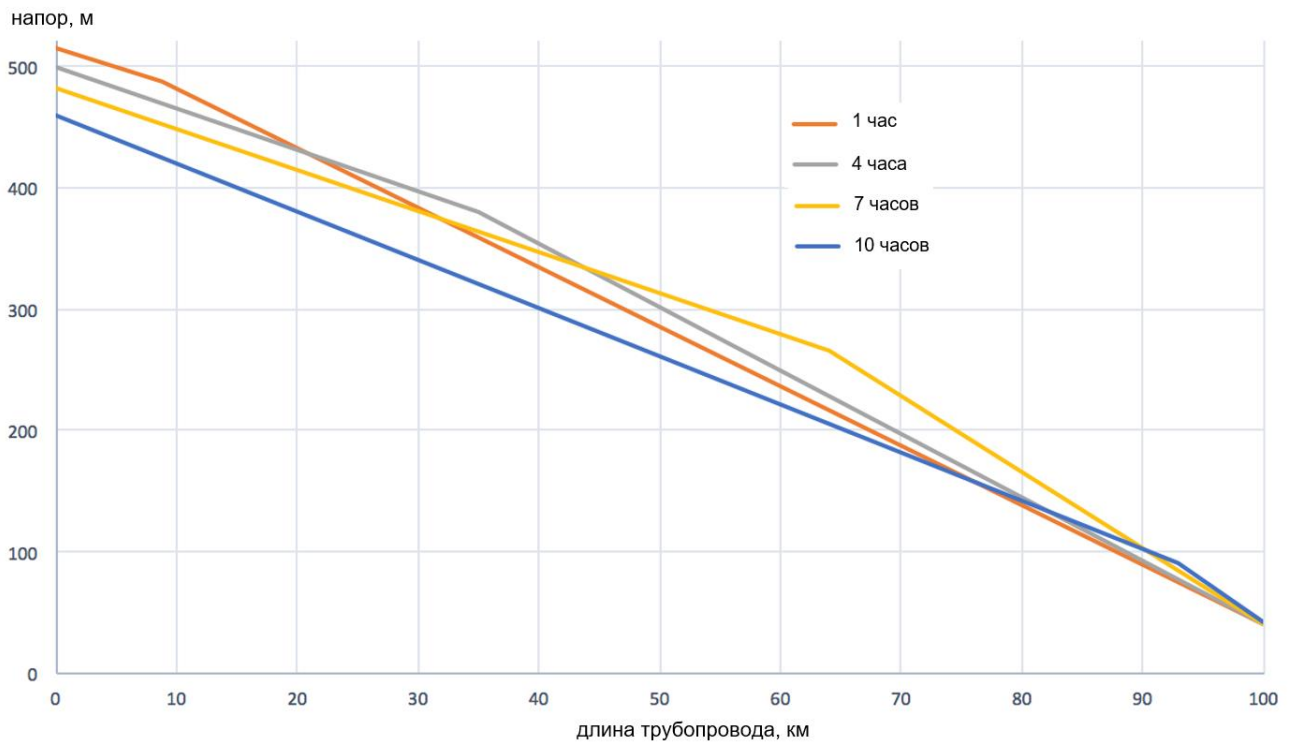


Рисунок 4.21 – Динамика линии гидравлического уклона в различные моменты времени с начала закачки ПТП

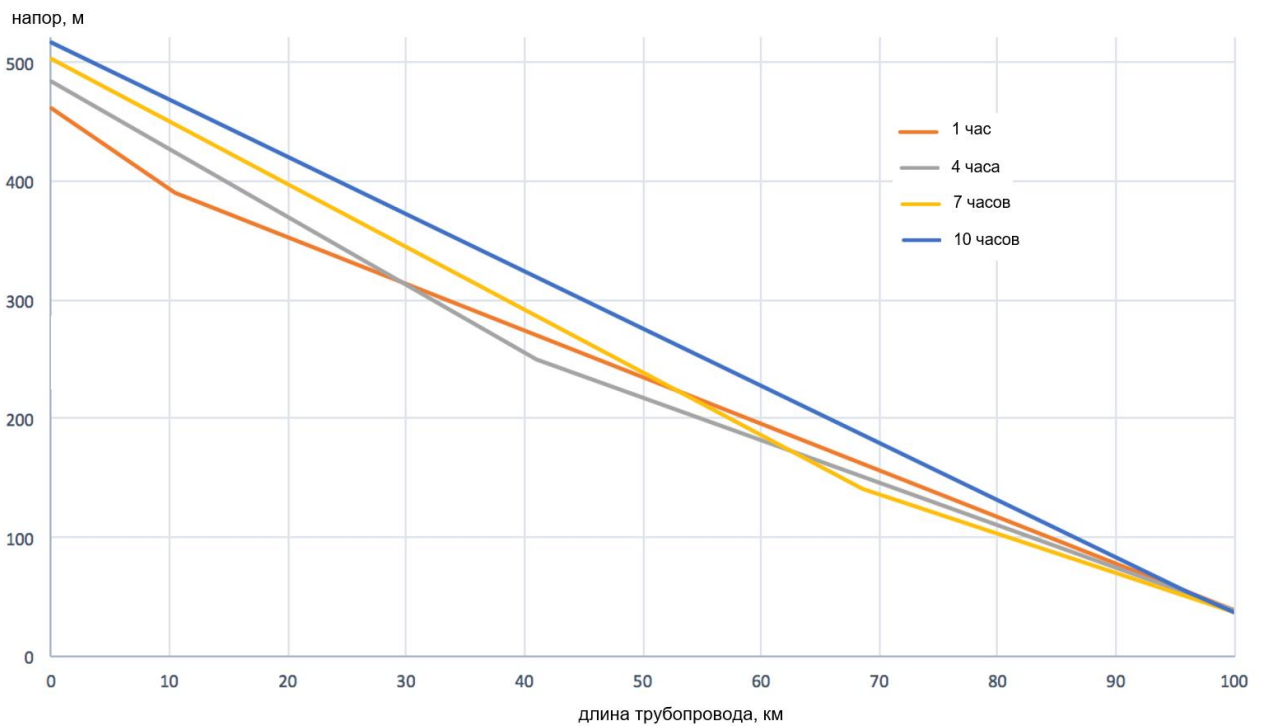


Рисунок 4.22 – Динамика линии гидравлического уклона в различные моменты времени после прекращения закачки ПТП

Таким образом, сделаем следующие выводы:

- предложенный метод и алгоритм позволяет осуществлять расчет переходных (квазистационарных) процессов в условиях переменной концентрации ПТП в потоке нефти. В частности, продемонстрирован порядок расчета гидравлических параметров трубопровода в условиях, когда ПТП используется не постоянно, а лишь в течение определенных интервалов времени, например, при вводе или прекращении ввода ПТП в поток транспортируемой нефти;
- численная реализация предложенного метода и алгоритма расчета основаны на изложенном в разделе 2.8 настоящей диссертации обобщении универсального уравнения сопротивления турбулентных течений с ПТП, в т.ч. с учетом шероховатости стенок и степени развитости турбулентного течения, поэтому может быть реализована при разработке «карты режимов» эксплуатации отдельных перегонов между НПС или участков ТУ целиком.

#### **4.8 Метод применения противотурбулентных присадок для уменьшения смесеобразования в зоне контакта партий нефтепродуктов при их последовательной перекачке**

В настоящем разделе диссертации излагаются результаты исследований автора [44-51, 343, 344] в области использования ПТП для уменьшения смеси светлых нефтепродуктов (моторных топлив), образующейся при их последовательной перекачке методом прямого контактирования. Так как применение ПТП приводит к изменению структуры турбулентного потока и уменьшению коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления, а объем смеси в области контактирования разнородных жидкостей, последовательно транспортируемых по трубопроводу, выражается через их коэффициенты гидравлического сопротивления, то естественно поставить вопрос о том, может ли использование ПТП уменьшить объем образующейся смеси. В ходе выполненных исследований автором доказано, что введение ПТП в поток контактирующих

жидкостей способно уменьшить объем образующейся смеси и предложен способ, как осуществить такое уменьшение на практике.

Как известно, ключевое преимущество последовательной перекачки разносортных нефтепродуктов состоит в том, что при их транспортировке все продукты перекачиваются по одному трубопроводу. Благодаря чему нет необходимости строительства дорогостоящих новых трубопроводов отдельно под каждый «сорт». Однако последовательная перекачка прямым контактированием обладает существенным недостатком – в зоне контакта нефтепродуктов образуется смесь. Причинами ее образования являются объективные физические процессы в трубе – диффузия конвективного и турбулентного характеров, которые и «отвечают» за количество образующейся смеси, в том числе ее длину и объем (Рисунок 4.23). По существу, именно процесс смесеобразования отличает трубопроводный транспорт нефтепродуктов от аналогичного способа транспортировки нефти, так как смесь, образовавшаяся в трубопроводе при последовательной перекачке, является нетоварным нефтепродуктом.

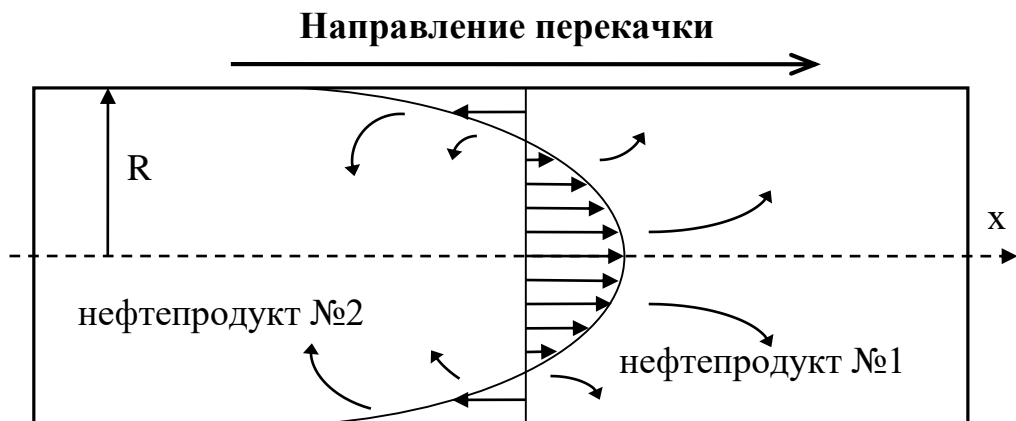


Рисунок 4.23 – Схема процесса смесеобразования в зоне контакта партий последовательно движущихся нефтепродуктов

Исследованиями в области смесеобразования занималось множество ученых – В.С. Яблонский [306], В. А. Юфин [43, 165, 166, 306], В.Ф. Новоселов [43, 211], П.И. Тугунов [211], М.И. Нечваль [211], В.И. Марон [112, 164-166, 181], М.В. Лурье [44, 48, 131, 158-161, 164-166], А.И. Гольянов [298], Д. Тейлор [410-412] и многие

другие, подробно данный вопрос рассмотрен в работах автора [50, 56-59, 61].

Объем смеси контактирующих нефтепродуктов зависит от параметров турбулентного течения, прежде всего, от коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления, который находится по формуле Съенитцера-Марона:

$$V_c = 10^3 (\lambda_1^{1,8} + \lambda_2^{1,8}) \cdot \left(\frac{d}{L}\right)^{0,43} V_{тр.}, \quad (4.52)$$

где  $\lambda_1$  и  $\lambda_2$  – коэффициенты гидравлического сопротивления для последовательно движущихся в трубе нефтепродуктов;

$d$  – внутренний диаметр трубопровода, по которому осуществляется последовательная перекачка;

$L$  – длина участка этого трубопровода;

$V_{тр} = \pi \cdot d^2 \cdot L / 4$  – объем внутренней полости трубопровода.

При неизменной геометрии (длины, внутреннего диаметра и протяженности) участка трубопровода, на величину объема осмеси существенным образом влияют коэффициенты  $\lambda_1$  и  $\lambda_2$  гидравлического сопротивления перекачиваемых жидкостей. Предложенный автором способ [48, 50, 56] сокращения объема смеси состоял в добавлении незначительного количества ПТП строго в область контакта вытесняемой и вытесняющей партий (Рисунок 4.24).

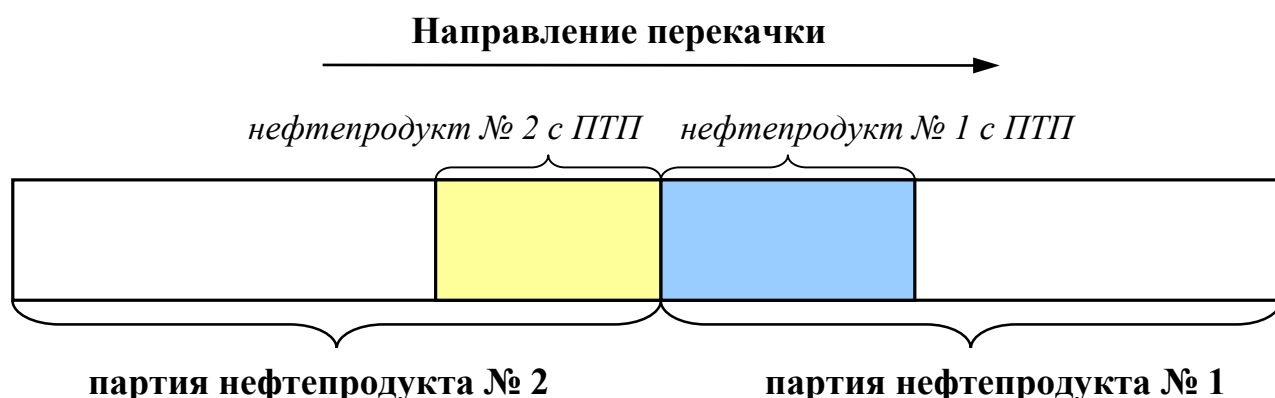


Рисунок 4.24 – Схема реализации предложенного способа уменьшения образования смеси при последовательной перекачке нефтепродуктов за счет использования ПТП в области контакта партий



Для подтверждения способа автором были выполнены исследования [50, 56]:

- проведен критический анализ формул для определения коэффициента продольного перемешивания (эффективного коэффициента турбулентной диффузии), так как именно он оказывает существенное значение на величину коэффициента гидравлического сопротивления;

- так как перекачка нефтепродуктов в реальных трубопроводах осуществляется при значительных числах Рейнольдса, то для принятой в расчетах модели турбулентного режима течения жидкости в стационарном процессе в трубопроводе построены графики профилей осредненных скоростей частиц жидкости, пример приведен на Рисунке 4.25;

- для теоретического подтверждения предложенного автором способа была проведена серия расчетов, целью которых было показать влияние ПТП на увеличение «наполненности» – увеличения степени развитости турбулентности, пример профиля скоростей при использовании ПТП марки «Nessad-547» при числе Рейнольдса  $Re = 3 \cdot 10^4$  и различной концентрации  $\theta$  ПТП приведен на Рисунке 4.26;

- для экспериментального подтверждения предложенного способа была сконструирована лабораторная установка, в ходе исследований на которой был практически подтвержден эффект сокращения смеси при последовательной перекачке разноплотностных жидкостей при введении в зону их контакта ПТП (экспериментальными жидкостями являлись обычная вода и насыщенный раствор  $NaCl$  поваренной соли в воде, перекачиваемые в гибкой трубе длиной 6,0 м, а в качестве ПТП были использованы 3 марки полиакриламида – АК-631, А 605 и А 305); пример обработки одного из экспериментов приведен на Рисунке 4.27.

Комплексное исследование, выполненное автором ранее [50], подтверждает, что добавление ПТП в зону контакта партий вытесняющего (позадиидущего) и вытесняемого (впередиидущего) продуктов существенным образом сокращает объем смеси в трубе. Гидравлическая эффективность ПТП марки «FLO XL» в зависимости от значений числа Рейнольдса и зависимость профиля осредненных

скоростей при наличии ПТП марки «Nessad-547» при  $Re = 75\ 000$  рассчитаны в работе автора [61] и показаны, соответственно, на Рисунке 4.28 и Рисунке 4.29 [61].

В ходе дальнейших исследований автора [53, 55-59] по развитию и совершенствованию технологии сокращения смеси при добавлении ПТП были получены дополнительные результаты. Рассмотрим некоторые из них.

Как показано в разделе 2.2, для расчета коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления как функции числа  $Re$  Рейнольдса и относительной  $\varepsilon$  эквивалентной шероховатости стенок труб можно использовать уравнение (2.19):

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{k} \left[ \ln \frac{k \cdot k_1 \cdot Re \sqrt{\lambda/8}}{1 + f(\varepsilon Re \sqrt{\lambda/8})} - 2,283 \right]. \quad (4.53)$$

в котором функция  $f(\varepsilon, Re, \lambda)$  в круглых скобках не учитывает ПТП. Ее решение представляется «кусочно-ломаной» аппроксимацией и имеет вид:

$$f\left(\varepsilon Re \sqrt{\frac{\lambda}{8}}\right) = \begin{cases} \approx 0, & \text{если } \varepsilon Re \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \leq 4,9; \\ 0,31 \cdot \left(\varepsilon Re \sqrt{\frac{\lambda}{8}} - 4,9\right), & \text{если } \varepsilon Re \sqrt{\frac{\lambda}{8}} > 4,9. \end{cases} \quad (4.54)$$

При добавлении ПТП ее гидравлическая эффективность  $\Xi = \Xi(Re, \varepsilon, \theta)$ , как показано в подразделе 2.9, зависит от числа  $Re$  Рейнольдса, относительной  $\varepsilon$  шероховатости стенок трубы и концентрации  $\theta$  ПТП. При турбулентном режиме в трубопроводе, коэффициент  $\lambda$  определяется из уравнения (2.48):

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 0,884 \cdot \ln \frac{Re \sqrt{\lambda}}{1 + f(\varepsilon Re \sqrt{\lambda/8}, \theta)} - [3,745 + 0,884 \ln k_1(\theta)], \quad (4.55)$$

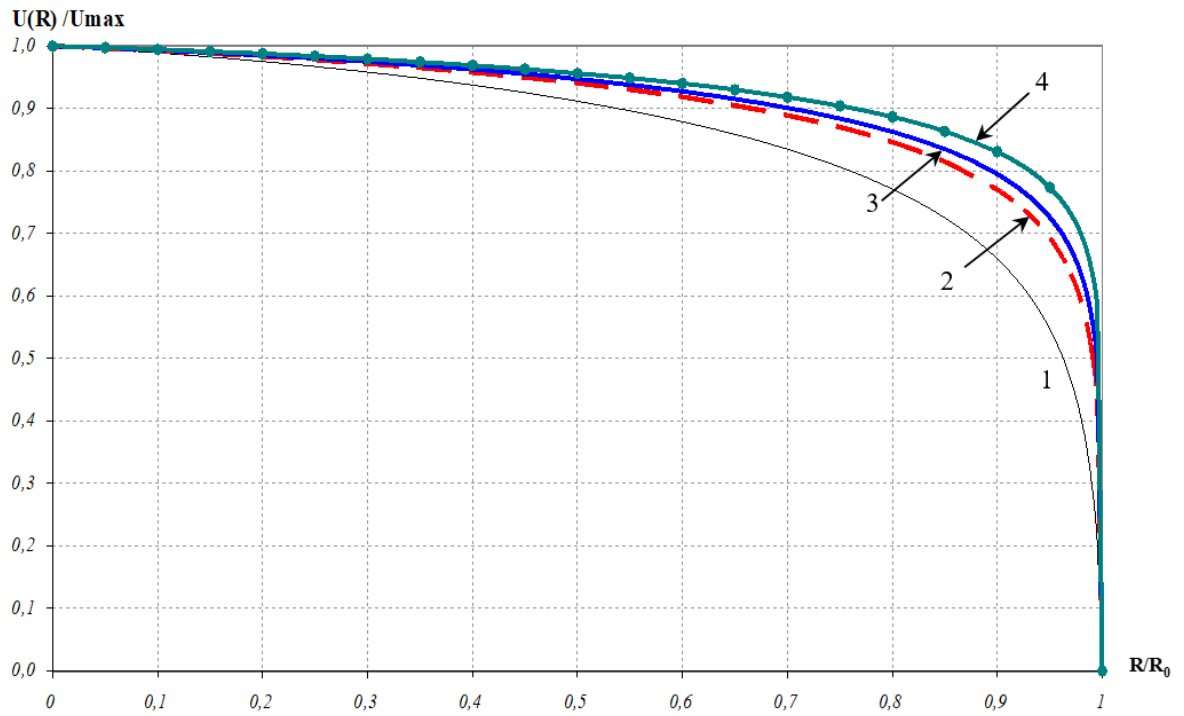


Рисунок 4.25 – Расчетные профили осредненных скоростей в зависимости от числа  $Re$  Рейнольдса: 1 –  $Re = 10^3$ ; 2 –  $Re = 3 \cdot 10^4$ ; 3 –  $Re = 10^5$ ; 4 –  $Re = 10^6$

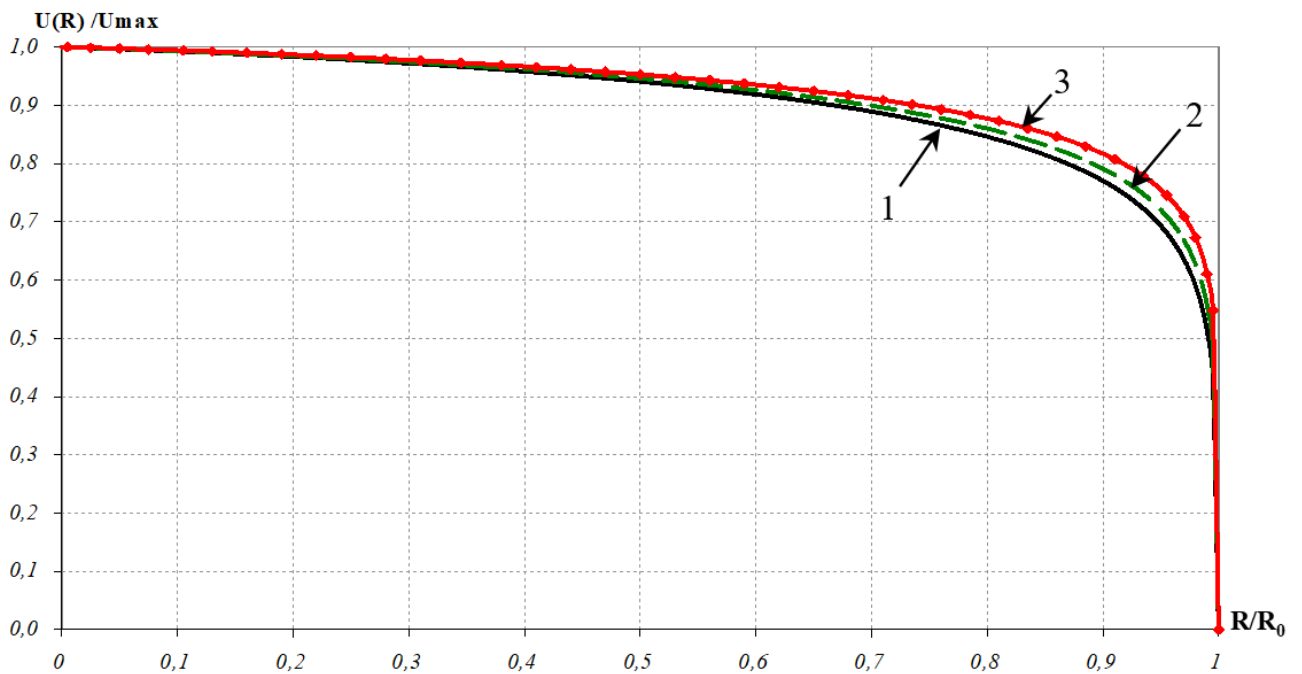


Рисунок 4.26 – Расчетные профили осредненных скоростей при  $Re = 30\ 000$  в зависимости концентрации  $\theta$  ПТП: 1 –  $\theta = 0$  ppm, 2 –  $\theta = 60$  ppm, 3 –  $\theta = 180$  ppm

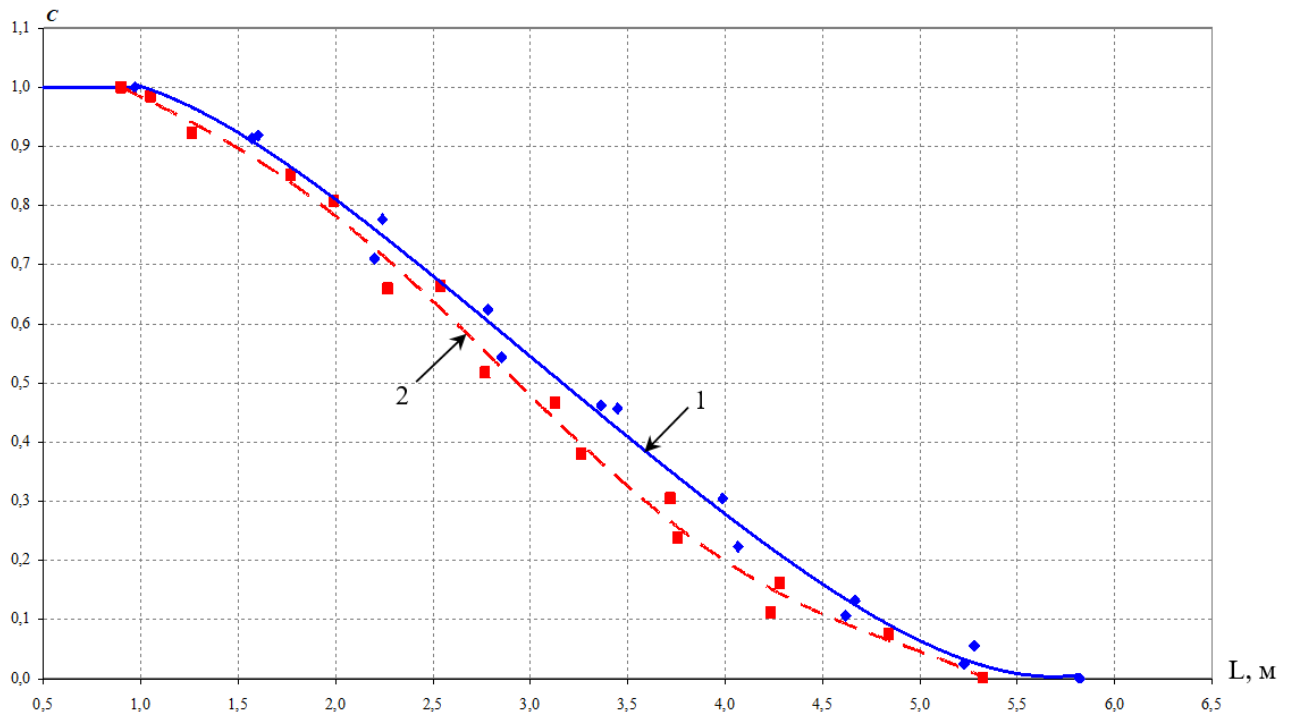


Рисунок 4.27 – График распределения концентрации смеси в процессе вытеснения насыщенного раствора  $NaCl$  поваренной соли водой при различной концентрации  $\theta$  ПАА: 1 –  $\theta = 0$  (нет ПАА), 2 –  $\theta = 10$  мл/л

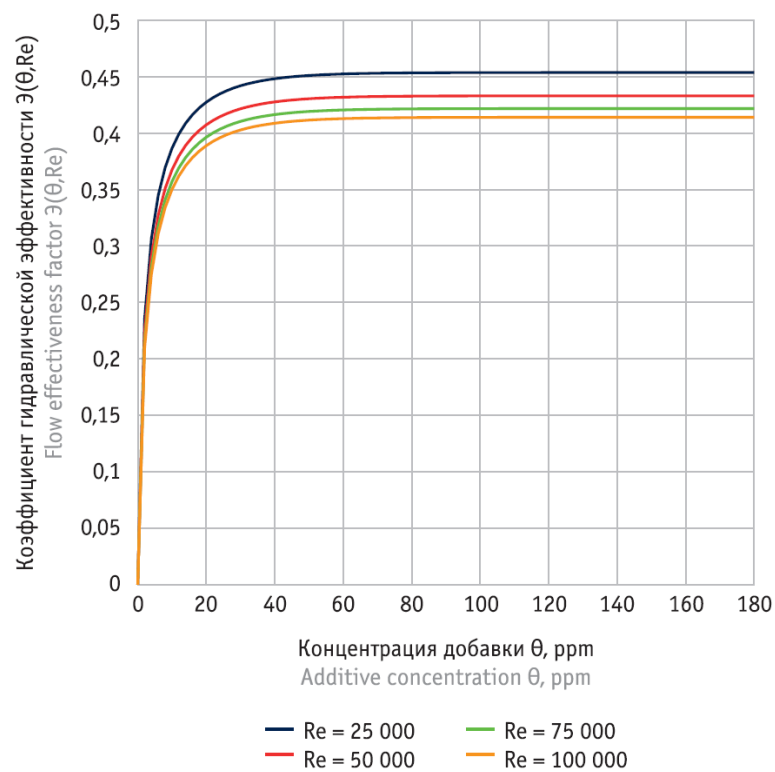


Рисунок 4.28 – Гидравлическая эффективность ПТП марки «FLO XL» в зависимости от значений числа Рейнольдса

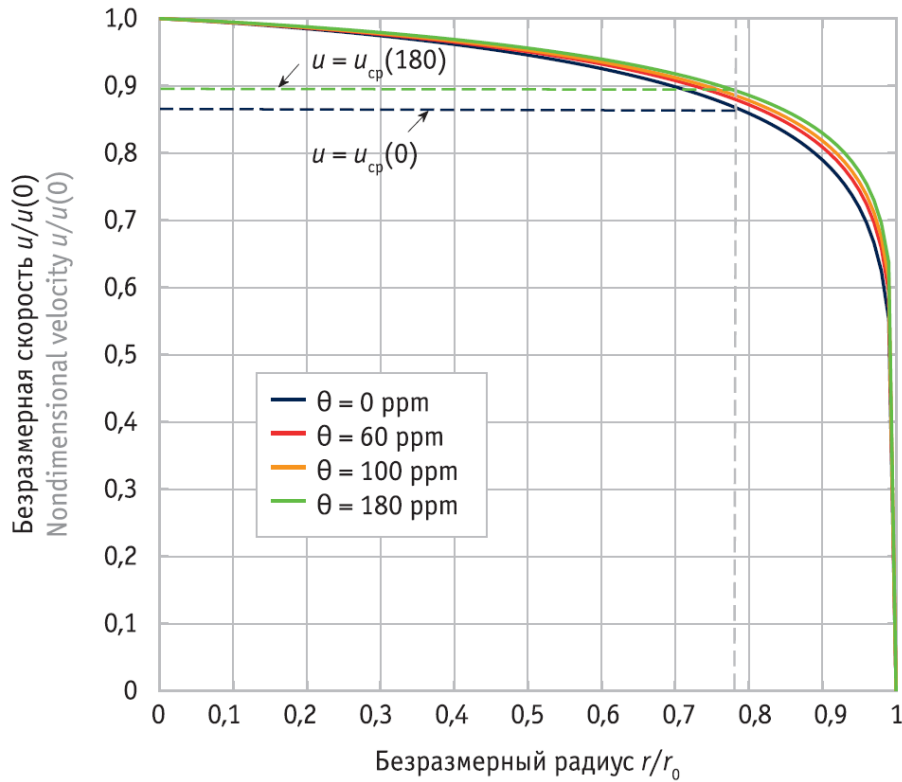


Рисунок 4.29 – Зависимость профиля осредненных скоростей при наличии ПТП марки «Nessad-547» при  $Re = 75\,000$

Функция  $f(\varepsilon, Re, \lambda, \theta)$ , учитывающая влияние ПТП, представляется «кусочно-ломаной» аппроксимацией. Ее решение находится из уравнения (2.38):

$$f\left(\varepsilon Re \sqrt{\frac{\lambda}{8}}, \theta\right) = \begin{cases} \approx 0, & \text{если } \varepsilon Re \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \leq k_3(\theta); \\ k_2(\theta) \cdot \left(\varepsilon Re \sqrt{\frac{\lambda}{8}} - k_3(\theta)\right), & \text{если } \varepsilon Re \sqrt{\frac{\lambda}{8}} > k_3(\theta). \end{cases}$$

где  $k_2(\theta)$  и  $k_3(\theta)$  – коэффициенты, зависящие от концентрации  $\theta$  ПТП.

Коэффициенты для конкретной марки ПТП должны определяться по результатам обработки данных экспериментов, причем  $k_2(0) = 0,31$  и  $k_3(0) = 4,9$ .

Итак, как было показано в подразделе 4.7, при добавлении ПТП в трубопровод за счет процессов деструкции (разрушения), ее концентрация  $\theta$  в потоке жидкости постепенно уменьшается, причем этот процесс зависит от

расстояния  $x$  и времени  $t$ , т.е. функция концентрации  $\theta$  имеет вид  $\theta(x, t)$ . Тогда запишем в известное уравнение продольного перемешивания [50, 56, 58]:

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = K \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2},$$

дополнительное слагаемое, имеющее обозначение  $\beta\theta$ , которое учитывает деструкцию ПТП в линейной части трубопровода:

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = K \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} - \beta\theta, \quad (4.56)$$

а сам коэффициент  $\beta$  ( $c^{-1}$ ), являющийся функцией вида  $\beta = \beta(Re)$ , как сказано в уравнении (4.46), является коэффициентом деструкции.

Входящий в данные уравнения коэффициент  $K$  ( $m^2/c$ ) является коэффициентом продольного перемешивания или коэффициентом пропорциональности, который в разных научных источниках также еще могут называть «эффективным коэффициентом продольного перемешивания», «коэффициентом турбулентной диффузии» или «эффективным коэффициентом диффузии». Теоретические основы и методы расчета данного коэффициента приведены в работах автора [50, 56, 58]. Дополнительно отметим, что именно коэффициент  $K$  диффузии является основной характеристикой продольного перемешивания частиц жидкости в движущемся потоке, учитывая локальные процессы конвективного и диффузионного массообмена в трубе.

Таким образом, отметит, что интенсивность разрушения (деградации) ПТП зависит от ее концентрации, где  $\theta(x, t) \leq \theta_0(0, t)$ ;  $\theta_0(0, t)$  – это концентрация ПТП в начале участка. Чтобы определить, какую же длину должна иметь буферная (разделительная) пробка рассмотрим процесс изменения концентрации  $C(x, t)$  вытесняющего (позадиидущего) продукта в общей смеси, состоящей из вытесняющего (позадиидущего) и вытесняемого (впередиидущего) продуктов (Рисунок 4.30) [59].

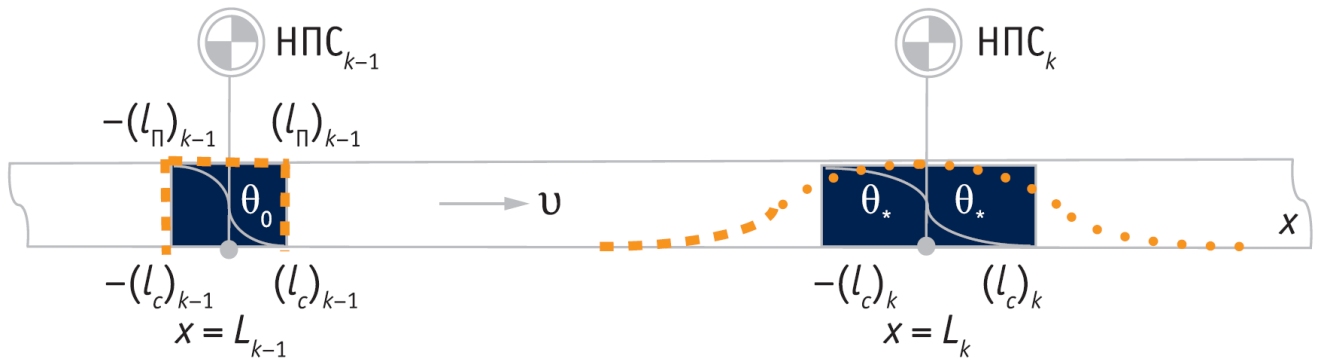


Рисунок 4.30 – Изменение концентраций  $C(x, t)$  смеси и  $\theta(x, t)$  ПТП на переходе ТУ между двумя последовательно расположенными НПС

Предположим, что ПТП вводится в поток транспортируемой жидкости на каждой НПС в виде разделительной (буферной) пробки длиной  $2(l_{п})_k$ , где  $k$  – это номер НПС, а  $l_{п}$  – это «половинка» такой пробки в подвижной системе отсчета. При длительной перекачке на значительном расстоянии такая пробка «растечется» и на «бесконечном» расстоянии ее концентрация  $\theta$  станет равной нулю. Тогда в уравнении (4.56) необходимо добавить:

- начальное условие:  $\theta(x, 0) = \theta_0$ , где  $-l \leq x \leq l$ ;
- граничное (краевое) условие:  $\theta(\pm \infty, t) \rightarrow 0$ .

Начальная  $\theta_0$  концентрация ПТП в виде разделительной пробки с длиной  $2(l_{п})_{k-1}$  на НПС с номером  $(k-1)$  придет на следующую НПС с номером  $k$  за период времени  $\tau_k = (L_k - L_{k-1})/v$ , при этом распределение концентрации ПТП можно представить зависимостью вида  $\theta(x, \tau_k)$ . На Рисунке 4.30 для НПС, расположенной в точке  $x = L_{k-1}$ , и НПС, расположенной в точке  $x = L_k$  показаны:

- черной сплошной линией – распределения концентрации  $C(x, t)$  вытесняющего (позадиидущего) продукта в общей смеси,
- красной пунктирной линией – распределения концентрации ПТП в начальный момент времени для  $t = 0$  и через время  $t_k = L_k/v$ .

В таком случае необходимо в уравнении продольного перемешивания (4.56) для распределения концентрации  $\theta(x, t)$  уточнить начальное условие:  $\theta(x, 0) = \theta_0$ , где  $-l_{п} \leq x \leq l_{п}$ ; а граничное (краевое) условие останется тем же:  $\theta(\pm \infty, t) \rightarrow 0$ .

В начале участка с координатой  $x = 0$  в подвижной системе отсчета в середине пробки, такое распределение концентрации  $\theta(x, t)$  представлено следующей функцией:

$$\theta(x, \tau_k) = \frac{\theta_0 e^{-\beta \tau_k}}{2} \left( \operatorname{erf} \frac{(l_{\Pi})_{k-1} + x}{2\sqrt{K\tau_k}} + \operatorname{erf} \frac{(l_{\Pi})_{k-1} - x}{2\sqrt{K\tau_k}} \right), \quad (4.57)$$

где  $\operatorname{erf}Z = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^Z e^{-\xi^2} d\xi$  – функция, которая имеет много названий, например «функция ошибок Гаусса», «интеграл функции ошибок» или «интеграл ошибок».

Значения для функции  $\operatorname{erf}Z$  являются затабулированными, т.е. посчитанными с некоторым стандартным шагом и приведены в математических справочниках.

Важным условием добавления ПТП в буферную (разделительную) пробку является превышение ее концентрации в смеси некоторого значения  $\theta_*$ , которое соответствует ее максимальной гидравлической  $\mathcal{E}_{max}(Re, \varepsilon, \theta_*)$  эффективности. Значение такой концентрации на  $k$ -й НПС примем  $\theta_* = \theta[(l_{см})_k, \tau_k]$ , где  $x = (l_{см})_k$  – начало области смеси, тогда получим уравнение для расчета длины  $2(l_{\Pi})_k$  на  $k$ -й НПС через известное значение длины  $2(l_{см})_k$  длины смеси на той же НПС:

$$\frac{\theta_*}{\theta_0} = \frac{e^{-\beta \tau_k}}{2} \left( \operatorname{erf} \frac{(l_{\Pi})_{k-1} + (l_{с})_k}{2\sqrt{K\tau_k}} + \operatorname{erf} \frac{(l_{\Pi})_{k-1} - (l_{с})_k}{2\sqrt{K\tau_k}} \right). \quad (4.58)$$

Чтобы определить начальную концентрацию предположим:

- длина буферной пробки на  $(k-1)$ -й НПС, т.е. там, где ПТП вводится через УВП, составляет  $2(l_{\Pi})_{k-1}$ ;
- буферная пробка с ПТП приходит на следующую по потоку НПС, при этом ее длина составляет  $2(l_{см})_k$ .

Так как функция  $\operatorname{erf}Z = \operatorname{erf}(0) = 0$ , то уравнение (4.58) имеет вид:

$$\frac{\theta_*}{\theta_0} = \frac{e^{-\beta \tau_k}}{2} \operatorname{erf} \frac{(l_{с})_k}{\sqrt{K\tau_k}} = \frac{e^{-\beta \tau_k}}{2} \operatorname{erf} \frac{\sqrt{t_k/\tau_k} \cdot (l_{с})_k}{\sqrt{Kt_k}}. \quad (4.59)$$



Для вычисления коэффициента  $K$  ( $m^2/c$ ) турбулентной диффузии используем известные формулы Ф. Сьенитцера [59]:

$$l_c = 6,58 \cdot \sqrt{Kt} = 6,58 \cdot \sqrt{K \frac{L}{v}}, \quad K = 1,32 \cdot 10^7 \cdot \left(\frac{\lambda}{4}\right)^{3,6} \left(\frac{L}{d}\right)^{0,141} v \cdot d.$$

Так как в нашем случае длина смеси состоит из двух «половинок», то:

$$2(l_{cm})_k = 6,58 \cdot \sqrt{Kt_k},$$

и функция  $erfZ = erf(3) = 1$ , то уравнение (4.59) будет иметь следующий вид:

$$\frac{\theta_*}{\theta_0} = \frac{e^{-\beta\tau_k}}{2} \operatorname{erf} \frac{\sqrt{t_k/\tau_k} \cdot (l_{cm})_k}{\sqrt{Kt_k}} = \frac{e^{-\beta\tau_k}}{2} \operatorname{erf} (3,29\sqrt{t_k/\tau_k}) \cong \frac{e^{-\beta\tau_k}}{2}. \quad (4.60)$$

Можно упростить данную формулу для расчет начальной концентрации  $\theta_0 = \theta(x, 0)$  ПТП в буферной (разделительной) пробке, если ее длину  $2(l_p)$  принять равной длине  $2(l_{cm})$  области смеси. Из последнего уравнения (4.60):

$$\theta_0 = 2\theta_* e^{\beta\tau_k}, \quad (4.61)$$

где  $\tau_k = (L_k - L_{k-1})/v$  – время, как было показано выше, за которое смесь движется от на НПС с номером  $(k-1)$  до следующей НПС с номером  $k$ .

Если исключить деструкцию (разрушение) ПТП при ее движении по линейной части трубопровода, т.е. принять  $\beta = 0$ , то формула (4.61) упрощается:

$$\theta_0 = 2\theta_*. \quad (4.62)$$

Рассчитаем с помощью полученных формул (4.61) и (4.62) добавляемый в трубопровод с  $N$  числом НПС тот объем  $V_{доб}$  ПТП, который необходим, чтобы обеспечить эффективность ПТП, т.е. тот объем ПТП, который необходимо добавить для сохранения ее эксплуатационных свойств и заданного сокращения

смеси. Для простоты расчета предположим, что все  $N$  перегонов между  $N$  НПС приблизительно равны между собой по длине.

Обозначим  $(V_{см})_0$  – объем смеси, который образуется на  $1$ -м перегоне между НПС при добавлении в нее ПТП, тогда объем смеси будет равен:

- $(V_{см})_1 = \sqrt{2} \cdot (V_{см})_0$  – к концу 2-го перегона;
- $(V_{см})_2 = \sqrt{3} \cdot (V_{см})_0$  – к концу 3-го перегона;
- $(V_{см})_3 = \sqrt{4} \cdot (V_{см})_0 = 2 \cdot (V_{см})_0$  – к концу 4-го перегона и т.д.

Тогда полный для всех  $N$  перегонов объем ПТП определяется как сумма:

$$V_{доб.} = \theta_0 (V_{см})_0 \cdot (1 + \sqrt{2} + \sqrt{3} + \dots + \sqrt{N}). \quad (4.63)$$

Например, представим, что объем смеси  $100 \text{ м}^3$  образовался к концу  $1$ -го перегона, а таких перегонов  $N = 8$  между НПС. Тогда:

$$V_{доб.} = \theta_0 \cdot 100 \cdot (1 + \sqrt{2} + \sqrt{3} + \dots + \sqrt{8}) \cong 1630 \cdot \theta_0.$$

Примем, что на НПС перед  $1$ -м перегонном начальная концентрация ПТП  $\theta_0 = 20 \text{ ppm}$ , а концентрация  $\theta_*$  максимальной эффективности  $\theta_* = 10 \text{ ppm}$ , тогда  $V_{доб.}$  в одной зоне контакта последовательно движущихся партий нефтепродуктов составит  $0,3 \div 0,4 \text{ м}^3$  ПТП. При ее стоимости около  $500.000 \text{ руб./м}^3$ , общая дополнительная стоимость составит  $\approx 60.000 \text{ руб.}$ , т.е. примерно  $1,5 \text{ м}^3$  нефтепродукта при его текущей рыночной стоимости, что не так много для обеспечения качества многотысячной партии таких нефтепродуктов.

## Выводы по главе 4

1. Утверждается, что для проведения достоверного анализа режимов работы ТУ в случае использования ПТП требуется гидравлический расчет ТУ как единой взаимосвязанной гидравлической системы трубопровода и НПС, работающих в режиме «из насоса – в насос», при этом необходимо определить предполагаемый объем потребляемой электроэнергии, тип, количество и концентрацию ПТП.

2. Утверждается, что принятие решения об использовании и концентрации ПТП на отдельных перегонах ТУ МН и МНПП должно приниматься только после проведения многовариантного расчета и прогнозирования «позитивных» и «негативных» сценариев; в противном случае возможна реализация сценария аварийного отключения промежуточных НПС и ТУ целиком.

3. Разработанный итерационный алгоритм гидравлического расчета стационарной работы ТУ, состоящего из некоторого количества гидравлически взаимосвязанных перегонов, с применением ПТП позволяет заранее моделировать ожидаемый результат – снизить гидравлическое сопротивление и увеличить пропускную способность; при этом его простота обеспечивает точность расчетов.

4. Методами динамического программирования осуществляется решение задачи определения оптимальных концентраций ПТП по ТУ, при этом исходным критерием является экономический фактор – стоимость ПТП – с учетом того, что для отдельных перегонов можно подобрать такое сочетание различных концентраций ПТП, что затраты на их приобретение будут минимальны (и могут быть такие перегоны на ТУ, на которых ПТП не применяется).

5. Способ сокращения затрат электроэнергии за счет снижения энергопотребления при частичного отключения насосных агрегатов в периоды с высокими тарифами на электроэнергию основан на ограниченном применении ПТП. Критерием оптимальности является минимум суммарных эксплуатационных затрат на оплату потребленных насосными агрегатами электроэнергии и мощности, а также стоимости необходимого количества ПТП. При текущем уровне указанных затрат применение способа является экономически целесообразным и

перспективным, рекомендуется продолжать исследования возможностей его реализации с учетом реальной номенклатуры ПТП, производимых отечественными заводами-изготовителями, и фактической реализацией «карты режимов» для обеспечения транспортировки по магистральным трубопровода нефти и нефтепродуктов.

6. Добавление ПТП в зону контакта последовательно перекачиваемых партий нефтепродуктов за счет уменьшения коэффициента гидравлического сопротивления (и «наполнения» профилей осредненных скоростей турбулентного потока) уменьшает количество смеси. Для сокращения объема смеси необходимо двукратное увеличение концентрации ПТП в пробке от ее первоначальной концентрации в партии.

## ОСНОВНЫЕ ВЫВОДЫ И РЕЗУЛЬТАТЫ

1. Анализ проведенных теоретических и практических исследований применения ПТП на магистральных трубопроводах для перекачки нефти и нефтепродуктов показал следующие закономерности и проблемные области: с учетом многообразия ПТП не существует единого общепризнанного объяснения механизма эффекта Томса, в том числе единой общепризнанной теории определения коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления в потоке жидкости в трубе (при этом сам коэффициент  $\lambda$  зависит только от концентрации  $\theta$  ПТП, физико-химических характеристик жидкости, температуры, гидравлического режима течения); существует необходимость дальнейшего развития и совершенствования феноменологической модели Т. фон Кармана турбулентного течения жидкости (универсального уравнения сопротивления) для решения практических задач трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов; для более точного решения уравнения Т. фон Кармана необходимо учитывать механизм ПТП – объемного или поверхностного действия.

2. В развитие гидравлической теории квазистационарного движения жидкости в круглой трубе разработан способ расчета коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления с учетом относительной шероховатости  $\varepsilon$  труб и концентрации ПТП по результатам экспериментальных исследований. Использование краевых условий на поверхностях, ограничивающих турбулентное течение, позволяет наиболее естественно учесть влияние ПТП, которые изменяют эти краевые условия, а через них – на параметры течения, среди которых основным является коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления. ПТП изменяют условия течения в тонких пристеночных слоях и увеличивают наклон профиля осредненных скоростей на стенках труб и каналов. Доказано, что относительное уменьшение коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления (гидравлическая эффективность) зависит не только концентрации ПТП, но также от шероховатости  $\varepsilon$  внутренней поверхности трубы и от числа  $Re$  Рейнольдса (хотя эта зависимость в количественном отношении меньше, чем зависимость от шероховатости).

3. Разработана методика пересчета на реальные магистральные трубопроводы гидравлических свойств ПТП, определяемых по результатам экспериментальных исследований на трубных стендах, дисковых реометрах и ротационных вискозиметрах. В методике предложено использовать результаты экспериментов для определения коэффициентов пересчета для конкретных типов и марок ПТП. Перед их практическим использованием на реальных трубопроводах необходимо обеспечить расчет гидравлических свойств ПТП по результатам экспериментальных исследований для определения коэффициента  $\lambda$  гидравлического сопротивления.

4. Разработанная методика (итерационный алгоритм) гидравлического расчета стационарной работы ТУ магистральных трубопроводов при использовании ПТП на одном или нескольких перегонах между НС с целью оптимизации режимов перекачки позволяет определять коэффициент  $\lambda$  гидравлического сопротивления с учетом технологических параметров ТУ и особенностей самой ПТП (ее концентрации и принципа действия), в результате чего определение оптимальных концентраций ПТП выполняется на основе экономических показателей – а именно их минимальной стоимости. Гидравлические расчеты конкретных примеров ТУ МН показывают, что при различных длинах перегонов между НПС концентрации ПТП на этих перегонах должны быть различными, причем в оптимальном режиме сумма концентраций ПТП может быть сокращена до 10-15% по сравнению со случаем равной концентрации ПТП на всех перегонах.

5. Разработанная с целью сокращения затрат электроэнергии на перекачку нефти и нефтепродуктов по ТУ магистральных трубопроводов методика расчета квазистационарных режимов основывается на ограниченном применении ПТП для разных участков трубопровода. В качестве основного критерия (критерия оптимальности) принимается минимум суммарных эксплуатационных затрат на оплату потребленных насосными агрегатами электроэнергии. Приведены конкретные примеры, показывающие, что отказ от использования режимов перекачки в часы максимальных тарифов на электроэнергию с компенсацией

возникающего уменьшения пропускной способности ТУ МН за счет ввода ПТП сокращает эксплуатационные расходы на 1,5-3 млн. руб. в месяц. При текущем уровне стоимости ПТП и электроэнергии применение предложенного способа является экономически целесообразным, целесообразно продолжить его изучение с учетом реальной номенклатуры ПТП, производимых отечественными заводами-изготовителями, и фактической реализацией технологических режимов перекачки нефти и нефтепродуктов по магистральным трубопроводам.

6. Разработан метод определения начальной концентрации ПТП при ее добавлении в зону контакта партий разнородных нефтепродуктов при их последовательной перекачке для уменьшения смесеобразования до 50%. Объем начальной концентрации  $\theta_0$  ПТП в разделительной пробке с учетом компенсации ее путевой деградации ПТП по линейной части магистрального трубопровода должен быть в 2,2 раза больше минимальной концентрации  $\theta_{min}$ , необходимой для эффективного уменьшения перемешивания нефтепродуктов.

**БИБЛИОГРАФИЯ**

1. Абдусаламов А.В. Формирование композиции противотурбулентной присадки и ее физико-химические и реологические свойства: дис. канд. химич. наук: 02.00.04 / Абдусаламов Артем Вячеславович – Национальный исследовательский Томский государственный университет. – Томск, 2018. – 177 с.
2. Авнапов В.А., Семенов В.П., Куприянов И.П., Артыков Н., Ричко Л.А., Мяскова Н.А. Влияние добавки полиизобутилена на пропускную способность трубопроводов // Нефтяное хозяйство. – 1969. – № 4. – С. 53-54.
3. Амфилохийев В.Б. Вращение диска в полимерном растворе при ламинарном и переходных режимах // Тр. Ленингр. кораблестроит. ин-та. – 1977. – № 115. – С. 8-14.
4. Амфилохийев В.Б., Мазаева Н.П. Вращение диска в растворах полимеров при турбулентном режиме // Изв АН СССР. МЖГ. – 1979. – № 1. – С. 152-157.
5. Альтшуль А.Д., Киселев П.Г. Гидравлика и аэродинамика. Основы механики жидкости. – М.: Изд-во литературы по строительству. – 1965 – 324 с.
6. Анисимов И.А., Миронов Б.П. Зависимость эффекта Томса от размеров макромолекул полимеров // В сб.: Влияние полимер, добавок и упругости поверхности на пристен. турбулентность. Новосибирск. – 1978. – С. 7-15.
7. Анисимов И.А., Миронов Б.П. Необратимость процесса деградации полимерных растворов // Инж.-физ. ж. – 1980. – т. 38. – № 2. – С. 235-237.
8. Асланов П.В., Максютенко С.Н., Повх И.Л., Симоненко А.П., Ступин А.Б. Турбулентные течения растворов поверхностно-активных веществ // Изв. АН СССР. МЖГ. – 1980. – № 1. – С. 36-43.
9. Бажайкин С.Г., Хусаинов Р.Р., Мухаметшин Г.Р. Экспериментальные исследования транспорта газожидкостных смесей по промышленным трубопроводам // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2016. – № 6 (26). – С. 88-90
10. Баренблатт Г.И., Булина И.Г., Зельдович Я.Б., Калашников В.Н., Шоломович Г.И. Об одном возможном механизме влияния малых добавок



высокомолекулярных соединений на турбулентность // Ж. прикл. мех. и техн. физ. – 1965. – № 5. – С. 147-148.

11. Баренблатт Г.И., Калашников В.Н. О влиянии надмолекулярных образований в разбавленных растворах полимеров на турбулентность // Изв АН СССР. МЖГ. – 1968. – №3. – С.68-73

12. Баренблатт Г.И., Городцов В.А., Калашников В.Н. Турбулентность аномальных жидкостей // Тепло- и массоперенос в реологических системах. – Минск: Изд-во ИТМО БССР. –1968. – С. 3-28.

13. Бахтизин Р.Н., Гареев М.М., Лисин Ю.В., Манжай В.Н., Мастобаев Б.Н., Несын В.Г., Сунагатуллин Р.З. Нанотехнологии для снижения гидравлического сопротивления трубопроводов. – СПб: Недра. 2018. – 352 с.

14. Бахтизин Р.Н., Мастобаев Б.Н., Сощенко А.Е., Макаренко О.А. Развитие мировой системы нефтепроводного транспорта. – М.: ООО «Изд. Дом Недра». – 2018. – 604 с.

15. Белкин И.М., Виноградов Г.В., Леонов И.А. Ротационные приборы. Измерение вязкости и физико-механических характеристик материалов. – М.: Машиностроение. –1967. – 272 с.

16. Белоконь В.С., Калашников В.Н. Гидродинамическое сопротивление и деградация разбавленных полимерных растворов в турбулентном вращающемся потоке между соосными цилиндрами // Ин-т пробл. мех. АН СССР. – 1977. – № 91. – 30 с.

17. Белоусов Ю.П., Солодова Т.А., Сухарева Г.Ф. Влияние добавок анионных ПАВ на снижение гидродинамического сопротивления различных жидкостей // Турбулент. сдвигов. течения неньютоновск. жидкостей. – Новосибирск: Наука. – 1981. – С. 63-66.

18. Белоусов Ю.П., Коваль Л.Б., Манжай В.И. и др. Влияние полимерных добавок на реологические свойства нефтей и нефтепродуктов // XIII Всероссийский симпозиум по реологии: Тез. докл. – Волгоград. – 1984. – С. 88-89.

19. Белоусов Ю.П. Противотурбулентные присадки для углеводородных жидкостей. – Новосибирск: Наука. – 1986. – 145 с.

20. Белоусов Ю. П. Снижение сопротивления трения нефти и нефтепродуктов в трубопроводах полимерными добавками // Межмолекулярные взаимодействия и электронные процессы в жидкостях. – Новосибирск: Наука. – 1986. – С. 32-45.

21. Белоусов Ю.П., Сухова И.И., Коваль Л.Б., Гареев М.М. Полимерные присадки для снижения гидродинамического сопротивления нефти / // Нефтяное хозяйство. – 1991. – № 5. – С. 36-37.

22. Бирштейн Т.М., Птицын О.Б. Конформации макромолекул. – М.: «Наука». – 1964. – 391 с.

23. Буевич Ю.А. К модели снижения сопротивления при введении частиц в турбулентный поток вязкой жидкости // Изв. АН СССР. МЖГ. – 1970. – № 2. – С. 114-120.

24. Булина И.Г., Динабург Л.С., Магомедов А.Д., Бакараджиева В.И. Возможные пути снижения гидродинамического сопротивления при турбулентном течении в трубах // Нефтяное хозяйство. – 1971. – № 6. – С. 27-30.

25. Булина И.Г. О выборе добавок для регулирования гидродинамических характеристик нефти в некоторых технологических процессах нефтедобычи // Реология (полимеры и нефть). – Новосибирск: Наука. – 1977. – С. 182-183.

26. Булыгин А.Л., Голунов Н.Н., Лурье М.В., Штанько Е.О. Способ уменьшения эксплуатационных затрат на перекачку нефти за счет использования противотурбулентной присадки // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2022. – № 1. – С. 57-67.

27. Валиев М.И., Жолобов В.В., Тарновский Е.И. К вопросу о механизме действия высокомолекулярных противотурбулентных присадок // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2013. – № 3. – С. 18-26.

28. Валиев М.И., Хасбиуллин И.И., Казаков В.В. Особенности применения противотурбулентных присадок на основе полиальфаолефинов при различной температуре нефти // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2016. – № 5. – С. 32-37.

29. Валиев М.И., Хасбиуллин И.И., Зверев Ф.С., Несын Г.В. Факторы, влияющие на эффективность противотурбулентных присадок в дизельном топливе // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2018. – № 2. – С. 224-231.

30. Васецкая Н.Г., Иоселевич В.А. О построении полуэмпирической теории турбулентности слабых растворов полимеров // Изв. АН СССР. МЖГ. – 1970. – № 2. – С. 136-146.

31. Васецкая Н.Г., Иоселевич В.А., Пилипенко В.Н. Механическая деструкция полимерных молекул в турбулентном потоке // В сб. «Некоторые вопросы механики сплошной среды». – М.: Изд. МГУ. – 1978. – С. 55-69.

32. Васецкая Н.Г., Иоселевич В.А. О построении полуэмпирической теории турбулентности слабых растворов полимеров // Изв. АН СССР. МЖГ. – 1970. – №2. – С.136-146.

33. Вирк П.С., Микли Х.С., Смит К.А. Предельная асимптота и структура среднего течения в явлении Томса // Прикладная механика. – 1970. – №2. – С. 238-246.

34. Волькенштейн М.В. Конфигурационная статистика полимерных цепей. – М.: «Наука». – 1969. – 469 с.

35. Габдрашитов И.Р., Филиппов А.О. Чистое топливо – безопасность в небе // Материально-техническое обеспечение Вооруженных Сил Российской Федерации. – 2022. – № 11. – С. 14-20.

36. Галлеев В.Б., Харламенко В.И., Сощенко Е.М., Мацкин Л.А. Эксплуатация магистральных нефтепродуктопроводов. – М.: Недра. – 1973. – 359 с.

37. Гареев М.М. Повышение эффективности магистральных нефтепроводов на основе использования агентов снижения гидравлического сопротивления и совершенствования системы учета нефти: дис. докт. техн. наук: 25.00.19 / Гареев Мурсалим Мухутдинович – Уфимский государственный нефтяной технический университет. – Уфа, 2006. – 348 с.

38. Гареев М.М., Альмухаметова Д.А., Ахметвалиева Г.Ф. Обоснование методов прогнозирования эффективности противотурбулентных присадок при

перекачке нефти и нефтепродуктов по трубопроводам разного диаметра // Транспорт и хранение нефтепродуктов и углеводородного сырья. – 2018. – № 2. – С. 10-15.

39. Гареев М.М., Несын Г.В., Манжай В.Н. Результаты ввода в поток нефти присадки для снижения гидродинамического сопротивления // Нефтяное хозяйство. – 1992. – № 10. – С. 30-31.

40. Гареев М.М., Манжай В.Н., Альмухаметова Д.А., Шагиев Р.Г. Прогнозирование эффективности добавок противотурбулентных присадок в поток нефти и нефтепродуктов при перекачке по магистральным трубопроводам // Транспорт и хранение нефтепродуктов и углеводородного сырья. – 2015. – № 4. – С. 14-17.

41. Гареев М.М., Карпов Ф.А. Условие деструкции противотурбулентных присадок // Транспорт и хранение нефтепродуктов и углеводородного сырья. – 2018. – № 1. – С. 24-28.

42. Гиневский А.С., Иоселевич В.А., Колесников А.В., Лапин Ю.В., Пилипенко В.Н., Секундов А.Н. Методы расчета турбулентного пограничного слоя // Итоги науки и техн. ВИНТИ АН СССР // Сер. Мех. жидкости и газа. – 1978. – т. 11. – С. 155-304.

43. Голубев Б.Н., Юфин В.А., Новоселов В.Ф., Корнилов Г.Г. Определение допустимых концентраций бензина и дизельного топлива при последовательной перекачке // Транспорт и хранение нефти и нефтепродуктов – 1970. – № 9. – С. 17-22.

44. Голунов Н.Н., Лурье М.В. Способ уменьшения объема смеси нефтепродуктов при их последовательной перекачке // НТС «Транспорт и хранение нефтепродуктов». – 2004. – № 7. – С. 10-12.

45. Голунов Н.Н. Уменьшение смесеобразования нефтепродуктов при последовательной перекачке по трубопроводам путем изменения структуры турбулентного течения малыми полимерными добавками // Материалы Международной конференции «Фундаментальные проблемы разработки нефтегазовых месторождений, добычи и транспортировки углеводородного

сырья». РАН. Институт проблем нефти и газа. – М.: ГЕОС. – 2004. – С. 99-100.

46. Голунов Н.Н. Новый способ уменьшения смеси при последовательной перекачке нефтепродуктов // Научная конференция аспирантов, молодых преподавателей и научных сотрудников «Молодежная наука нефтегазовому комплексу». РГУ нефти и газа им. И.М. Губкина. – М.: РГУНГ. – 2004. – С. 6.

47. Голунов Н.Н. Уменьшение смесеобразования при последовательной перекачке нефтепродуктов как один из способов сохранения их качества // «Управление качеством в нефтегазовом комплексе». РГУ нефти и газа им. И.М. Губкина. – М.: ФГУП «Изд-во «Нефть и газ». – 2005. – № 4. – С. 57-59.

48. Голунов Н.Н., Лурье М.В. Способ последовательной перекачки разносортных нефтепродуктов. Патент на изобретение № 2256119 от 10.12.2003. Бюл. – 2005. – № 19.

49. Голунов Н.Н. Способ уменьшения смеси, образующейся при последовательной перекачке нефтепродуктов // 6-я научно-техническая конференция, посвященная 75-летию Российского государственного университета нефти и газа им. И.М. Губкина «Актуальные проблемы состояния и развития нефтегазового комплекса России». РГУ нефти и газа им. И.М. Губкина. – М.: РГУНГ. – 2005. – С. 199.

50. Голунов Н.Н. Использование противотурбулентных присадок в зоне контакта партий разносортных нефтепродуктов для уменьшения смесеобразования при последовательной перекачке: дис. канд. техн. наук: 25.00.19 / Голунов Никита Николаевич – РГУ нефти и газа им. И.М. Губкина. – М. – 2006. – 135 С.

51. Голунов Н.Н., Лурье М.В. Об одном способе уменьшения смеси при последовательной перекачке нефтепродуктов // «Известия вузов «Нефть и газ». – Тюмень: Тюменский государственный нефтегазовый университет. – 2006. – № 3. – С. 49-52.

52. Голунов Н.Н., Лурье М.В. Использование результатов стендовых испытаний малых противотурбулентных добавок для гидравлических расчетов промышленных трубопроводов // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2016. – № 4. – С. 32-37.

53. Голунов Н.Н. Последовательная перекачка нефтепродуктов с использованием малых противотурбулентных добавок для уменьшения объема смеси // Труды РГУ нефти и газа (НИУ) имени И.М. Губкина. – 2017. – № 4. – С. 94-100.

54. Голунов Н.Н. Трансформация энергетического пространства и модели логистики углеводородов в Азиатско-тихоокеанском регионе // Нефть, газ, бизнес. – 2017. – № 11. – С. 44-47.

55. Голунов Н.Н., Мержоев М.Г. Теория и алгоритм расчета квазистационарных режимов перекачки нефти с противотурбулентными присадками // Территория «Нефтегаз». – 2017. – № 12. – С. 72-77.

56. Голунов Н.Н. Уменьшение смеси при последовательной перекачке нефтепродуктов // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2018. – № 1. – С. 68-73.

57. Голунов Н.Н. Расчет количества противотурбулентной добавки для формирования разделительной пробки между нефтепродуктами, транспортируемыми методом последовательной перекачки // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2018. – № 2. – С. 218-223.

58. Голунов Н.Н. Основные аспекты определения количества противотурбулентной присадки в зоне контакта последовательно транспортируемых нефтепродуктов // Труды РГУ нефти и газа (НИУ) имени И.М. Губкина. – 2018. – № 2. – С. 31-36.

59. Голунов Н.Н. Параметры последовательной перекачки нефтепродуктов с использованием малых противотурбулентных добавок для уменьшения объема образующейся смеси // Территория «Нефтегаз». – 2018. – № 5. – С. 14-18.

60. Голунов Н.Н., Лурье М.В. Интерпретация результатов тестирования малых противотурбулентных добавок в ротационных приборах // Территория «Нефтегаз». – 2018. – № 6. – С. 84-90.

61. Голунов Н.Н. Влияние малых противотурбулентных присадок на гидравлическую эффективность и смесеобразование при последовательной перекачке // Территория «Нефтегаз». – 2018. – № 6. – С. 92-97.

62. Голунов Н.Н. Гидродинамическое обоснования использования теории Кармана для расчета гидравлического сопротивления шероховатых трубопроводов в присутствии противотурбулентных добавок // Территория «Нефтегаз». – 2018. – № 10. – С. 66-70.

63. Голунов Н.Н., Лурье М.В. Выбор оптимального режима эксплуатации технологического участка нефтепровода с применением карт режимов работы // Территория «Нефтегаз». – 2018. – № 12. – С. 76-80.

64. Голунов Н.Н. Теория реометра ротационного типа для испытания полимерных добавок в турбулентном режиме // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2019. – № 1. – С. 40-45.

65. Голунов Н.Н. Перекачка нефти или нефтепродуктов с противотурбулентной добавкой, инжектируемой в поток с переменным расходом // XIV Международная учебно-научно-практическая конференция «Трубопроводный транспорт – 2019». – Уфа. – УГНТУ. – 2019. – С. 39-41.

66. Голунов Н.Н. Малые противотурбулентные присадки как средство уменьшения смеси при последовательной перекачке нефтепродуктов // III Региональная научно-техническая конференция «Губкинский университет в решении вопросов нефтегазовой отрасли России», посвященная 110-летию А.И. Скобло и 105-летию Г.К. Шрейбера. – Москва. – РГУ нефти и газа (НИУ) имени И.М. Губкина. – 2019. – С. 38

67. Голунов Н.Н. Алгоритм гидравлического расчета технологического участка нефтепровода при использовании противотурбулентной присадки // Территория «Нефтегаз». – 2019. – № 1-2. – С. 94-100.

68. Голунов Н.Н., Лурье М.В. Приближенная теория дискового реометра для тестирования малых противотурбулентных добавок // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2019. – № 3. – С. 248-255.

69. Голунов Н.Н., Дидковская А.С., Лурье М.В. Итерационный алгоритм гидравлического расчета взаимосвязанных участков нефтепровода при использовании противотурбулентных добавок // Территория «Нефтегаз». – 2019. – № 4. – С. 74-83.

70. Голунов Н.Н. Идентификация параметров противотурбулентной присадки // Территория «Нефтегаз». – 2019. – № 11. – С. 76-82.

71. Голунов Н.Н. Особенности тестирования противотурбулентных присадок в дисковых реометрах // Территория «Нефтегаз». – 2020. – № 1-2. – С. 88-96.

72. Голунов Н.Н., Лурье М.В. Построение феноменологической теории турбулентности в жидкости с малыми противотурбулентными присадками // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2020. – Т. 10. – № 2. – С. 48-56.

73. Голунов Н.Н., Лурье М.В. О феноменологической теории жидкости с малыми противотурбулентными присадками // IV-я Всероссийская научно-практическая конференция «Трубопроводный транспорт углеводородов». – Омск. – 2020. – С. 64-69.

74. Голунов Н.Н. Влияние шероховатости плоскости диска на результаты измерений гидравлического сопротивления в дисковом реометре // Территория «Нефтегаз». – 2020. – № 3-4. – С. 118-122.

75. Голунов Н.Н., Дидковская А.С., Лурье М.В. Оптимальные концентрации противотурбулентной присадки для увеличения пропускной способности магистрального нефтепровода // Территория «НЕФТЕГАЗ». – 2021. – № 9-10. – С. 38-43.

76. Голунов Н.Н. О некоторых вопросах феноменологической теории турбулентности жидкости при добавлении противотурбулентных присадок // XIII Международная конференция «Рассохинские чтения». – Ухта. – 2021. – Часть 2. – С. 34-38.

77. Голунов Н.Н., Лурье М.В. Об использовании противотурбулентных присадок для увеличения пропускной способности нефтепровода // V региональная научно-техническая конференция «Губкинский университет в экосистеме современного образования», посвященная 150-летию со дня рождения И.М. Губкина. – Москва. – РГУ нефти и газа (НИУ) имени И.М. Губкина. – 2021. – С. 200.

78. Голунов Н.Н. Об использовании противотурбулентных присадок для



сокращения эксплуатационных затрат в процессе эксплуатации трубопроводов // Шестая Региональная научно-техническая конференция «Губкинский университет в решении вопросов нефтегазовой отрасли России», посвященная 100-летию профессора М.В. Ивановой. – Москва. – РГУ нефти и газа (НИУ) имени И.М. Губкина. – 2022. – С. 269-270.

79. Голунов Н.Н. Об оптимизации эксплуатационных затрат на магистральных нефте- и нефтепродуктопроводах при использовании противотурбулентных присадок // XVII Международная научно-практическая конференция «Трубопроводный транспорт – 2022». – Уфа. – УГНТУ. – 2022. – С. 79-81.

80. Голунов Н.Н. О некоторых историко-технологических аспектах применения противотурбулентных присадок на магистральных трубопроводах // Транспорт и хранение нефтепродуктов и углеводородного сырья. – 2023. – № 2. – С. 5-11.

81. Голунов Н.Н. О методах расчета коэффициента гидравлического сопротивления при транспортировании по магистральным трубопроводам нефти и нефтепродуктов с применением противотурбулентных присадок // XVI Всероссийская научно-техническая конференция «Актуальные проблемы развития нефтегазового комплекса». – Москва. – РГУ нефти и газа (НИУ) имени И.М. Губкина. – 2023. – С.250-258.

82. Гольянов А.И., Гольянов А.А., Михайлов Д.А., Ширяев А.М. Особенности работы магистрального нефтепровода с применением противотурбулентной присадки // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2013. – № 2 (10). – С. 36-43.

83. Гольянов А.И., Жолобов В.В., Г.В. Несын, Семин С.Л., Ширяев А.М. Снижение гидродинамического сопротивления при течении углеводородных жидкостей в трубах противотурбулентными присадками. Научный обзор истории вопроса // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2012. – № 2 (6). – С. 80-87.

84. Гольдштик М.А., Штерн В.Н. Моногармоническая теория пристенной

турбулентности // В сб.: Турбулентные течения. – М.: «Наука». – 1977. – С. 102-110.

85. Горин Я.Я., Норбери Д. Турбулентное течение разбавленных растворов полимеров // Инж.-физ. ж. – 1995. – т. 27. – № 5. – С. 830-838.

86. Городцов В.А. О степенных законах пониженного турбулентного трения для полимерных растворов // Инж.-физ. ж. – 1975. – т. 28. – № 3. – С. 389-398.

87. Городцов В.А. Логарифмические формулы сопротивления турбулентного трения для вязкой жидкости и полимерных растворов // Инж.-физ. ж. – 1975. – т. 29. – № 5. – С. 847-852.

88. Городцов В.А., Леонов А.И. О снижении сопротивления турбулентного трения в упруго-вязких жидкостях // В сб.: Турбулентные течения. – М.: «Наука». – 1974. – С. 111-130.

89. Грешилов Е.М., Евтушенко А.В., Лямшев Л.М. О корреляции флуктуаций давления при течении слабых растворов полимеров вдоль шероховатых границ // Докл. АН СССР. – 1975. – т. 220. – № 2. – С. 308-310.

90. Грешилов Е.М., Евтушенко А.В., Лямшев Л.М., Широкова Н.Л. Некоторые особенности влияния полимерных добавок на пристеночную турбулентность // Инж.-физ. ж. – 1973. – т. 25. – № 6. – С. 999-1005.

91. Григорян С.С., Дамаскин Б.Б., Стенина Е.В., Иоселевич В.А., Каменева М.В., Федорович Н.В., Шахназаров А.А., Семенова О.С., Графов Б.М., Плесков Ю.В., Елецкий В.В., Круглов Д.И. К вопросу о механизме эффекта Томса // Докл. АН СССР. – 1979. – т. 248. – № 5. – С. 1074-1076.

92. Григорян С.С., Каменева М.В., Шахназаров А.А. О влиянии растворимых в крови высокомолекулярных соединений на гемодинамику // Докл. АН СССР. – 1976. – т. 231. – № 5. – С. 1070-1073.

93. Григорян С.С., Дамаскин Б.Б., Стенина Е.В., Иоселевич В.А., Каменева М.В., Федорович Н.В., Шахназаров А.А., Семенова О.С., Графов Б.М., Плесков Ю.В., Елецкий В.В., Круглов Д.И. К вопросу о механизме эффекта Томса // Докл. АН СССР. – 1979. – т. 248. – № 2. – С. 1074-1076.

94. Грудз В.Я., Аль-Дандал Р.С. Исследование влияния

противотурбулентных присадок на гидравлическое сопротивление нефтепродуктопровода // Системы. Методы. Технологии. – 2015. – № 3 (27). – С. 44-50.

95. Гуков Г.П. Эффект Томса – 60 лет. Итоги и перспективы // Ломоносовские чтения: тез. науч. конф. секция механика. – М.: Изд. Московского Университета. – 2009. – С. 67.

96. Демиров В.И., Середа В.В., Кудимов А.А. Роль и место службы горючего в системе материально-технического обеспечения военной организации государства в современных условиях // Военная мысль. – 2020. – № 6. – С. 75-83.

97. Демиров В.И., Маркин В.А., Артемов В.В. Линейка перспективных технических средств службы горючего, принятых на снабжение в 2015-2020 годах, перспективы на 2021 год // Материально-техническое обеспечение Вооруженных Сил Российской Федерации. – 2021. – № 4. – С. 55-61.

98. Дмитриева Т.В. Химические реагенты для совершенствования процессов трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов: дис. канд. техн. наук: 07.00.10, 02.00.13 / Дмитриева Татьяна Владимировна – Уфимский государственный нефтяной технический университет. – Уфа, 2001. – 123 с.

99. Добрыченко В.М., Литвишко В.Г., Эйдельман А.Е. Снижение сопротивления при турбулентном движении жидкости добавками поверхностно-активных веществ // Бурение. Реф. науч.-техн. сб. – 1976. – вып. 8. – С. 15-17.

100. Добрыченко В.М., Лобачев В.Г., Эйдельман А.Е. Турбулентность при снижении гидродинамического сопротивления добавками поверхностно-активных веществ (ПАВ) // В сб.: Физ. гидродинамика. – Киев-Донецк: «Виша школа». – 1977. – С. 46-49.

101. Добрыченко В.М. Снижение гидродинамического сопротивления однородных и содержащих твердую фазу потоков жидкости добавками поверхностно-активных веществ: дис. канд. техн. наук: 01.02.05 / Добрыченко Валентин Михайлович – МИНХ и ГП им. И.М. Губкина. – М., 1977. – 113 с.

102. Дяченко И.Ф., Прохоров А.Д., Челинцев Н.С., Хуухтанен Я. Эффективность применения противотурбулентных присадок // Магистральные и

промысловые трубопроводы: проектирование, строительство, эксплуатация, ремонт: науч.-техн.сб. – М.: ООО «МАКС Пресс». – 2005. – № 3. – С. 61-67.

103. Евтушенко А.В. Пристеночные флуктуации давления при течении разбавленных растворов полимеров над шероховатой поверхностью // В сб.: Тепло и массоперенос. Т.3. – Минск. – 1972. – С. 166-169.

104. Егоров А.Г., Лосев А.К., Сулейманова Ю.В., Шевкунов С.Н., Васюнин С.В. Результаты применения противотурбулентной присадки «M-Flowtreat» при трубопроводном транспорте газового конденсата // Транспорт и хранение углеводородного сырья. – 2013. – № 1. – С. 34-35.

105. Елькин А.В., Елькин Ал.В., Маркин В.А. Принципы создания и обеспечения устойчивого функционирования композитных сборно-разборных трубопроводов. – М.: ФАУ «25 ГосНИИ химмотологии Минобороны России». – 2021. – 432 с.

106. Елькин А.В., Середа В.В. Концептуальные подходы к созданию сборно-разборных трубопроводов нового поколения. – Ярославль: Факел. – 2017. – 624 с.

107. Елькин А.В., Середа В.В. Количественная оценка устойчивости функционирования трубопроводных систем по показателям надежности // Труды 25 ГосНИИ МО РФ. – 2022. – № 60. – С. 405-422.

108. Ентов В.М., Полищук А.М. Движение аномальных жидкостей в пористой среде // В сб.: Реология. Полимеры и нефть. – Новосибирск. – 1977. – С. 144-162.

109. Епифанов В.П., Леонов А.И. О динамических сдвиговых измерениях в водных растворах полиэтиленоксида низкой концентрации // Высокомолекул. Соединения. – 1979. – т. 21 (А). – № 3. – С. 710-715.

110. Ерошкина И.И., Марон В.И., Прохоров А.Д., Челинцев С.Н. Влияние малых полимерных добавок на частоту пристенных турбулентных выбросов при течении жидкостей в трубопроводе // Транспорт и хранение нефтепродуктов. – 2000. – № 4. – С. 29-30.

111. Ерошкина И.И., Марон В.И., Прохоров А.Д., Челинцев С.Н., Челинцева Е.С., Харьюхахто С. Перекачка дизельного топлива с полимерной добавкой

Nesadd-547 // Наука и технология углеводородов. – 2002. – № 5. – С. 77-78.

112. Ерошкина И.И. Повышение пропускной способности магистральных нефтепродуктопроводов на основе применения противотурбулентных присадок: дис. канд. техн. наук: 25.00.19 / Ерошкина Ирина Игоревна – РГУ нефти и газа им. И.М. Губкина. – М., 2003. – 146 с.

113. Ерошкина И.И., Прохоров А.Д., Марон В.И., Туманян Б.П., Конради В.В., Челинцев С.Н. Отечественный опыт применения полимерных добавок для совершенствования трубопроводного транспорта углеводородного сырья // Технология нефти и газа. – 2004. – № 4 (33). – С. 52-55.

114. Жолобов В.В., Варыбок Д.И., Морецкий В.Ю. К вопросу определения функциональной зависимости гидравлической эффективности противотурбулентных присадок от параметров транспортируемой среды // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2011. – № 4. – С.52-57.

115. Жолобов В.В., Варыбок Д.И., Морецкий В.Ю., Савинов С.А., Валиев М.И. Об одном способе пересчета гидравлической эффективности противотурбулентных присадок на трубопроводах различного диаметра // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2014. – № 1 (13). – С. 12-19.

116. Жолобов В.В., Несын Г.В., Зверев Ф.С., Хасбуллин И.И., Валиев М.И. Применение противотурбулентных присадок на «горячих» нефтепроводах // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2018. – № 5. – С. 496-509.

117. Жолобов В.В., Надежкин О.С., Варыбок Д.И. Моделирование влияния противотурбулентной присадки на теплообмен в кольцевом канале // Трубопроводный транспорт – 2018: тезисы докладов XIII Международной учебно-научно-практической конференции. – Уфа: Изд-во УГНТУ. – 2018. – С. 446.

118. Жуков А.В. ПТП: Эффективность, экономия, безопасность // Нефтегазовая вертикаль. – 2016. – № 23-24. – С. 74-76.

119. Завьялова В.С., Кобец Г.Ф. Уменьшение трения при турбулентном

течении раствора поливинилового спирта // Прикладная механика и техническая физика. – 1966. – № 5. – С. 133-134.

120. Зверева Т.В., Челинцев С.Н., Яковлев Е.И. Моделирование трубопроводного транспорта нефтехимических производств. – М.: Химия. –1987. – 175 с.

121. Иваненков В.В., Пименов О.В. Опыт использования противотурбулентных присадок на магистральных нефтепроводах // Транспорт и хранение нефтепродуктов. – 2006. – № 2. – С. 3-8.

122. Иваненков В.В., Подливахин И.В. Опыт использования противотурбулентных присадок в ОАО «Юго-Запад Транснефтепродукт» // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2012. – № 4. – 36-39.

123. Иванюта Ю. Ф., Погребняк В. Г., Наумчук Н. В., Твердохлеб С. В., Френкель С. Я. Структура течения растворов ПЭО во входной области короткого капилляра // Инж.-физ. ж. – 1985. – Т. 49. – № 4. – С. 614-621.

124. Иванюта Ю.Ф., Чекалова Л.А. Экспериментальное исследование турбулентного течения в трубе слабых растворов полимеров // Инж.-физ. ж. – 1970. – т. 18. – № 6. – С. 1085-1093.

125. Иванюта Ю.Ф., Чекалова Л.А. Исследование профиля скоростей турбулентных течений слабых растворов полимеров в трубе // Инж.-физ. ж. – 1974. – т. 26. – № 5. – С. 799-806.

126. Иванюта Ю.Ф., Чекалова Л.А. Исследование влияния добавок полимера на величину коэффициента местного сопротивления // Инж.-физ. ж. – 1974. – т. 26. – № 6. – С. 965-971.

127. Иванюта Ю.Ф., Чекалова Л.А., Турбулентные течения растворов полиокса в трубе с большой шероховатостью поверхности // Инж.-физ. ж. – 1976. – т. 31. – № 2. – С. 225-230.

128. Иванюта Ю.Ф., Чекалова Л.А. Сопротивление трения турбулентного течения раствора полимера в трубе большого диаметра // Инж.-физ. ж. – 1976. – т. 31. – № 3. – С. 493-498.

129. Иоселевич В.А., Пилипенко В.Н. О турбулентном течении жидкости с полимерными добавками в пограничном слое с продольным градиентом давления // Докл. АН СССР. – 1973. – Т. 213. – № 4. – С. 808-811.

130. Иоселевич В. А., Пилипенко В. Н. Логарифмический профиль скорости при течении слабого полимерного раствора у шероховатой поверхности // Докл. АН СССР. – 1973. – Т. 213. – № 6. – С. 1266-1269.

131. Ишмухаметов И.Т., Исаев С.Л., Лурье М.В., Макаров С.П. Трубопроводный транспорт нефтепродуктов. – М.: Нефть и газ. – 1999. – 300 с.

132. Коршак А.А. Ресурсосберегающие методы и технологии при транспортировке и хранении нефти и нефтепродуктов. – Уфа: ДизайнПолиграфСервис. – 2006. – 192 с.

133. Калашников В.Н. Гидродинамические проявления изменений физико-механической структуры жидкости при растворении небольших количеств высокополимеров // В сб.: Проблемы тепло- и массопереноса в реологически сложных средах. – Минск. – 1975. – 50 с.

134. Калашников В.Н. Гидродинамика полимерных растворов, проявляющих пониженное турбулентное трение // В сб.: Реология. Полимеры и нефть. – Новосибирск. – 1977. – С. 80-92.

135. Калашников В.Н., Райский Ю.Д., Темчин А.З. Снижение турбулентного теплообмена при течении в трубе полимерных растворов малой концентрации // Прикладная механика и техническая физика. – 1968. – №6. – С. 134-136.

136. Калашников В.Н., Циклаури М.Г. Надмолекулярная структура разбавленных растворов высокомолекулярных, проявляющих пониженное турбулентное трение // Инж.-физ. ж. – 1990. – т. 58. – № 1. – С. 49-55.

137. Караев М.А., Амиров Ф.А. О влиянии концентрации водных растворов полиакриламида на потери дискового трения в насосе 4К-6 // Изв. высш. учеб. заведений. Нефть и газ. – 1976. – № 10. – 80-84.

138. Караев М.А., Мамедова Т.Г., Мамедов А.К., Пейсахов С.И, Рустам-Заде М.А. Экспериментальные исследования турбулентного течения керосина с малыми добавками гудрона // Транспорт и хранение нефти и нефтепродуктов. Реф. науч.-

техн. сб. – 1976. – № 6. – С. 10-14.

139. Караев М.А., Пейсахов С.И., Алиев Р.Т., Рустам-Заде М.А., Амиров Ф.А., Сафаров В.А., Бейбутов А.А., Гейдаров К.А. Экспериментальные исследования основных показателей работы центробежных насосов при перекачке нефти с добавками гудрона // Изв. высш. учеб. заведений. Нефть и газ. – 1977. – №7. – С. 89-91.

140. Карпов Ф.А., Гареев М.М. Изменение эффективности применения противотурбулентных присадок в зависимости от технологического режима магистрального трубопровода // Транспорт и хранение нефтепродуктов и углеводородного сырья. – 2022. – № 1-2. – С. 16-23.

141. Кобец Г.Ф. Объяснение эффекта Томса анизотропией вязкости раствора // Прикладная механика и техническая физика. – 1969. – № 1. – С. 107-111.

142. Кобец Г.Ф. О механизме влияния растворенных макромолекул на турбулентное трение // В сб.: Бионика. Киев. «Наук. думка». – 1969. – Вып. 3. – С. 72-80.

143. Кобец Г.Ф. О физическом обосновании механизма снижения сопротивления полимерными добавками // В сб.: Влияние полимер. добавок и упругости поверхности на пристен. турбулентность. Новосибирск. – 1978. – С. 24-44.

144. Коновалов К.Б., Абдусалямов А.В., Манжай В.Н., Казарян М.А., Сачков В.И. Сравнительное изучение действия противотурбулентных присадок для углеводородных жидкостей // Краткие сообщения по физике Физического института им. П.Н. Лебедева Российской Академии наук. – 2015. – т. 42. № 12. – С. 36-42.

145. Конт-Белло Ж. Турбулентное течение в канале с параллельными стенками. – М.: Мир. – 1968. – 176 с.

146. Кохановский А.Ю., Торопецкий К.В., Ульянов В.Н., Борисов Г.А., Усов Э.В. Моделирование течения жидкости в присутствии турбулентных присадок // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2018. – т. 8. – № 1. – С. 30-35.



147. Кочин Н.Е., Кибель И.А., Розе Н.В. Теоретическая гидромеханика. Часть 1. – М.: Физматгиз. – 1963. – 584 с.

148. Лангсхольт М. Экспериментальное исследование полимерных агентов снижения гидродинамического сопротивления в одно – и многофазных потоках. Влияние деградации, диаметра и особенностей трехфазного потока «нефть-вода-газ» // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2015. – Т. 20. – № 4. – С.42-51.

149. Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Гидродинамика. Теоретическая физика: т. VI (3-е изд., перераб.). – М.: Наука. Гл. ред. физ-мат. лит. – 1986. – 736 с.

150. Лебедев Н.М. Повышение пропускной способности труб введением в поток воды полимерных добавок: дис. канд. техн. наук: 05.14.09 / Лебедев Николай Матвеевич – МИНХ и ГП им. И.М. Губкина. – М., 1977. – 117 с.

151. Лебедев Н.М. О турбулентном течении по трубам воды с полимерными добавками // Тр. Моск. ин-та инж. ж.-д. трансп. – 1977. – № 580. – С. 80-91.

152. Лисин Ю.В. Разработка инновационных технологий обеспечения надежности магистрального нефтепроводного транспорта: дис. докт. техн. наук: 25.00.19 / Лисин Юрий Викторович – Уфимский государственный нефтяной технический университет. – Уфа, 2013. – 369 с.

153. Лисин Ю.В., Семин С.Л., Зверев Ф.С. Оценка эффективности противотурбулентных присадок по результатам опытно-промышленных испытаний на магистральных нефтепроводах // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2013. – № 3 (11). – С. 6-11.

154. Лисин Ю.В., Несын Г.В., Ширяев А.М., Лукманов М.Р. Промышленная технология противотурбулентных присадок // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2013. – № 1(9). – С. 48-57.

155. Лисин Ю.В., Мастобаев Б.Н., Шаммазов А.М., Мовсумзаде Э.М. Химические реагенты в трубопроводном транспорте нефти и нефтепродуктов. – СПб.: Недра. – 2012. – 359 с.

156. Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа. – М.: Наука. – 1987. – 803 с.

157. Лукин Г.И. Влияние добавок полиакриламида на гидравлическое сопротивление трубопроводов // Тез. докл. 24-й Науч. техн. конф. – Владивосток. – 1977. – С. 62-63.

158. Лурье М.В. Гидравлические расчет перекачки дизельных топлив с антитурбулентными присадками // Транспорт и хранение нефтепродуктов. – 1996. – № 10-11. – С. 18-20.

159. Лурье М.В. Математическое моделирование процессов трубопроводного транспорта нефти, нефтепродуктов и газа: учебное пособие. – М.: РГУ нефти и газа имени И. М. Губкина. – 2012. – 456 с.

160. Лурье М.В. Теоретические основы трубопроводного транспорта нефти, нефтепродуктов и газа. – М.: ООО «Бизнес-центр Недра». – 2017. – 478 с.

161. Лурье М.В., Арбузов Н.С., Оксенгендлер С.М. Расчет параметров перекачки жидкостей с противотурбулентными присадками // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2012. – № 2 (6). – С. 56-60.

162. Лурье М.В., Дмитриев Н.М. О реологической модели анизотропной турбулентности // Докл. АН СССР. – 1975. – Т. 225. – № 4. – С. 775-777.

163. Лурье М.В., Мастобаев Б.Н., Ревель-Муроз П.А., Сощенко А.Е. Проектирование и эксплуатация нефтепроводов. – М.: ООО «Изд. Дом Недра». – 2019. – 434 с.

164. Лурье М.В., Марон В.И. Основные вопросы последовательной перекачки нефтепродуктов по магистральным продуктопроводам. – М.: ЦНИИТЭнефтехим. – 1972. – 32 с.

165. Лурье М.В., Марон В.И., Юфин В.А. Последовательная перекачка нефтепродуктов. – М.: ЦНИИТЭнефтехим. – 1974. – 82 с.

166. Лурье М.В., Мацкин Л.А., Марон В.И., Юфин В.А., Шварц М.Э. Оптимизация последовательной перекачки нефтепродуктов – М.: Недр. – 1979. – 276 с.

167. Лурье М.В., Подоба Н.А. Модификация теории Кармана для расчета сдвиговой турбулентности // Докл. АН СССР. – 1984. – Т. 279. – № 3. – С. 570-575.

168. Лурье М.В., Прохоров А.А. Расчет оптимальных концентраций антитурбулентных присадок для увеличения производительности трубопровода // Транспорт и хранение нефтепродуктов. – 2002. – № 8. – С. 14-18.

169. Лурье М.В., Тимофеев Ф.В., Середа С.В. Раскладка смеси при последовательной перекачке нефтепродуктов // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2017. – № 2 (7). – С. 42-47.

170. Лэмли Дж.Л. Эффект Томса: аномальные явления при турбулентном течении разбавленных растворов линейных высокомолекулярных полимеров // Механика: период. сб. перев. ин. статей. – 1969. – № 2. – С. 63-79.

171. Макогон Б.П., Павелко М.М., Повх И.Л., Торяник А.И. Влияние температуры на гидродинамическую эффективность и стабильность полиэтиленоксида и полиакриламида // Инж.-физ. ж. – 1984. – т. 47. – № 4. – С. 558-564.

172. Максин П.Л., Петухов Б.С., Поляков А.Ф. Расчет турбулентного переноса тепла при стабилизированном течении в трубах // В сб.: Теплообмен. – Ч.1. Минск. – 1976. – С. 14-24.

173. Манжай В.Н. Физико-химические аспекты турбулентного течения разбавленных растворов полимеров: дис. докт. химич. наук: 02.00.04, 02.00.06 / Манжай Владимир Николаевич – Томский государственный университет. – Томск, 2009. – 227 с.

174. Манжай В.Н. О механизме снижения гидродинамического сопротивления добавками полимеров // Межмолекулярные взаимодействия и электронные процессы в жидкостях. – Новосибирск: Наука. – 1986. – С. 45-48.

175. Манжай В.Н. Экспериментальное изучение влияния напряжения сдвига и числа Рейнольдса на величину эффекта Томса // Известия вузов. Нефть и газ. – 2010. – № 4. – С. 85-89.

176. Манжай В.Н., Ечевская Л.Г., Илюшников А.В., Захаров В.А. Использование эффекта Томса для определения молекулярных характеристик полиолефинов // Инженерно-физический журнал. – 2006. – Т. 79. – № 1. – С. 162-

166.

177. Манжай В.Н., Илюшников А.В., Гареев М.М., Несын Г.В. Лабораторные исследования и промышленные испытания полимерной добавки для снижения энергетических затрат на магистральных нефтепроводах // Инженерно-физический журнал. – 1993. – Т. 65. - № 5. – С. 515-517.

178. Манжай В.Н., Поликарпов А.В. Трубопроводный транспорт углеводородов с полимерными присадками в арктических условиях // Нефть и газ. – 2017. – № 3. – С. 112-116.

179. Маркин В.В., Мельников Д.И., Дроздов Д.А., Горожанин И.В. Применение трубопроводных частей для обеспечения войск горючим по модульному принципу // Материально-техническое обеспечение Вооруженных Сил Российской Федерации. – 2023. – № 1. – С. 9-18.

180. Марон В.И. О частоте турбулентных выбросов в сдвиговом течении // Транспорт и хранение нефтепродуктов. – 2001. – № 3. – С. 14-16.

181. Марон В.И., Ерошкина И.И., Прохоров А.Д., Челинцев С.Н. О влиянии полимерных добавок на теплообмен в потоке в трубопроводе // Транспорт и хранение нефтепродуктов. – 2000. – № 11. – С. 17-18.

182. Марон В.И., Ерошкина И.И., Прохоров А.Д., Челинцев С.Н. Профиль скорости и гидравлическое сопротивление в потоке с малым и полимерными добавками в трубопроводе // Транспорт и хранение нефтепродуктов. – 2000. – № 12. – С. 9-9.

183. Марон В.И., Дяченко И.Ф., Челинцев С.Н., Челинцев Н.С. Опыт применения нанотехнологии в трубопроводном транспорте нефти и нефтепродуктов // Транспорт и хранение нефтепродуктов и углеводородного сырья. – 2010. – № 3. – С. 3-6.

184. Марон В.И., Прохоров А.Д., Челинцев С.Н. Научное и экспериментальное обоснование технологии транспорта углеводородного сырья с полимерными добавками // Материалы Международной конференции «Фундаментальные проблемы разработки нефтегазовых месторождений, добычи и транспортировки углеводородного сырья». РАН. Институт проблем нефти и газа. –

М.: Геос. – 2004. – С. 90-91.

185. Мастобаев Б.Н. История применения химических реагентов и технологий в трубопроводном транспорте нефти и нефтепродуктов: дис. докт. техн. наук: 07.00.10, 02.00.13 / Мастобаев Борис Николаевич – Уфимский государственный нефтяной технический университет. – Уфа, 2003. – 362 с.

186. Мастобаев Б.Н., Шаммазов А.М., Мовсумзаде Э.М. Химические средства и технологии в трубопроводном транспорте нефти. – М.: Химия. – 2002. – 296 с.

187. Миллионщиков М.Д. Законы сопротивления, тепло- и массообмена при турбулентном течении в трубах // Спец. доклад. Орг. ком. СССР. Нац. ком. СССР по нефти. Мировой нефт. конгресс, VIII. – М.: 13-19 июня 1971 г. – 23 с.

188. Миллионщиков М.Д. О турбулентном тепло- и массообмене // Журнал «Атомная энергия». 1970. – Т. 28. – Вып. 3. – С. 207-220.

189. Миллионщиков М.Д. О турбулентном тепло- и массообмене // Журнал «Атомная энергия». 1970. – Т. 29. – Вып. 6. – С. 411-416.

190. Мирзаджанзаде А.Х., Булина И.Г., Галямов А.К., Шерстнев Н.М., Назаров А. А. О влиянии асфальтенов на гидродинамическое сопротивление при движении нефтей // Инж.-физ. ж. – 1973. – т. 25. – № 6. – С. 1023-1025.

191. Муратова В.И., Нечваль А.М. Выбор формулы для расчета коэффициента гидравлического сопротивления при использовании противотурбулентных присадок // Транспорт и хранение нефтепродуктов. – 2006. – № 3. – С. 11-13.

192. Муратова В.И. Оценка влияния противотурбулентных присадок на гидравлическую эффективность работы нефтепродуктопроводов: дис. канд. техн. наук: 25.00.19 / Муратова Вера Ивановна – Уфимский государственный нефтяной технический университет. – Уфа, 2014. – 148 с.

193. Муратова В.И., Нечваль А.М. Выбор формулы для расчета коэффициента гидравлического сопротивления при использовании противотурбулентных присадок // Транспорт и хранение нефтепродуктов. – 2008. – № 2. – С. 11-13.

194. Муратова В.И., Нечваль А.М. Определение эффективности противотурбулентных присадок на дисковом реометре // Трубопроводный транспорт – 2013: материалы IX Международной научно-практической конференции. – Уфа: Изд-во УГНТУ. – 2013. – С. 107-108.

195. Муратова В.И., Валеев А.Р., Чэнь Ян, Цзин Цзяцян, Исмаков Р.А. Сравнительный анализ эффективности противотурбулентных присадок в лабораторных условиях // Транспорт и хранение нефтепродуктов и углеводородного сырья. – 2020. – № 4. – С. 18-23.

196. Мягченков В.А., Чичканов С.В. Влияние концентрации и молекулярных параметров сополимеров акриламида с акрилатом натрия на величину эффекта Томса в прямых эмульсиях нефти // Журн. прикл. химии. – 2003. – Т. 76. – № 11. – С. 1901-1905.

197. Мягченков В.А., Чичканов С.В. Зависимость эффекта Томса от концентрации ионогенных сополимеров акриламида, ионной силы и природы электролита // Журн. прикл. химии. – 2003. – Т. 76. – № 5. – С. 842-846.

198. Настепанин П.Е., Евтух К.А., Чужинев Е.С., Бархатов А.Ф. Особенности применения противотурбулентной присадки на магистральных нефтепроводах, оснащенных САРД на базе МНА с ЧРП // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2013. – № 3 (11). – С. 12-17.

199. Несын Г.В. Получение высокомолекулярных добавок, увеличивающих пропускную способность нефтепроводов: дис. докт. химич. наук: 02.00.06 / Несын Георгий Викторович – Казанский государственный технологический университет. – Казань, 2007. – 176 с.

200. Несын Г.В., Зверев Ф.С., Ляпин А.Ю. Поведение противотурбулентных присадок (ПТП) в холодной нефти и дизельном топливемасочной модели // В сборнике: Трубопроводный транспорт – 2016 Материалы XI Международной учебно-научно-практической конференции. – 2016. – С. 171-174.

201. Несын Г.В., Манжай В.Н., Шибяев В.П. Влияние температуры и природы растворителя на способность полимеров снижать гидродинамическое сопротивление жидкостей // Высокомолекулярные соединения. – 1989. – т. 31. –

Серия А. – № 7. – С. 1412-1418.

202. Несын Г.В., Манжай В.Н., Попов Е.А., Гареев М.М. Эксперимент по снижению гидравлического сопротивления нефти на магистральном трубопроводе «Тихорецк-Новороссийск» // Трубопроводный транспорт нефти. – 1993. – № 4. – С. 28-30.

203. Несын Г.В., Манжай В.Н., Гареев М.М. Промышленные испытания полимерной добавки «Виол», снижающей гидродинамическое сопротивление нефти // Нефтяное хозяйство. – 1995. – № 5-6. – С. 81-82.

204. Несын Г.В., Манжай В.Н., Илюшников А.В. Промышленный синтез и оценка гидродинамической эффективности потенциальных агентов снижения сопротивления в нефтепроводах // Инженерно-физический журнал. – 2003. – Т. 76. – № 3. – С. 142-146.

205. Несын Г.В., Сулейманова Ю.В. Полимеры высших  $\alpha$  – олефинов как добавки для увеличения пропускной способности нефтепродуктов // Химия и химическая технология на рубеже тысячелетий: материалы 3 Всерос. науч. конф. – Томск. – 2004. – С. 79-80.

206. Несын Г.В., Сулейманова Ю.В., Полякова Н.М., Филатов Г.П. Антитурбулентная присадка суспензионного типа на основе полимеров высших  $\alpha$  – олефинов // Изв. Томского политехнического университета. Технические науки. – 2006. – Т. 309. – № 3. – С. 112-115.

207. Несын Г.В., Шаховская Л.И., Шибяев В.П. Поведение разбавленных растворов дифильных полимеров в турбулентном режиме течения // Высокомолекулярные соединения. – 1981. – Т. 23. – Серия Б. – № 11. – С. 815-818.

208. Несын Г.В., Шаховская Л.И., Шибяев В.П. Поведение разбавленных растворов ДНК в турбулентном режиме течения // Высокомолекулярные соединения. – 1982. – Т. 24. – Серия Б. – № 7. – С. 487-490.

209. Несын Г.В., Шибяев В.П., Сунагатуллин Р.З., Малкин А.Я. Снижение гидродинамического сопротивления углеводородных жидкостей: теоретические и практические аспекты // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2018. – Т. 8. – № 3. – С. 309-325.

210. Несын Г.В., Ширяев А.М., Лукманов М.Р., Зверев Ф.С., Мингазетдинов Р.Ф., Лисин Ю.В., Ревель-Муроз П.А. Турбулентный реометр и способ определения эффективности противотурбулентных присадок (ПТП), реализуемый посредством турбулентного реометра. Патент на изобретение RUS 2577797 06.11.2014.

211. Нечваль М.В., Новоселов В.Ф., Тугунов П.И. Последовательная перекачки нефтей и нефтепродуктов по магистральным продуктопроводам. – М.: Недра. – 1976. – 350.

212. Нечваль А.М., Муратова В.И., Чэнь Ян. Оценка влияния путевой деструкции противотурбулентной присадки на ее гидравлическую эффективность // Транспорт и хранение нефтепродуктов и углеводородного сырья. – 2017. – № 1. – С. 43-49.

213. Никитин И.К., Позняк Н.Г., Никишов В.И. Пульсационные характеристики течения слабых растворов полимеров у гладкой стенки // В сб.: Гидравлика и гидромеханика. Респ. межвед. Научно-техн. сб. – 1971. – Вып. 13. – С. 50-55.

214. Никитин И.К., Турбулентный русловой поток и процессы в придонной области // Акад. наук УССР. Ин-т гидрологии и гидротехники. – Киев: Изд-во Акад. наук УССР. – 1963. – 142 с.

215. Николаев А.К., Зарипова Н.А., Матвеева Ю.Г. Исследование эффективности использования суспензионной противотурбулентной присадки M-FLOWTREAT на напорном нефтепроводе // Территория «НЕФТЕГАЗ». – 2019. – № 1-2. – С. 102-110.

216. ОТТ-23.040.00-КТН-104-17. Магистральный трубопроводный транспорт нефти и нефтепродуктов. Присадки противотурбулентные. Общие технические требования. – М.: ПАО «Транснефть». – 2019.

217. ОТТ-23.040.00-КТН-232-16. Магистральный трубопроводный транспорт нефти и нефтепродуктов. Установка для ввода противотурбулентных присадок. Общие технические требования. – М.: ПАО «Транснефть». – 2019.

218. Павловский В.А. К вопросу о теоретическом описании слабых водных



растворов полимеров // Докл. АН СССР. – 1971. – т. 200. – № 4. – С. 809-812.

219. Пилипенко В.Н. Течение слабых полимерных растворов в пограничном слое вращающегося диска // Научные труды Института механики МГУ. – 1974. – № 31. – С. 82-92.

220. Пилипенко В.Н. Трение и теплообмен при турбулентном течении слабых полимерных растворов в гладких трубах // Изв. АН СССР. Мех. жидкости и газа. – 1975. – № 5. – С. 53-59.

221. Пилипенко В.Н. О строении турбулентной вязкости вблизи шероховатой стенки // Изв. АН СССР. Механика жидкости и газа. – 1976. – № 2. – С. 167-170.

222. Пилипенко В.Н. Моделирование турбулентных течений в жидкости с добавками полимеров // В сб.: Турбулентные течения. – М.: «Наука». – 1977. – С. 145-150.

223. Пилипенко В.Н. Влияние добавок на пристенные турбулентные течения // Итоги науки и техники. Механика жидкости и газа. – 1980. – Т. 15. – С. 156-257.

224. Пилипенко В.Н., Михайлер А.Г. Механизм снижения сопротивления и тепломассообмена в турбулентных потоках с добавками различной природы // Тепломассообмен – VI: материалы VI Всесоюзной конференции по тепломассообмену. – Минск: Институт тепло- и массообмена АН БССР. – 1980. – Т. 6.4.2. – С. 89-94.

225. Пименов Ю.М., Кабанов В.И., Волгин С.Н., Середа В.А. Пат. Присадка к углеводородным топливам // Заявитель и патентообладатель 25 Государственный научно-исследовательский институт МО РФ (по применению топлив, масел, смазок и специальных жидкостей – ГосНИИ по химмотологии). Патент на изобретение № 2208040 от 10.07.2003. Бюл. № 19 – 2003. – 8 с.

226. Плотникова К.М., Лихтерова Н.М., Шишаев С.В., Середа В.В. Влияние технологии производства и компонентного состава дизельных топлив на их низкотемпературные свойства // Труды 25 ГосНИИ МО РФ. – 2022. – № 60. – С. 81-91.

227. Повх И.Л., Ступин А.Б., Добрыченко В.М., Максютенко С.Н. Снижение гидродинамического сопротивления добавками поверхностно-активных веществ //

Инж.-физ. ж. – 1971. – т. 27. – № 4. – С. 682-686.

228. Повх И.Л., Ступин А.Б. Влияние добавок полиакриламида на снижение гидравлических потерь в водных потоках с твердыми частицами // Инж.-физ. ж. – 1972. – т. 22. – № 5. – С. 919-921.

229. Повх И.Л., Ступин А.Б. О влиянии упругости растворов на снижение сопротивления // ПМТФ. – 1972. – № 1. – С. 63-68.

230. Повх И.Л., Ступин А.Б. Двуслойная модель пристеночной турбулентности в слабых растворах полимеров // Бионика: Республиканский межведомственный сборник. – Киев: Наукова думка. – 1975. – Вып. 9. – С. 63-74.

231. Повх И. Л., Ступин А. Б., Максютенко С. Н. Турбулентный теплообмен в слабых растворах полимеров и поверхностно-активных веществ // В сб. Тепломассообмен-V: материалы V Всесоюзной конференции по тепломассообмену. – Минск: Институт тепло- и массообмена АН БССР. – 1976. – Т. 7. – С. 284-292.

232. Повх И.Л., Никулин В.А. Турбулентное течение вязкой жидкости и слабых растворов полимеров в трубах // В сб.: Физ. гидродинамика. – Киев-Донецк. «Вища школа». – 1977, С. 25-31.

233. Повх И.Л., Кучер Р.В., Шевчук И.А., Сердюк А.И., Вашунь З.М., Львов В.Г. Исследования критических концентраций мицеллообразования водных растворов поверхностно-активных веществ // Ж. прикл. хим. – 1978. – Т. 51. – №5. – С. 1045-1048.

234. Повх И.Л., Погребняк В.Г., Торяник А.И. Связь между молекулярным строением растворов полиэтиленоксидов и эффектом снижения гидродинамического сопротивления // Инж.-физ. ж. – 1979. – т. 37. – № 4. – С. 581-588.

235. Повх И.Л., Ступин А.Б., Максютенко С.Н., Асланов П.В., Симолепнко А.П. Механика турбулентных потоков. Под ред. В.В. Струминского. – М: Наука. – 1980. – С. 44-69.

236. Повх И.Л., Ступин А.Б., Асланов П.В. Особенности турбулентной структуры потоков с добавками поверхностно-активных веществ и полимеров. –

М.: Наука. – 1987. – С. 152-162.

237. Подоба Н.А. Турбулентные течения несжимаемой жидкости в каналах с подвижными стенками: дис. канд. техн. наук: 01.02.05 / Подоба Наталия Адольфовна – МИНХ и ГП им. И.М. Губкина. – М., 1985. – 188 с.

238. Покровский В.Н. Статистическая механика разбавленных суспензий. – М.: «Наука». – 1978. – 136 с.

239. Покрываило Н.А. О структуре пристеночной и свободной турбулентности слабых полимерных растворов // В сб.: Пробл. тепло- массообмена. – Минск. – 1977. – С. 61-63.

240. Покрываило Н.А., Прокопчук Д.А., Шульман З.П. Применение лазерного доплеровского анемометра для исследования турбулентного течения растворов полимеров // Инж.-физ. ж. – 1975. – т. 29. – № 6. – С. 970-976.

241. Полищук А.М., Райский Ю.Д., Темчин А.З. Влияние малых добавок полинзобутилена на турбулентное течение керосина в трубе // Нефтяное хозяйство. – 1972. – № 7. – С. 23-25.

242. Прандтль Л. Гидроаэромеханика. Ижевск: НИЦ: «Регулярная и хаотическая динамика». – 2000. – 576 с.

243. Прохоров А.А. Выбор оптимальных параметров эксплуатации магистральных нефте- и нефтепродуктопроводов при использовании противотурбулентных присадок: дис. канд. техн. наук 25.00.19 / Прохоров Андрей Александрович – РГУ нефти и газа им. И.М. Губкина – М., 2006. – 150 с.

244. Прохоров А.Д., Челинцев С.Н., Черников А.В., Фокин С.М., Харьюхаhto X. О коэффициенте гидравлического сопротивления магистральных нефтепродуктопроводов при перекачке дизельного топлива, обработанного противотурбулентной присадкой // Транспорт и хранение нефтепродуктов. – 1999. – № 12. – С. 4-6.

245. Ревель-Муроз П.А., Фридлянд Я.М., Кутуков С.Е., Гольянов А.И. Оценка гидравлической эффективности нефтепроводов по данным мониторинга технологических режимов эксплуатации // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2019. – Т. 9. – № 1. – С. 8-19.

246. Ревель-Муроз П.А., Несын Г.В., Зверев Ф.С., Ляпин А.Ю. Полимерные агенты снижения гидродинамического сопротивления для тяжелой нефти // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2016. – № 4 (24). – С. 42-47.

247. Ревель-Муроз П.А., Ширяев А.А., Зверев Ф.С., Несын Г.В., Гильмутдинов Н.Ш. Лабораторное оборудование для исследования снижения гидродинамического сопротивления нефти и нефтепродуктов // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2015. – № 3 (19). – С.12-22.

248. Ревель-Муроз П.А., Гареев М.М., Мастобаев Б.Н., Альмухаметова Д.А., Шагиев Р.Г. Определение размеров экспериментальной установки для исследования эффективности противотрубulentных присадок // Транспорт и хранение нефтепродуктов и углеводородного сырья. – 2016. – № 4. – С. 11-17.

249. Ревель-Муроз П.А. Разработка методов повышения энергоэффективности нефтепроводного транспорта с внедрением комплекса энергосберегающих технологий: дис. канд. техн. наук: 25.00.19 / Ревель-Муроз Павел Александрович – Уфимский государственный нефтяной технический университет. – Уфа, 2018. – 202 с.

250. Романова Н.А. Ламинарные и турбулентные течения не-newтоновских жидкостей в трубах и каналах с подвижными стенками: дис. канд. техн. наук: 01.02.05 / Романова Наталья Александровна – МИНХ и ГП им. И.М. Губкина. – М., 1989. – С. 192.

251. Седов Л.И., Васецкая Н.Г., Иоселевич В.А. О расчетах турбулентных пограничных слоев с малыми добавками полимеров // В сб.: Турбулент. течения. – М.: «Наука». – 1974. – С.205-219.

252. Седов Л.И., Иоселевич В.А., Пилипенко В.Н. Трение и теплообмен в пристенных потоках жидкости с полимерными добавками // В сб.: Турбулентные течения. – М.: «Наука». – 1977. – С. 7-19.

253. Седов Л.И., Иоселевич В.А., Пилипенко В.Н., Васецкая Н.Г. (Sedov L.I., Ioselevich V.A., Pilipenko V.N., Vasetskaya N.G.) Turbulent diffusion and degradation

of polymer molecules in a pipe and boundary layer // Journal of Fluid Mechanics. – 1979. – 94. – №3. С. 561-576.

254. Седов Л.И., Васецкая Н.Г., Иоселевич В.А., Пилипенко В.Н. О снижении гидродинамического сопротивления добавками полимеров // В сб.: Мех. турбулент. Поток. – М.: «Наука». – 1980. – С. 7-28.

255. Седов Л.И., Пилипенко В.Н., Каращенко В.Н. Снижение турбулентного сопротивления при течении суспензий и эмульсий // Механика неоднородных и турбулентных потоков: сб. науч. тр.; под ред. В. В. Струминского. – М.: Наука. – 1989. – С. 5-15.

256. Серeda В.А., Рудакова А.А. Методика разработки присадок для моторных топлив // Труды 25 ГосНИИ МО РФ. – 2016. – № 57. – С. 184-192.

257. Серeda В.А., Приваленко Е.А., Шарин Е.А. О возможности создания единого топлива для газотурбинных и дизельных двигателей // Международный технико-экономический журнал. – 2011. – № 5. – С. 124-127.

258. Серeda В.В., Елькин А.В., Маркин В.А. Сборно-разборные трубопроводы нового поколения в системе материально-технического обеспечения войск. Часть I // Материально-техническое обеспечение Вооруженных Сил Российской Федерации. – 2021. – № 8. – С. 62-69.

259. Серeda В.В., Елькин А.В., Маркин В.А. Сборно-разборные трубопроводы нового поколения в системе материально-технического обеспечения войск. Часть II // Материально-техническое обеспечение Вооруженных Сил Российской Федерации. – 2021. – № 9. – С. 55-62.

260. Сергеев С.М., Серeda В.А., Квашнин А.Б., Рудакова А.А. Присадка к автомобильным бензинам // Заявитель и патентообладатель 25 Государственный научно-исследовательский институт МО РФ (по применению топлив, масел, смазок и специальных жидкостей – ГосНИИ по химмотологии). Патент на изобретение № 2393204 от 27.06.2010. Бюл. № 18 – 2010. – 12 с.

261. Симоненко А.П. Турбулентное течение водных растворов мицеллообразующих ПАВ в зазоре между коаксиальными цилиндрами // Инж.-физ. ж. – 1980. – т. 38. – № 2. – С. 231-234.

262. Смолл С.Р. Добавки, снижающие сопротивление течения в трубопроводах // Нефть, газ и нефтехимия за рубежом. – 1983. – № 6. – С. 58-60.

263. Солодов П.А., Лосев К.А., Селуйманова Ю.В., Егоров А.Г., Жуков А.Ю., Филиппов А.А. Химические решения ГК «Миррико» в области трубопроводного транспорта жидких углеводородов // «Нефтегазовая Вертикаль». – 2014. – №10. – С. 32-35.

264. Станев В.С. Прогнозирование параметров безопасной эксплуатации магистрального транспорта сжиженных углеводородных газов: дис. канд. техн. наук: 25.00.19 / Станев Владимир Станиславович – Уфимский государственный нефтяной технический университет. – Уфа, 2004. – 149 с.

265. Станкевич В.С. Процесс получения суспензионной антитурбулентной присадки на основе полигексена для транспортировки углеводородных жидкостей: дис. канд. техн. наук: 05.17.08 / Станкевич Владислав Сергеевич – Национальный исследовательский Томский политехнический университет – Томск, 2013. – 153 с.

266. Старобинец Г.Г., Старобинец Г.Л. Влияние гидрофобных взаимодействий на снижение трения в турбулентных потоках растворов полимеров // Докл. АН БССР. Сер. хим. н. – 1976. – № 5. – С. 125-126.

267. Старобинец Г.Г., Старобинец Г.Л. Влияние полимерных добавок на снижение трения в турбулентных потоках жидкостей // Докл. АН БССР. Сер. хим. н. – 1976. – № 11. – С. 1014-1017.

268. Стернин Л.Е. Основы газовой динамики. – Москва : Изд-во МАИ. – 1995. – 332 с.

269. Ступин А. Б., Мишина Т. А. Профиль средней скорости и напряжение турбулентного трения в потоках с добавками полимеров // Теор. и прикл. механика. Респ. межвед. темат. научн-техн. сб. – 1975. – Вып. 6. – С. 35-39.

270. Суриков В.И., Лисин Ю.В., Валеев А.Р. Анализ оперативных методов увеличения объемов перекачки нефтепроводов // Транспорт и хранение нефтепродуктов и углеводородного сырья. – 2019. – № 5-6. – С. 5-9.

271. Темчин А.З. Некоторые вопросы течения слабых растворов полимеров: дис. канд. техн. наук: 01.02.05 / Темчин Анатолий Зельманович – МИНХ и ГП им.

И.М. Губкина. – М., 1973. – 122 с.

272. Тугунов П.И., Новоселов В.Ф., Абузова Ф.Ф. Блейхер Э.М., Нечваль М.В. Транспорт и хранение нефти и газа. – М.: Недра. – 1975. – 248 с.

273. Урюков Б.А., Ткаченко Г.В., Стрельникова С.А. Механизм миграции полимерных присадок в турбулентном потоке жидкости // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2015. – № 2 (18). – С. 42-47.

274. Хабахпашева Е.М. Особенности пристеночной турбулентности при течении воды с малыми добавками высокополимеров // В сб.: Проблемы тепло-массопереноса в реологически сложных средах. – Минск. – 1975. – 23 с.

275. Хабахпашева Е.М., Перепелица Б.В. Поля скоростей и турбулентных пульсаций при малых добавках к воде высокомолекулярных веществ // Инж.-физ. ж. – 1968. – т. 13. – № 4. – С. 598-601.

276. Хабахпашева Е.М., Перепелица Б.В. Об особенностях пристеночной турбулентности в потоках воды с высокомолекулярными добавками // Инж.-физ. ж. – 1970. – т. 28. – № 6. – С. 1094-1097.

277. Хабахпашева Е. М. Турбулентный теплообмен в слабых растворах высокополимеров // В сб.: Тепло и массоперенос. – Минск. – 1972. – Т. 3. – С. 387-395.А

278. Хасбиуллин И.И., Валиев М.И., Суховой М.В., Гареев М.М. Влияние асфальтено-смолистых веществ на эффективность противотурбулентной присадки // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2019. – № 2. – С. 144-150.

279. Хинце И.О. Турбулентность, ее механизм и теория (пер.с англ.). – М.: Наука. – 1963. – 680 с.

280. Хойт Д. Влияние добавок на сопротивление трения в жидкости // Теоретические основы инженерных расчетов. – 1972. – № 2. – С. 1-31.

281. Федоров П.В., Лукманов М.Р. Влияние реологических свойств нефти на энергоэффективность работы нефтепровода // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2020.–Т.10.–№1. – С. 8-16.

282. Фриш У. Турбулентность. Наследие А.Н. Колмогорова. Перевод с англ. А.Н. Соболевского под редакцией М.Л. Бланка – М.: ФАЗИС, 1998. XIV + 346 с.

283. Цветков В.Н., Эскин В.Е., Френкель С.Я. Структура макромолекул в растворах. – М.: Наука. – 1964. – 719 с.

284. Чащин И.П., Пьянков А.Г. Исследование влияния органических добавок на гидравлические сопротивления и теплообмен в потоке // Инж.-физ. ж. – 1973. – т. 25. – № 6. – С. 1101-1106.

285. Чекалова Л.А. Исследование турбулентных характеристик течения слабых растворов полимеров в трубах: дис. канд. техн. наук / Чекалова Лилия Андреевна – Центр. науч.-исслед. ин-т им. А.Н. Крылова – М., 1971. – 121 с.

286. Челинцев Н.С. Увеличение пропускной способности нефтепродуктопровода противотурбулентной присадкой // Транспорт и хранение нефтепродуктов и углеводородного сырья. – 2010. – № 4. – С. 12-14.

287. Челинцев Н.С. Исследование особенностей трубопроводного транспорта дизельных топлив с противотурбулентной добавкой: дис. канд. техн. наук: 25.00.19 / Челинцев Николай Сергеевич – РГУ нефти и газа имени И.М. Губкина. – М., 2011. – 139 с.

288. Чэнь Ян. Оценка влияния путевой деструкции противотурбулентных присадок на их гидравлическую эффективность: дис. канд. техн. наук: 25.00.19 / Чэнь Ян – Уфимский государственный нефтяной технический университет. – Уфа, 2020. – 158 с.

289. Чэнь Ян, Нечваль А.М., Муратова В.И., Ян Пэн. Прогноз гидравлической эффективности при перекачке жидкости с противотурбулентной присадкой с использованием методов численного моделирования // Транспорт и хранение нефтепродуктов и углеводородного сырья. – 2019. – № 2. – С. 9-13.

290. Черепанова А.Д., Середа В.А., Чернышева А.В. Перспективы применения фракций синтетических углеводородов в составе моторных топлив // Труды 25 ГосНИИ МО РФ. – 2022. – № 60. – С. 92-96.

291. Черникин А.В. Обобщенная формула для коэффициента гидравлического сопротивления трубопроводов // Транспорт и хранение



нефтепродуктов. – М.: ЦНИИТЭнефтехим. – 1997. – Вып. 4-5. – С. 20-22.

292. Черников В.А. Обобщение расчета коэффициента гидравлического сопротивления трубопроводов // Наука и технологии углеводородов. – 1998. – № 1. – С. 21-23.

293. Черников В.А., Черников А.В. Обобщенная формула для расчета коэффициента гидравлического сопротивления магистральных трубопроводов для светлых нефтепродуктов и маловязких нефтей // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2012. – Т.8. – № 4. – С. 64-66.

294. Черников В.А., Челинцев Н.С. О совершенствовании методов определения эффективности применения противотурбулентных присадок на магистральных нефтепродуктопроводах // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2011. – № 1. – С. 58-61.

295. Шагиев Р.Г., Гареев М.М., Альмухаметова Д.А. Построение математической модели снижения гидравлического сопротивления с учетом деградации на основе опытно-промышленных испытаний // Проблемы сбора, подготовки и транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2015. – № 3 (101). – С. 140-148.

296. Шагиев Р.Г., Худякова Л.П., Альмухаметова Д.А. Масштабный переход при прогнозе гидравлической эффективности полимерных добавок с учетом деградации // Проблемы сбора, подготовки и транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2016. – № 4. – С. 102-111.

297. Шагиев Р.Г., Гумеров А.Г., Худякова Л.П. Проблема деградации противотурбулентных присадок в трубопроводах углеводородного сырья // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2017. – № 3. – С. 41-47.

298. Шаммазов А.М., Коршак А.А., Коробков Г.Е., Гольянов А.И. Основы трубопроводного транспорта нефтепродуктов. – Уфа. ГИНТЛ «Реактив». – 1996. – 158 с.

299. Шаховская Л.И., Лемешева Т.А., Кряжев Ю.Г. Влияние структуры

водных растворов полимеров на эффект Томса // Инж.-физ. ж. – 1978. – т. 34. – № 1. – С. 79-83.

300. Ширяев А.М., Жолобов В.В., Ковардаков А.В. О применение химреагентов для повышения энергоэффективности магистрального трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2012. – № 1. – С. 70-77.

301. Шлихтинг Г. Теория пограничного слоя. – М.: Наука. – 1974. – 711 с.

302. Шмаков Ю.И., Пилявская Т.Г. К вопросу о приближении решений задач пограничного слоя слабых растворов полимеров с жесткими эллипсоидальными макромолекулами // Инж.-физ. ж. – 1973. – т. 25. – С. 265-269.

303. Шмаков Ю.И., Таран Е.Ю. Структурно-континуальный подход в реологии полимерных материалов // Инж.-физ. ж. – 1970. – т. 18. – № 6. – С. 1019-1024.

304. Шульман З.П., Покрываило Н.А., Прокопчук Д.А., Кабердина Е.Б., Гольбина И.И. О пристеночных пульсациях скорости, трения и давления в турбулентных потоках слабых полимерных растворов // В сб.: Симпоз. по физ. акуст.-гидродинам. явлений. – М. «Наука». – 1975. – С. 269-275.

305. Элбинг Б.Р., Перлин М., Даулинг Д.Р. Модификация среднего пристенного профиля скорости турбулентного пограничного слоя с высоким числом Рейнольдса при инъекции противотурбулентного полимерного раствора // Физика жидкостей. – 2013. – № 25(8). – С. 85-103.

306. Яблонский В.С., Юфин В.А., Бударов И.П. Последовательная перекачки нефтепродуктов и нефтей по магистральным трубопроводам. – М.: Гостоптехиздат. – 1959. – 146 с.

307. Abdulbari H. A., Kamarulizam S. N., Nour A. H. Grafted natural polymer as new drag reducing agent: An experimental approach // Chemical Industry & Chemical Engineering Quarterly. 2012. Vol. 18. № 3. P. 361-371.

308. Achia B. U., Thompson D.W. Structure of the turbulent boundary in drag reducing pipe flow // J. Fluid Mech. 1977. Vol. 81, № 3. P.439-464.

309. Al-Sarkhi A., Soleimani A., Variations of flow patterns in two phase flows by

drag-reducing polymers // BHRG Multiphase Technology. 2004. P. 289-299.

310. Al-Sarkhi A., Abu-Nada E., Batayneh, M. Effect of drag-reducing polymers on air-water annular flow in an inclined pipe // International Journal of Multiphase Flow. 2006. Vol. 32. P. 926-934.

311. Al-Sarkhi A. Drag reduction with polymers in gas-liquid/liquid-liquid flows in pipes: A literature review // Journal of Natural Gas Science and Engineering. 2010. №. 2. P. 41-48.

312. Al-Yaari M., Soleimani A., Abu-Sharkh B. Effect of drag reducing polymers on oil-water flow in horizontal pipe // International Journal of Multiphase Flow. 2009. Vol. 35. P. 516-524.

313. Al-Wahaiba T., Smith M., Angeli P. Effect of drag-reducing polymers on horizontal oil-water flows // J. Petroleum Sci. Eng. 2007. Vol. 57. P. 334-346.

314. Aguilar G., Gasljevic K., Matthys E. F. An improved diameter scaling correlation for turbulent flow of drag-reducing polymer solutions // Journal of Non-Newtonian Fluid Mech. 1999. Vol. 84. P. 131-148.

315. Aoki H., Tomita Y., Kusaka T., Mochimaru Y. A study on drag reduction of dilute polymer solutions in annular flow between rotating cylinders // Colloq. int. CNRS. 1975. № 233. P. 305-313.

316. Baid K.M., Metzner A.B. Rheological properties of dilute polymer solutions determined in extensional and in shearing experiments // Trans. Soc. Rheol. 1971. Vol. 21. № 2. P. 237-260.

317. Baik S., Hanratty T. J. Effect of a drag reducing polymer on stratified gas-liquid flow in a large diameter horizontal pipe // International Journal of Multiphase Flow. 2003. Vol. 29. P. 1749-1757.

318. Balakrishnan C., Gordon R.J. Extensional viscosity and recoil in highly dilute polymer solutions // AIChE Journal. 1975. Vol. 21. №6. P. 1226-1227.

319. Benzi R., De Angelis E., Procaccia I., L'vov V.S., Tiberkevich V. Maximum Drag Reduction Asymptotes and the Cross-Over to the Newtonian Plug // J. Fluid Mech. 2006. Vol. 551. P. 185-195.

320. Block H., Moran A.N., Walker S. H. The reduction of turbulent drag and the

degradation of poly(styrene) in toluene // Proc. Int. Conf. Drag Reduct, Cambridge. 1974. P. 39-50.

321. Boussinesq J. Essai sur la théorie des eaux courantes. Paris. 1877. 770 p.

322. Burger E.D., Munk W.R., Wahl H.A. Flow increase in the Trans Alaska pipeline through use of a polymeric drag reducing additive // Journal of Petroleum Technology. 1982. Vol. 34. Issue 2. P. 377-386.

323. Castro W.E., Squire W. The effect of polymer additives on transition in pipe flow // Appl. Sei. Res. 1967. Vol. 18. № 1. P. 81-89.

324. Choi H.J., Jhon M.S. Polymer-induced turbulent drag reduction // Ind. Eng. Chem. Res. 1996. Vol. 35. P. 2993-2998.

325. Christensen R.N., Zakin J.L. Drag and heat transfer reduction in circular tubes and plate fin heat exchangers // Proceedings of the International District Heating and Cooling Association. 1991. Vol. 81. P. 189-202.

326. Cutter J.D., Zakin J.L., Putterson G.K. Mechanical degradation of dilute solution of high polymer in capillary tube flow // J. Appl. Polym. Sei. 1975. Vol. 19. № 12. P. 3235-3240.

327. Daas M., Kang C., Jepson W.P. Effects of oil viscosity on DRA effectiveness and the components of pressure drop in inclined slug flow // BHR Group. 2001. Multiphase '01. P. 459-476.

328. Daas M., Kang C., Jepson W.P. Quantitative Analysis of Drag Reduction in Horizontal Slug Flow // SPE Journal. Sept. 2002. Paper SPE 79567.

329. Daas M., Bleye D. Influence of Liquid Viscosity on the Pressure Loss and the Effectiveness of Drag-Reducing Agents in Horizontal Slug Flow // Journal of Energy Resources Technology. June 2005. Vol. 127. P. 149-152.

330. Debrule P.M., Sabersky R.H. Heat transfer and friction coefficients in smooth and rough tubes with dilute polymer solutions // Int. J. Heat and Mass Transfer. 1974. Vol. 17. Issue 5. P. 529-540.

331. Dimant Y., Poreh M. Heat transfer in flows with drag reduction // Advances in Heat Transfer. 1976. Vol. 12. P. 77-113.

332. El Telbany M.M.M., Reynolds A.J. Velocity Distribution in Plane Couette

Flow // J. of Eng. Mech. Div. 1970. Vol. 96. Issue 6. P. 1171-1182.

333. El Telbany M.M.M., Reynolds A.J. Turbulence in plane channel flows // J.Fluid Mech. Vol. III. 1981. P. 283-318.

334. Ellis H.D. Effects of shear treatment on drag-reducing polymer solutions and fibre suspensions // Nature. 1970. Vol. 226. P. 352-353.

335. Fabula A.G., Lumley Y.L., Taylor W.D. Some interpretations of the Toms effect // In: Modern Developments in the Mechanics of Continua. New York – London. Acad. Press. 1966. P. 145-164.

336. Fernandes R.L.J., Jutte B.M., Rodriguez M.G. Drag reduction in horizontal annular two-phase flow // International Journal of Multiphase Flow. 2004. Vol. 30. P. 1051-1069.

337. Fischer D.H., Rodriguez F. Degradation of drag reducing polymers // J. Appl. Polym. Sci. 1971. Vol. 15. № 12. P. 2973-2985.

338. Forrest F., Grierson G.A. Friction losses in cast iron pipe carrying paper stock // Paper Trade Journal. 1931. Vol. 92. № 22. P. 39-41.

339. Fruman D.H., Sundaram T.R., Daugard S.J. Effect of drag reducing polymer injection on the lift and drag of a two-dimensional hydrofoil // Proc. Int. Cont. Drag Reduct. Cambridge. 1974. Cranfield, s.a., E2/15-E2/29.

340. Fruman D.H., Tulin M.P. Diffusion of a tangential drag-reducing polymer injection on a flat plate at high Reynolds numbers // J. Ship Res. 1976. Vol. 20. № 3. P. 171-180.

341. Gaslievic K., Aguilar G., Matthys E.F. On two distinct types of drag-reducing fluids, diameter scaling, and turbulent profiles // J. Non-Newtonian Fluid Mech. 2001. № 96. P. 405-425.

342. Gibson A.H. On the depression of the filament of maximum velocity in a stream flowing through an open channel // Proc. Royal Soc. of London. Serie A. Vol. 82. P. 1909.

343. Golunov N.N. Petroleum products interface volume reduction in back-to-back batching. Pipeline Science and Technology. 2019. № 3(1). 369-374.

344. Golunov N.N. and Lurie M.V. Derivation of phenomenological turbulence

theory in liquid with small additives of drag reducing agents. Pipeline Science and Technology. 2020. № 4 (2). 118-125.

345. Graham D. Drag reduction in turbulent flow of polymer solutions // Rheology Reviews. 2004. Vol. 2. P. 143-170.

346. Gyr A. Burst cycle and drag reduction // Journal of Applied Mathematics and Physics (ZAMP). 1976. Vol. 27. P. 717-725.

347. Gyr A., Mueller A. The effect of wall adsorption on the Toms effect // Chem. Eng. Sci. 1974. Vol. 29. № 5. P. 1057-1060.

348. Granville P.S. Scaling-up of pipe-flow frictional data for dragreducing polymer solutions // Second International Conference on Drag Reduction (BHRA), St. Johns, Cambridge, England, August 31. September 2, 1977.

349. Hadri F., Guillou S. Drag reduction by surfactant in closed turbulent flow // International Journal of Engineering Science and Technology. 2010. Vol. 2 (12). P. 6876-68792.

350. Hamouda A.A. Polymer drag reducer mechanism in light of rheological and molecular behaviour in fluid streams // Annual Transactions of the Nordic Rheology Society. 2007. Vol. 15. P. 205-216.

351. Hassid S. A Reynolds stress model for flows with drag reduction // Trans. ASME. J. Fluid Eng. 1979. Vol. 101. № 2. P. 159-165.

352. Henaut I., Glenat P., Cassar C., M. Gainville M., Hamdi K., Pagnier P. Mechanical degradation kinetics of polymeric DRAs // BHR-2012-A004. 8th North American Conference on Multiphase Technology. 2012 June 20-22. Banff, Alberta, Canada.

353. Hinch E.J. Mechanical models of dilute polymer solutions in strong flows // Phys. Fluids. 1977. Vol.20. № 10. Part 2. P. 22-30.

354. Hinch E.J., Elata C. Heterogeneity of dilute polymer solutions // Proc. IUTAM Symp. on Non-Newtonian Fluid Mech., Louvain-la-Neuve, 1975. Vol 5. P. 411-425.

355. Hong C.H., Jang C.H., Choi. H.J. Turbulent drag reduction with polymers in rotating disk flow // Polymers. 2015. Vol. 7. № 7. P. 1279-1298.

356. Hoyt J.W. US Patent 3327522 «Turbulent friction measurement». 1967.

357. Hoyt J.W. Recent progress in polymer drag reduction // *Coloques Int. du CNRS*. 1975. №. 233. *Polymères et lubrification*. P. 193-215.
358. Hoyt J.W. Drag reduction // *Encyclopedia of Polymer Science and Engineering*. Vol. 5. John Wiley & Sons. New York. USA, 2nd ed. 1986. P. 129-151.
359. Hoyt J.W. The influence of polymer-secreting organisms on fluid friction and cavitation // *US Naval Ordnance Test Station Report TP 4364*. 1967. P. 1-8.
360. Hoyt J.W. Drag reduction by polymers and surfactants // *Viscous Drag Reduction in Boundary Layers*. Edited by D.M. Bushnell, J.N. Hefner. *Progress in Astronautics and Aeronautics*. American Institute of Aeronautics and Astronautics. 1990. Vol. 123. P. 413-432.
361. Hunston D.L., Zakin J.L. Flow-Assisted Degradation in Dilute Polymer Solutions // *Polym. Eng. Sci.* 1980. Vol. 20. P. 517.
362. Interthal W., Wilski H. Drag reduction experiments with very large pipes // *Colloid and Polymer Science*. 1985. Vol. 263. P. 217-229.
363. Jouenne S., Anfray J., Cordelier P.R., Mateen K., Levitt D., Souilem I., Marchal P., Lemaitre C., Choplin L., Nesvik J., Waldman T. Degradation (or lack thereof) and drag reduction of HPAM solutions during transport in turbulent flow in pipelines // *Oil and Gas Facilities*. February, 2015. P. 80-92.
364. Japper-Jaafar M.P., Escudier M., Poole R.J. Laminar, transitional and turbulent annular flow of drag-reducing polymer solutions // *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*. 2010. Vol. 165 (19-20). P. 1357-1372
365. Kale D.D. An analysis of heat transfer to turbulent flow of drag reducing fluids // *Int. J. Heat and Mass Transfer*. 1977. Vol.20. №10. P. 1077-1081.
366. Kale D.D., Metzner A.B. Turbulent drag reduction in dilute fiber suspensions: mechanistic considerations // *AIChE Journal*. 1976. Vol. 22. № 4. P. 669-674.
367. Karman von Th. Laminare und turbulente Reibung // *Z. Angew. Math. Mech.* 1921. P. 1-233.
368. Karman von Th. Mechanische Ähnlichkeit und Turbulenz // *Nachr. Ges. Wiss. Gott.* 1930.
369. Karman von Th. Progress in the statistical theory of turbulence // *Proc. Natl.*

Acad. Sci. USA 1948. Vol. 34. P. 530-539.

370. Karman von Th. Aerothermodynamics and combustion theory // L'Aerotechnica. 1953. Vol. 33. P. 80-86.

371. Karman von Th. The theory of buckling and compression tests on long slender columns // In Collected Works of Theodore von Karman. London: Butterworths Sci. 1956 (1906). Vol. 1. P. 24-35.

372. Kawase J., Ulbrecht J. Turbulent heat mass transfer in dilute polymer solutions // Chemical Engineering Science. 1982. Vol. 37. № 7. P. 1039-1046.

373. Laufer G., Gutfinger C., Abuaf N. Flow of dilute polymer solution through a packed bed // Ind. and Eng. Chem. Fundam. 1976. Vol. 15. №1. P. 74-77.

374. Lee W.K., Vaseleski R.C., Metzner A. B. Turbulent drag reduction in polymeric solutions containing suspended fibres // AIChE Journal. 1974. Vol. 20. № 1. P. 128-133.

375. Limpert J.C. US Patent 3766773 «Portable Turbulent Flow Comparison Rheometer». 1973.

376. Lockett F.J. Fluid dynamics approach to the Toms effect // Nature. 1974. Vol. 215. 4987. P. 937.

377. Manfield P.D., Lawrence C.J., Hewitt G.F. Drag reduction with additives in multiphase flow: A literature survey // Multiphase Science and Technology. 1999. Vol. 11. P. 197-221.

378. McCormick C.L., Hester R.D., Morgan S.E., Safieddine A.M. Watersoluble copolymers. Effects of molecular parameters, solvation, and polymer associations on drag reduction performance // Macromolecules. 1990. Vol. 23. № 8. P. 2132-2139.

379. McMillan M.L., Hershey H.C., Baxter R.A. Effects of aging, concentration, temperature, method of preparation and other variables on the drag reduction of aluminum disoaps in toluene // Chemical Engineering Progress Symposium Serie. 1971. Vol. 67. № 111. P. 27-44.

380. Metzner A.B., Park M.G. Turbulent flow characteristics of viscoelastic fluids // J. Fluid Mech. 1964. Vol. 20. P. 291-296.

381. Matthys E.F. Heat transfer, drag reduction, and fluid characterization for



turbulent flow of polymer solutions: recent results and research needs // *J. Non-Newtonian Fluid Mechanics*. 1991. № 38. P. 313-342.

382. Monti R. Heat transfer in drag-reducing solutions // *Progress in Heat and Mass Transfer*. 1972. Vol. 5. P. 239-261.

383. Morgan S.E., McCormick C.L. Macromolecular drag reduction. A review of predictive theories and the effects of polymer structure // *Prog. Polym. Sci.* 1990. Vol. 15. № 3. P. 507-549.

384. Mowla D., Naderi A. Experimental study of drag reduction by a polymeric additive in slug two-phase flow of crude oil and air in horizontal pipes // *Chem. Eng. 2006. Sci.* 61. P. 1549-1554.

385. Mysels K.I. Flow of thickened fluids. U.S. Patent 2492173. December 27, 1949.

386. Myska J., Zakin J.L., Chara Z. Viscoelasticity of a surfactant and its drag-reducing ability // *Applied Scientific Research*. 1995. Vol. 55. Issue 4. P. 297-310.

387. Nadolink R.H., Haigh W.W. Bibliography on skin friction reduction with polymers and other boundary-layer additives // *Applied Mechanics Reviews*. 1995. Vol. 48. № 7. P. 351-460.

388. Nikuradse J. Untersuchungen über die Geschwindigkeitsverteilung in turbulenten Strömungen // *Diss. Göttingen*. 1926. VDI-Forschungsheft, 281.

389. Nikuradse J. Law of flow in rough pipes // *NACA TM*, 1933 1292 (English translated in 1950). 60 p.

390. Ochoa M.G., Fleck R., Heidrick B.A., Fernandes T.R. Drag reducing additives in vertical twophase annular flow // *BHR Group. 2004 Multiphase Technology*. P. 299-310.

391. Paterson R.W., Abernathy F.H. Turbulent drag reduction and degradation with dilute polymer solutions // *The Journal of Fluid Mechanics*. 1970. Vol. 43. 689 p.

392. Patterson G.K., Zakin J.L., Rodriguez J. M. Drag reduction // *Industrial & Engineering Chemistry*. 1969. Vol. 61. P. 22-30.

393. Peyser P., Little R.C. The drag reduction of dilute polymer solutions as a function of solvent power, viscosity and temperature // *J. Appl. Polym. Sci.* 1971. Vol.

15. № 11. P. 2623-2637.

394. Poreh M., Tullis J.P., Hooper J.A. Drag reduction and roughness build-up by TRO-375 polyacrylamide solution // Drag Reduct. Pap. 2nd Int. Conf., Cambridge, 1977. C3/21-C3/26.

395. Radin I., Zakin J.L., Patterson G.K. Drag reduction in solid-fluid systems // AIChE Journal. 1975. Vol. 21. №3. P. 358-365.

396. Reichardt H. On the Velocity Distribution in a Rectilinear Turbulent Couette Flow // Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, Special Supplement. 1956. P. 26-29.

397. Reynolds O. On dynamical Theory of Incompressible Viscous Fluids and the Determination of the Criterion // Proc. Roy. Soc. s. A. 1895. Vol. 186. P. 123-164.

398. Robertson J.M., Johnson H.F. Turbulence structure in plane Couette flow // J. of Eng. Mech. Div. of the ASCE. 1970. Vol. 96. Issue 6. P. 1171-1182.

399. Ruckenstein E. On the mechanism of drag reduction in turbulent flow of viscoelastic liquids // Chem. Eng. Sci. 1971. Vol. 26. № 7. P. 1075-1079.

400. Sabadini E., Francisco K.R., Bouteiller L. Bis-urea-based supramolecular polymer: The first self-assembled drag reducer for hydrocarbon solvents // Langmuir. 2010. Vol. 26. Issue 3. P. 1482-1486.

401. Savins J. G. Drag reductions characteristics of solutions of macromolecules in turbulent pipe flow // Society of Petroleum Engineers Journal. 1964. Vol. 4. P. 203.

402. Savinc I.C. Contracts in the solution drag reduction characteristics of polymeric solutions and micellar systems // Vlocous Drag Reduction. New York: Plonun Press. 2008. P. 183-212.

403. Sellin R.H.J., Hoyt J.W., Scrivener O. The effect of drag reducing additives on fluid flows and their industrial applications. Part 1: Basic aspects // Journal of Hydraulic Research. 1982. Vol. 20. Issue. 1. P. 29-68.

404. Sher I., Hetsroni G. A mechanistic model of turbulent drag reduction by additives // Chemical Engineering Science. 2008. P. 1771-1778.

405. Soleimani A., Al-Sarkhi A., Hanratty T.J. Effect of dragreducing polymers on pseudo-slugs – interfacial drag and transition to slug flow // International Journal of

Multiphase Flow. 2002. Vol. 28. P. 1911-1927.

406. Sood A., Rhodes E. Pipeline Scale-up in Drag Reducing Turbulent Flow // Can. J. Chem. Eng. 1998. Vol. 76. P. 11-18.

407. Spangler J.G. Studies of viscous drag reduction with polymers including turbulence measurements and roughness effects // Viscous Drag Reduction. N-Y. Plenum Press. 1969. P. 131-157.

408. Taylor G. Statistical theory of turbulence // Proc. Roy. Soc. A. 1935. Vol. 151. P. 421-444.

409. Taylor G. The statistical theory of isotropic turbulence // J. Aero. Sci. 1937. Vol. 4. P. 311-315.

410. Taylor G. The dispersion of matter in turbulent flow through a pipe // Proc. Roy. Soc. S. A. 1954. Vol. 223. № 1155. P. 446-468.

411. Taylor G. Diffusion and Mass Transport in Tubes // Proc. Roy. Soc. s. B. 1954. Vol. 67. № 12. P. 857-869.

412. Taylor G., Green, A.E. Mechanism of the production of small eddies from large ones // Proc. Roy. Soc. A. 1937. Vol. 158. P. 499-521.

413. Tullius L., Kang C., Jepson W.P. Effect of water-soluble drag reducing agent in liquid/gas slug flow // BHR Group. 2002. Multiphase Technology. P. 267-279.

414. Ting P.G., Little R.C. Characterization of drag reduction and degradation effects in the turbulent pipe flow of dilute polymer solutions // Journal of Applied Polymer Science. 1973. Vol. 17(11). P. 3345-3356.

415. Toms B.A. On the Early Experiments on Drag Reduction in Polymers // Phys. Fluids. 1977. Vol. 10. P. 53-55.

416. Toms B.A. Some observations on the flow of linear polymer solutions through straight tubes at large Reynolds numbers // In Proceedings of the 1<sup>st</sup> International Congress on Rheology. Vol. 2. North Holland. 1949. P. 135-141.

417. Virk P.S. Drag reduction in rough pipes // J. Fluid Mech. 1971. Vol. 45. № 2. P. 225-246.

418. Virk P.S. Drag Reduction Fundamentals // AIChE Journal. 1975. Vol. 21. № 4. P. 625-655.

419. Virk P.S., Suraiya T. Mass transfer at maximum drag reduction // Drag Reduct. Pap. 2nd Int. Conf., Cambridge. 1977. G3/41-G3/56.
420. Virk P.S., Merrill E.W., Mickey H.S., Smith K.A. The critical wall shear stress for reduction of turbulent drag in pipe flow // Modern Development in the Mechanics of Continua. New York: Acad. Press. 1965. P. 38.
421. Yang S.Q. Drag reduction in turbulent flow with polymer additives // Journal of Fluids Engineering. 2009. Vol. 131 (5). P. 31-51.
422. Yang S.Q. Drag reduction in a flat-plate boundary layer flow by polymer additives // Physics of Fluids. 2005. Vol. 17. P. 065-104.
423. Yang S.Q., Dou G. Turbulent drag reduction with polymer additive in rough pipes // Journal of Fluid Mechanics. 2010. Vol. 642. P. 279-294.
424. Yi Wang, Bo Yu, Jacques L. Zakin, Haifeng Shi. Review on Drag Reduction and Its Heat Transfer by Additives // Advances in Mechanical Engineering. 2011. Article ID 478749. 17 p.
425. Vanapalli S.A., Ceccio S.L., Solomon M.J. Universal scaling for polymer chain scission in turbulence // Proceedings of National Academy of Sciences of USA. 2006. Vol. 103(45). P. 16660-16665.
426. Warholic M.D., Gavin M.S., Hanratty T.J. The influence of a drag reducing surfactant on a turbulent velocity field // J. Fluid Mech. 1999. Vol. 388. P. 1-20.
427. Warholic M.D., Heist D.K., Katcher M., Hanratty T.J. A study with particle-image Velocimetry of the influence of drag-reducing polymers on the structure of turbulence // Experiments in Fluids. 2001. Vol. 31. P. 474-483.
428. White C.M., Mungal M.G. Mechanics and Prediction of Turbulent Drag Reduction with Polymer Additives // Ann. Rev. Fluid Mech. 2008. Vol. 40. P. 235-256.

**ПРИЛОЖЕНИЯ**

## Приложение 1. Акт внедрения результатов диссертационной работы в РГУ нефти и газа (НИУ) имени И.М. Губкина

**УТВЕРЖДАЮ**

Ректор  
Ректор РГУ нефти и газа (НИУ)  
имени И.М. Губкина,  
академик РАО, д.э.н., профессор



В.Г. Мартынов

23.06.2023

**А К Т**

о внедрении результатов диссертационного исследования  
Голунова Никиты Николаевича  
«РАЗВИТИЕ НАУЧНО-МЕТОДИЧЕСКИХ ОСНОВ ПРИМЕНЕНИЯ  
ПРОТИВОТУРБУЛЕНТНЫХ ПРИСАДОК ДЛЯ ТРАНСПОРТА НЕФТИ И  
НЕФТЕПРОДУКТОВ ПО МАГИСТРАЛЬНЫМ ТРУБОПРОВОДАМ»  
в учебный процесс РГУ нефти и газа (НИУ) имени И.М. Губкина

Комиссия в составе:

Председатель: Кошелев В.Н., проректор по учебной работе, д.х.н., профессор  
Члены комиссии: Душин А.В., начальник учебно-методического управления,  
к.ф.н., профессор  
Короленок А.М., декан факультета проектирования,  
сооружения и эксплуатации систем трубопроводного  
транспорта, заведующий кафедрой нефтепродуктообеспечения  
и газоснабжения, д.т.н., профессор

Составили настоящий акт о том, что результаты диссертационной работы на соискание ученой степени доктора технических наук по специальности 2.8.5. – «Строительство и эксплуатация нефтегазопроводов, баз и хранилищ», имеющие значимое научно-теоретическое и прикладное значение в области гидравлики транспорта по магистральным трубопроводам нефти и нефтепродуктов с противотурбулентными присадками, внедрены в образовательный процесс по направлениям подготовки 21.03.01 «Нефтегазовое дело» (бакалавры) и 21.04.01 «Нефтегазовое дело» (магистры), а также используются при проведении дополнительных профессиональных программ для руководителей и специалистов организаций трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов.

Внедрение результатов диссертационной работы в учебный процесс позволяет изучать положения гидравлической теории, методы расчета эксплуатационных параметров магистральных трубопроводов на этапе их технологического проектирования, а также проводить оценку эффективности процессов транспортировки нефти и нефтепродуктов по технологическим участкам магистральных трубопроводов в процессе их эксплуатации и реконструкции.

Председатель комиссии

В.Н. Кошелев

Члены комиссии

А.В. Душин

А.М. Короленок

## Приложение 2. Акт внедрения результатов диссертационной работы в ООО «Научно-исследовательский институт трубопроводного транспорта»



УТВЕРЖДАЮ  
Первый заместитель  
генерального директора  
 /Д.А. Неганов/  
«26/» /06/ 2023 г.

### АКТ ВНЕДРЕНИЯ

Об использовании результатов диссертационного исследования Голунова Н.Н. на тему «Развитие научно-методических основ применения противотурбулентных присадок для транспорта нефти и нефтепродуктов по магистральным трубопроводам»

1. Результаты диссертационного исследования по добавлению противотурбулентной присадки (далее - ПТП) в зону контакта последовательно перекачиваемых партий нефтепродуктов для уменьшения количества смеси и разработанный метод расчета начальной концентрации ПТП в зоне контакта партий разносортных нефтепродуктов для сокращения объема смеси, образующейся при их последовательной перекачке, включены в состав рекомендаций НИР «Исследование смесеобразования и методов контроля движения смесевых зон различных партий нефти и нефтепродуктов. Разработка рекомендаций по оперативному контролю смесеобразования», выполненной ООО «НИИ Транснефть» в 2017 г.

2. Полученные результаты, выводы и рекомендации исследования, а именно:  
- состав блоков измерительного гидравлического стенда, в т.ч. необходимость использования шнековых или других объемных нагнетателей, оказывающих минимальное воздействие на транспортируемую среду для исключения полной или частичной деструкции (разрушения) ПТП при проведении стендовых

экспериментальных исследований (и, как следствие, исключения недостоверности результатов таких исследований) с многократным прохождением жидкости через насосы,

- разработанная последовательность обработки экспериментальных данных, полученных на гидравлических трубных стендах;

- разработанная Методика пересчета на реальные магистральные трубопроводы гидравлических свойств ПТП, определяемых по результатам экспериментальных исследований на трубных стендах;

- были применены в ООО «НИИ Транснефть» для разработки и эксплуатации экспериментального стенда в Научно-Техническом Центре ООО «НИИ Транснефть» в г. Уфа для проведения многофакторных исследований характеристик агентов снижения гидравлического сопротивления нефти и нефтепродуктов при транспортировке по трубопроводу, а также при разработке методик проведения экспериментов и обработки экспериментальных данных на стенде.