Http://www.engstroy.spb.ru – полнотекстовая версия журнала в сети Интернет. Бесплатный доступ, обновление с каждым новым выпуском

Инженерно-строительный журнал
научно-прикладное издание

ISSN 2071-4726

Свидетельство о государственной регистрации: ПИ №ФС77-38070, выдано Роскомнадзором

Специализированный научный журнал. Выходит с 09.2008.

Включен в Перечень ведущих периодических изданий ВАК РФ

Периодичность: 8 раз в год

Учредитель и издатель:

ФГБОУ ВПО «Санкт-Петербургский государственный политехнический университет»

Адрес редакции:

195251, СПб, ул. Политехническая, д. 29, Гидрокорпус-2, ауд. 227А

Главный редактор:

Вера Михайловна Якубсон

Научный редактор:

Николай Иванович Ватин

Литературный редактор:

Елена Викторовна Соболева

Редакционная коллегия:

д.т.н., проф., зав. каф. ФГБОУ ВПО СПбГПУ Н.В. Арефьев;
д.т.н., проф., ректор ФГБОУ ВПО СГАСУ М.И. Бальзанников;
к.т.н., проф., проректор по перспективным проектам ФГБОУ ВПО СПбГПУ А.И. Боровков;
д.т.н., проф., Вильнюсский технический университет им. Гедиминаса, Э.К. Завадскас;
д.т.н., проф., зав. каф. ФГБОУ ВПО СПбГПУ В.В. Лалин;
к.т.н., директор РУП «Институт БелНИИС» М.Ф. Марковский;

и другие.

Полный список редсовета и редколлегии – на веб-сайте журнала.

Установочный тираж 1000 экз.

Подписано в печать 20.03.13
Формат 60x84/8, усл. печ. л. 13.
Заказ № 0786

Отпечатано в типографии СПбГПУ.
СПб, ул. Политехническая, д. 29

Тел. +7(812)535-52-47
E-mail: engstroy@inbox.ru

Web: Http://www.engstroy.spb.ru

Содержание

МЕТОДЫ

Сотников А.Г. Аналитическая методика определения наружных расчетных параметров в системах микроклимата зданий 3

Самарин О.Д., Тищенкова И.И. Исследование регулируемых параметров в автоматизированных климатических системах в целях энергосбережения 13

РАСЧЕТЫ

Половников В.Ю., Хузеев В.А. Численный анализ влияния промерзания грунта в зоне прокладки на тепловые потери бесканальных теплопроводов 19

Немова Д.В. Интегральные характеристики термогравитационной конвекции в воздушной прослойке навесных вентилируемых фасадов 25

Петриченко М.Р., Петроченко М.В., Явтушенко Е.Б. Гидравлически оптимальная вентилируемая щель 35

ТЕОРИЯ

Калякин А.М., Чеснокова Е.В. Дополнение к методу анализа размерностей в задачах гидравлики 41

Высоцкий Л.И. Существуют ли зоны с отрицательной вихревой вязкостью в продольно-однородных турбулентных потоках? 48

ОПЫТ

Исаев С.А., Ватин Н.И., Лебига В.А., Зиновьев В.Н., Кэ-Чин Чан, Цзюн-Цзи Мяу. Задачи и методы численного и физического исследования аэродинамики высотных зданий в прибрежной зоне «море-суша» (англ.) 54

Каверин А.А. Результаты экспериментальных исследований границ смены режимов течения за уступом 62

АНАЛИЗ

Михалев М.А. О моделировании местного размыва русла за водосбросными плотинами 67

Кантаржи И.Г., Мадерич В.С. Обеспечение качества морской воды в искусственных береговых акваториях 75

Ватин Н.И., Чечевичкин В.Н., Чечевичкин А.В., Шилова Е.С. Применение цеолитов клиноптилолитового типа для очистки природных вод 81

Солдатенко Т.Н. Модель управления работами эксплуатирующей организации по содержанию инженерных систем комплекса недвижимости 89

© ФГБОУ ВПО СПбГПУ, 2013

На обложке: лаборатория для моделирования инженерных сетей водоснабжения и вентиляции, Mikkeli University of Applied Sciences, г. Миккели, Финляндия

Уважаемые коллеги!

В ноябре 2013 года состоится

Пятая юбилейная международная научно-техническая конференция

«ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ТЕПЛОГАЗОСНАБЖЕНИЯ И ВЕНТИЛЯЦИИ»

Конференция посвящается 90-летию со дня рождения академика РААСН, профессора, доктора технических наук В.Н. Богословского

Организатор конференции:
ФГБОУ ВПО «Московский государственный строительный университет» (НИУ МГСУ)
при участии Научно-исследовательского института строительной физики Российской академии архитектуры и строительных наук (НИИСФ РААСН).

Дата проведения конференции: 20-22 ноября 2013 г.

Тематическая направленность конференции: теоретические основы и перспективные направления научных исследований в области теплогазоснабжения и вентиляции.

К участию в конференции приглашаются преподаватели, студенты, аспиранты, докторанты и сотрудники вузов, научно-исследовательских и проектных организаций из Российской Федерации и других стран.

Тематика пленарных заседаний и секций: строительная теплофизика, энергосбережение и энергоэффективность, отопление, вентиляция и кондиционирование воздуха, теплоснабжение, котельные установки, газоснабжение.

Предполагаемая информационная поддержка конференции: журналы «С.О.К.», «Инженерные системы», «Новости теплоснабжения», «Энергосбережение и водоподготовка», «Водоснабжение и санитарная техника», «Полимергаз», «Светопрозрачные конструкции», Информационно-издательский центр «Современные строительные конструкции».

К началу конференции предполагается издание сборника докладов. Доклады авторов, принявших личное участие в конференции, будут при возможности опубликованы после конференции в журналах, входящих в список, рекомендуемый ВАК РФ для публикации материалов диссертаций на соискание ученых степеней кандидата и доктора наук. К публикации принимаются доклады только научно-технического характера и не несущие в себе элементов рекламы, которые публикуются в сборнике бесплатно. Все доклады рецензируются Научным комитетом конференции, который оставляет за собой право отклонить доклад при его несоответствии тематике и требованиям к научным публикациям.

В рамках конференции предполагается проведение открытого конкурса на лучшую научно-исследовательскую работу среди студентов, аспирантов и молодых ученых (в возрасте до 30 лет и не имеющих ученой степени кандидата наук). От каждой организации может быть представлено не более 2-х докладов. Соответствующий доклад должен быть подготовлен без соавторства старших по возрасту сотрудников, за исключением научного руководителя конкурсанта. Другие условия конкурса будут сообщены дополнительно.

Место проведения: Москва, Ярославское ш., д.26, ФГБОУ ВПО «Московский государственный строительный университет»

Представители оргкомитета: проф., к.т.н. Махов Леонид Михайлович; доц., к.т.н. Самарин Олег Дмитриевич; доц., к.т.н. Троицкая Елена Владимировна (научный редактор); заместитель директора ИИЭСМ МГСУ по научной работе Лушин Кирилл Игоревич

Тел. (499) 188-36-07
E-mail: tgvconf@mail.ru

О намерении участвовать в конференции в качестве докладчика или участника просьба сообщить в оргкомитет по E-mail до 30 марта 2013 г. При этом необходимо выслать ориентировочные названия тем докладов и их краткие тезисы. Если работа направляется на конкурс молодых ученых, это должно быть отмечено в письме. В случае принятия доклада оргкомитетом конференции Вы получите инструкцию по его оформлению и условия проведения молодежного конкурса.

ПРИГЛАШАЕМ К СОТРУДНИЧЕСТВУ!

ДО ВСТРЕЧИ В МОСКВЕ!

Оргкомитет конференции

Аналитическая методика определения наружных расчетных параметров в системах микроклимата зданий

Д.т.н., профессор А.Г. Сотников*,
НП «АВОК – Северо-Запад»

Ключевые слова: параметры воздуха; наружная температура; кривая изменения; амплитуда; тренд; квантиль; объект; отклонение

Наружные расчетные параметры (НРП) весьма важны для проектирования систем кондиционирования воздуха (СКВ), систем вентиляции (СВ) и систем отопления (СО) зданий разного назначения. Они являются основой для определения расчетных холодо- и теплопроизводительности систем, типоразмера соответствующего оборудования, а также влияют на капитальные и эксплуатационные затраты. Настоящая статья предлагает аналитическую методику определения НРП, отсутствующую в отечественной и зарубежной литературе.

Состояние вопроса и постановка задачи

Данная статья посвящена конкретной методике определения расчетной наружной температуры в теплое время года. Методики определения других параметров будут освещены в последующих статьях автора.

Обоснованная методика определения НРП – единственная отсутствующая аналитическая методика в вентиляционной технике, и ее разработка имеет большое экономическое значение как для России, так и для других стран. Такая методика, усовершенствованная в последующем, была представлена в работах автора [1 – п. 4.9, 2, 3]. Однако в таком виде методика противоречила СНиП, и автор предложил решение обратной задачи – о величине отклонений параметров в помещении при существующей методике нормирования [4]. Оценку этой методики можно найти в обзорной статье Е.В. Стефанова и В.Д. Коркина [5]: «Значительно улучшить не только энергетические, но и другие показатели СВ и КВ позволяет выбор рациональных режимов на базе научно обоснованных расчетных параметров наружного воздуха и требований к воздушной среде помещений. Известно, что трактовка расчетного состояния наружного воздуха современными нормами недостаточно совершенна. Ныне уже есть опыт, дающий возможность не только обоснованно подходить к выбору расчетного состояния наружного воздуха, но и учитывать теплофизические и технологические характеристики объектов и систем. Работы по совершенствованию нормирования наружного климата продолжаются в ЛТИХП совместно с ГГО им. А.И. Воейкова».

Основным толчком к разработке методики нормирования НРП послужило начало серийного производства центральных кондиционеров на крупнейшем Харьковском заводе «Кондиционер» в конце 50-х гг. XX века. Тогда же появилась первая официальная информация в отечественной литературе об этой проблеме [6], хотя публикации на эту тему можно найти еще раньше, в работах 1930-х гг.

Во всех ведущих странах уже многие десятилетия НРП находят, исходя из произвольно (а не расчетно) выбираемой обеспеченности (вероятности непревышения) наружной температуры по сухому и мокрому термометрам[*]. Подчеркнем тот факт, что величина отклонения и вероятность его превышения пропорционально связаны. Например, в комфортных системах обе величины имеют бо́льшие значения, а в специальных технологических – меньшие. В нашей стране в теплое время года принимают обеспеченность p=0,95 (так называемые параметры «А» для систем вентиляции), чему соответствует средняя продолжительность превышения (1–0,95)·8766≈440 ч/год. Для систем комфортного кондиционирования принимают параметры «Б» p=0,98, этому соответствует средняя продолжительность превышения (1–0,98)·8766≈176 ч/год.

[*] Подробные данные о наружных температурах при необеспеченности 0,4; 1 и 2% для городов США и других стран мира можно найти в справочнике ASHRAE, 2001, Fundamentals, CHAPTER 27 «Климатическая информация», табл. 1A и 1B, с. 27.6…27.53.

Для специальных систем технологического кондиционирования и особо ответственных объектов, где отклонения параметров могут привести к браку весьма дорогостоящей продукции, принимают более высокие параметры, вплоть до абсолютно максимальных при p=1,0 (бывшие параметры «В»). Так, например, было в прецизионных СКВ для оптики (дифракционные решетки), для точного машиностроения (делительные линейки), для выделки дорогих мехов, когда допустимые отклонения температуры составляли десятые и даже сотые доли градуса, а отклонения влажности – 1–2%. Эффект нормирования параметров определяет качество продукции и количество в ней брака.

В период с 60-х годов XX века и до наших дней НРП получали разные названия: класс 0, 200 и 400; класс I, II и III; параметры А, Б и В, а также небольшие уточнения.

Отечественный необоснованный и неаналитический принцип определения НРП, естественно, вызывал критику со стороны многих отечественных ученых на протяжении всего XX века. Следует отметить работы Г.И. Волкова (1938); К.Н. Варенцова (1939); В.А. Розена (1939); Л.Б. Успенской и Л.Е. Анапольской (1957) [7, 8]; Л.Б. Успенской и Б.Н. Юрманова (1959) [9]; Я.С. Гречаника (1961); В.А. Бараца (1961); П.И. Андреева и В.И. Мошкина (1961); А.Я. Креслиня (1964, [10]); Н.Н. Разумова, Ф.В. Ушкова и И.С. Шаповалова (1965); М.А. Михайлянца (1969); М.Н. Тертерова (1969); А.В. Пузырева (1969) [11]; В.Н. Богословского совместно с В.П. Титовым (1969) [12], Е.Г. Гречушниковой (1969), Е.Г. Малявиной (1975) [13], Ю.Я. Кувшиновым (1982); Р.Д. Октябрьского (1976) [14]; С.Н. Ефремова (1976); А.Г. Сотникова (1982); Н.В. Кобышевой и В.Э. Нициса (1983); Е.В. Стефанова и В.Д. Коркина (1985); А.А. Рымкевича (1990); А.Д. Кривошеина (1990) и других[1]. После 90-х гг. XX века, как и во всей технической науке, число публикаций на эту тему резко уменьшилось, а их уровень заметно снизился.

Основные и наиболее существенные признаки применяемой методики нормирования НРП:

- нормирование двух параметров ($t_н$, $i_н$ или $t_в$, $t_{в.м}$) как независимых, хотя один из них аналитически связан с другим (энтальпия наружного воздуха зависит от его температуры и влагосодержания);
- разный принцип нормирования НРП в теплое и холодное время года;
- неучет взаимосвязи совместного суточного хода температуры и энтальпии наружного воздуха в летних расчетных условиях;
- неучет разной доли расхода наружного воздуха в приточном, как наиболее существенного фактора, влияющего на нормирование, см. формулы (5)–(9);
- отсутствие методики нормирования влагосодержания наружного воздуха в теплый период года как основного параметра для расчета вентиляции водных объектов, катков и спортивных арен в режиме льда;
- учет разной обеспеченности p (вероятности непревышения), отнесенной к году или зимним месяцам, одному жаркому месяцу, наиболее холодной пятидневке и т.п.

Аналогичные принципы нормирования НРП традиционно применяют уже долгое время в Европе и Америке [15 – 21].

Краткая оценка и анализ публикаций по совершенствованию выбора НРП

Эффективно обобщить имеющиеся публикации по этой проблеме удастся только в том случае, если использовать системный подход: тогда высказанные предложения окажутся не случайными, а системно обоснованными. Важно отметить, что ни в одной из работ, критикующих те или иные особенности выбора НРП, не предложено альтернативной методики, лишенной недостатков существующей. В представленных работах не обнаружено аналитических зависимостей для НРП, комплексно учитывающих ряд факторов и параметров, в том числе:

[1] Названия упомянутых статей и журнальную адресацию можно найти в библиографии гл. 3 т. I книги автора [2].

- заданные гигиенические и технологические отклонения параметров воздушной среды помещений ($\Delta t_{в.доп}$, $A_{t_{в.доп}}$, $\Delta d_{в.доп}$, $A_{d_{в.доп}}$, $\Delta\varphi_{в.доп}$, $A_{\varphi_{в.доп}}$);
- ход *пиковых* летних и зимних параметров наружного воздуха, их представление трендом (средним) и суточной гармоникой и др.;
- суммарную или же непрерывную продолжительность летних нарушений (многочисленные, но короткие отклонения за ряд суток неравноценны по своему воздействию длительным непрерывным отклонениям, которые наблюдались, например, летом 2010 года);
- технологическую схему системы; аппараты, используемые для тепловлажностной обработки воздуха в теплое и холодное время года;
- долю наружного воздуха, используемую в системе в *пиковых* летних и зимних условиях ($\overline{G_н} = G_н / G_{пр} = 0{,}1...1$);
- статические и динамические характеристики элементов (звеньев) такой системы – объектов поддержания температуры и влажности;
- описания *краев распределений* – летних максимумов температуры наружного воздуха $t_{н.max}(p)$, влагосодержания наружного воздуха $d_{н.max}(p)$ в зависимости от обеспеченности p в разных городах (см. далее рис. 2).

Аналитическое решение задачи можно получить при наличии всех этих данных и составлении соответствующих уравнений. Для решения такой задачи потребовалось провести специальные исследования и собрать недостающий материал. В частности, сведения о видах и способах определения статических и амплитудных отклонений параметров, допустимых для жизнедеятельности человека и протекания различных технологических процессов, хотя и известны, но в значительной степени отрывочны, и поэтому требуют систематизации и обобщения. Также требуют сбора и систематизации аналитические зависимости для статических и динамических характеристик всех звеньев (элементов) СКВ, например, помещения, воздухонагревателя и воздухоохладителя-осушителя, увлажнителя, камеры смешения, протяженного неизолированного воздуховода и др. Существенны частоты (периоды), с которыми происходят изменения наружных параметров, обычно это сутки. В ходе общей постановки задачи необходимо найти, обработать и обобщить климатологическую информацию, которая описывает пиковый ход наружных параметров летом и зимой.

По нашему мнению, существующая методика имеет, помимо указанных, ряд других недостатков. Так, например, выбор энтальпии воздуха в качестве второго нормируемого параметра является неудачным, т.к. это сложный параметр, зависящий от двух простых абсолютных параметров – температуры и влагосодержания. Кроме того, для энтальпии не может быть задано допустимое отклонение. В методике должно быть строго обосновано, какая пара параметров должна нормироваться. Нормирование энтальпии наружного воздуха в холодное время года для северных регионов представляется избыточным, т.к. при малом влагосодержании наружного воздуха его энтальпия численно близка температуре ($i_н \approx c_в t_н$). Не во всех случаях можно получить в доступной форме статическую характеристику такого аппарата, как охладитель-осушитель воздуха, при разном соотношении холода на эти совместно происходящие процессы и с учетом способа управления: расходом или температурой холодной воды, байпассированием воздуха.

Разный принцип определения НРП: в теплый период года принят по обеспеченности (вероятности непревышения), а в холодный – по квантилю (физической величине, характеризуемой вероятностью) усредненных температур (наиболее холодной пятидневки при обеспеченности $p = 0{,}92$ или $p = 0{,}98$, наиболее холодных суток), что учитывает особенности процесса компенсации теплопотерь здания системой отопления, в частности, его инерционность. При одинаковой производительности системы, но разных расходах наружного воздуха (от 10% до 100%) с увеличением этого процента линейно возрастает влияние наружной среды на возникающее отклонение температуры в помещении, что должно быть учтено, так как это приводит к существенно разным НРП по температуре воздуха и его влагосодержанию.

О возможности оптимизации НРП

В общей постановке этой задачи как оптимизационной нужно учитывать минимум приведенных затрат по основному технологическому процессу, требующему определенных параметров воздушной среды, и системе кондиционирования, которая обеспечивает эти параметры. Однако в настоящее время трудно найти надежные данные о продукции, ее качестве и количестве брака в зависимости от отклонений параметров в помещении и их обеспеченности. Поэтому будем полагать, что технологический процесс или комфортные условия регламентируют параметры, их отклонения и обеспеченность (вероятность непревышения). В дальнейшем, при наличии подобных данных относительно различных производств, можно ставить и более общую задачу определения оптимальных НРП.

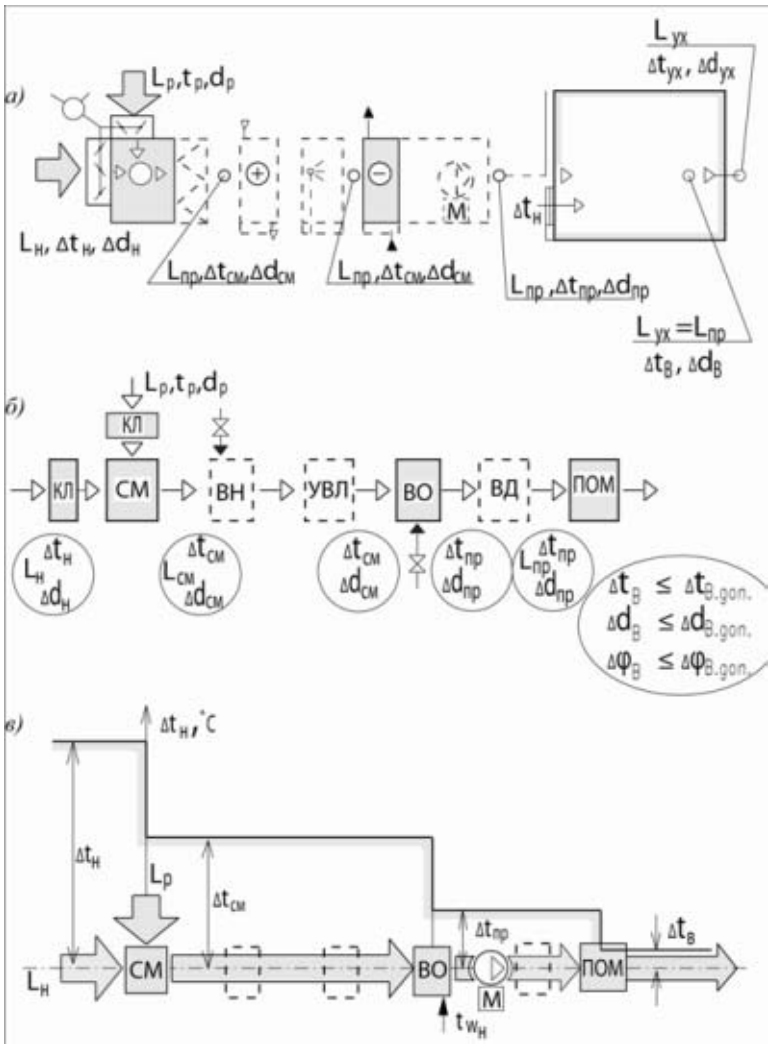


Рисунок 1. Комплекс зависимостей, используемых для теоретического обоснования методики определения НРП:
а) **технологическая (функциональная) схема системы кондиционирования с указанием аппаратов, используемых в теплое время года (сплошные) и аппаратов, используемых в холодное время года (пунктир);**
б) **структурная схема системы кондиционирования, соответствующая ее технологической схеме на рис. 1, *а*; система автоматизации не показана, т.к. управляющее воздействие при *пиковых* наружных параметрах выше НРП исчерпано;**
в) **график уменьшения начального превышения температуры наружного воздуха над расчетным значением после камеры смешения, воздухоохладителя и в помещении**

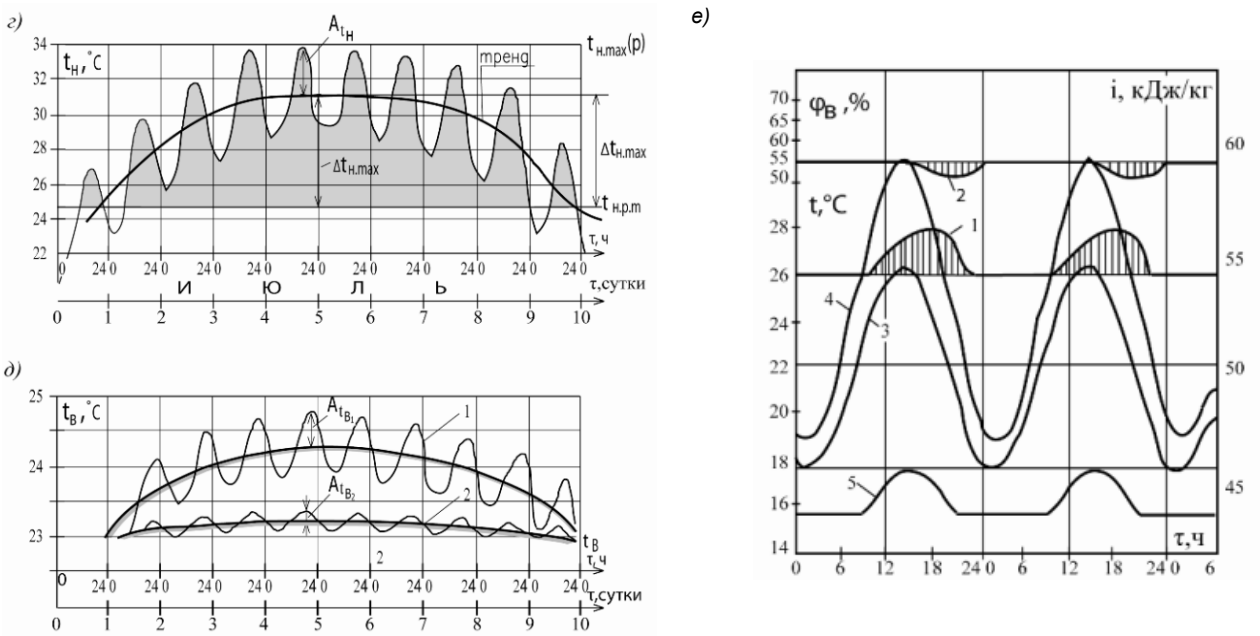


Рисунок 1. Комплекс зависимостей, используемых для теоретического обоснования методики определения НРП:
***г)* характерный график изменения *пиковых* летних температур, где температура представлена как сумма тренда (устойчивого среднего) и суточной гармоники ее колебания;**
***д)* характерный график изменения *пиковых* летних температур в помещении:**
***1* – при относительном расходе наружного воздуха $\overline{L}_н = 1$;**
***2* – при относительном расходе наружного воздуха $\overline{L}_н = 0,1$;**
***е)* график взаимосвязанного изменения температуры (*1*), относительной влажности воздуха (*2*) в производственном помещении при периодическом суточном изменении температуры (*3*) и энтальпии (*4*) наружного воздуха, а также температуры приточного воздуха (*5*) в случае, когда наружные температура и энтальпия превышают значения, принятые за расчетные (по данным А.В. Пузырева [11])**

Вывод аналитических зависимостей

Рассмотрим вывод аналитических зависимостей на основе технологической (функциональной) схемы некоторой СКВ (рис. 1, *а*) и соответствующей ей структурной схемы (рис. 1, *б*), как это принято в теории автоматического регулирования.

Рассмотрим технологическую схему некоторой СКВ (рис. 1, а, б). В *пиковых* условиях теплого времени года используют только воздухоохладитель, но количество холода выше расчетного получить нельзя. Аналогично в холодный период года используют воздухонагреватель и увлажнитель, при этом количество теплоты увеличить нельзя.

Известны параметры воздуха в помещении, кроме того, известно допустимое статическое (т.е. в установившемся процессе) и амплитудное отклонение температуры и относительной влажности. Заметим, что при известной температуре воздуха $t_в$ отклонение влажности $\Delta\varphi_{в.доп}$ можно заменить соответствующей величиной отклонения влагосодержания $\Delta d_{в.доп}$. Так, например, при $t_в$=20 °С, $\varphi_в$=50 % и $\Delta\varphi_{в.доп}$=7 % по диаграмме *i–d* или таблицам определяем, что $\Delta d_{в.доп}$=1 г/кг.

Предполагаем, что известна обеспеченность *p* отклонений параметров в помещении на основе допустимого брака технологической продукции или по гигиеническим требованиям. Этой обеспеченности приписываем выбираемые наружные экстремальные параметры $t_{н.max}(p)$ и $d_{н.max}(p)$. Как пример такой зависимости на рис. 2 приведены графики, описывающие степенной зависимостью *края распределений* температуры наружного воздуха в теплый (индекс Т) и холодный (индекс Х) периоды года, его влагосодержания и энтальпии в функции от обеспеченности *p* (по данным, полученным в ГГО им. А.И. Воейкова).

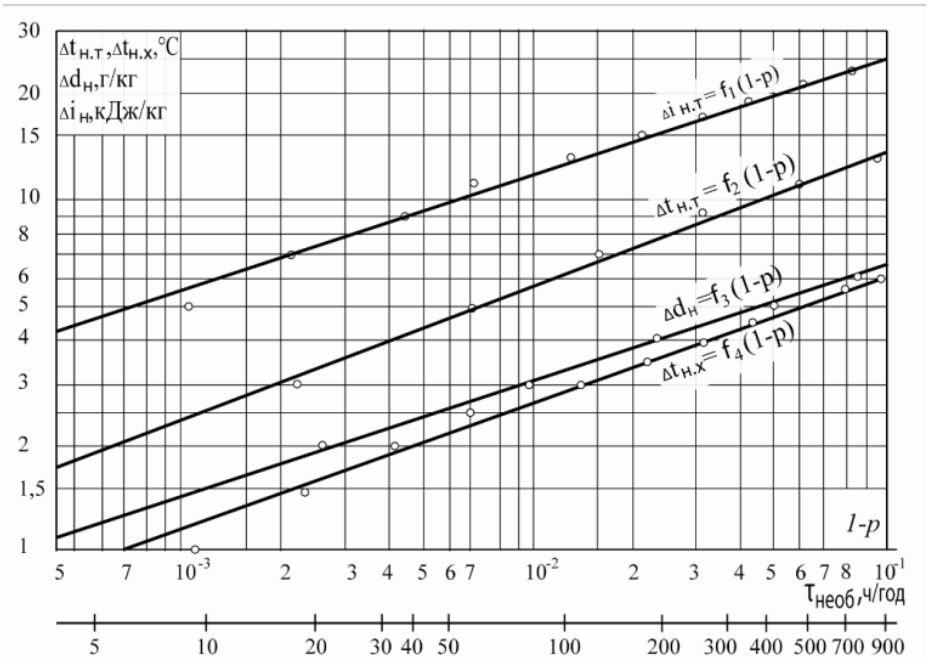


Рисунок 2. Зависимости, описывающие суммарную повторяемость краев распределений температуры наружного воздуха в теплый (индекс Т) и холодный (индекс Х) периоды года, его влагосодержания и энтальпии в функции от необеспеченности (1–*p*)

В структурную схему системы кондиционирования входит и управляющая часть. Однако в решаемой задаче при параметрах наружного воздуха, превышающих расчетные (выше летом и ниже зимой), величина управляющего воздействия – расхода или температуры хладо- или теплоносителя – увеличена быть не может. Поэтому в решаемой задаче управляющее воздействие есть, однако в *пиковых* условиях оно *исчерпано*, и система автоматического регулирования *разомкнута*.

Для решения поставленной задачи в расчетных условиях теплого времени года следует нормировать два параметра, удовлетворяющие нескольким требованиям, – температуру и влагосодержание. Во-первых, они простые, абсолютные и аналитически независимые друг от друга, имеющие *свои* уравнения баланса теплоты или массы. Во-вторых, эти параметры не зависят от *перекрестных* нагрузок: температура не зависит от влаговыделений, а влагосодержание – от тепловыделений.

Расчетная наружная температура в теплое время года

Выбрать расчетную наружную температуру (НРТ) в теплое время года – это значит найти такое значение $t_{нрт}$, превышение которого:

$$\Delta t_{н}(\tau) = \Delta t_{н.тр}(\tau) + A_{t_н} = t_{н.max}(p) - t_{нрт}, \qquad (1)$$

состоящее из тренда (устойчивого среднего) $\Delta t_{н.тр}(\tau)$ и амплитуды суточной гармоники $A_{t_н}$, с учетом их уменьшения (затухания) во всех существенных звеньях системы (рис. 1, *в*) приведет к повышению температуры воздуха в помещении $\Delta t_{в}(\tau)$, согласно рис. 1, *д,* не более допустимого.

В качестве звеньев системы, где происходит уменьшение отклонений температуры, рассматривают камеру смешения, воздухоохладитель, воздуховод (если он длинный по калибрам *l*/*d*) и помещение. Заметим здесь, что как текущая температура воздуха $t_{в}(\tau)$, в общем меняющаяся упорядоченно, так и ее отклонение $\Delta t_{в}(\tau)$ от заданного значения зависят от случайных величин $t_{н.max}(p)$ и $A_{t_н}(p)$ и поэтому тоже случайны.

Например, при выборе в качестве максимальной температуры $t_{н.max}$ в Санкт-Петербурге абсолютно максимального значения (p=1) $t_{н.абс.max}$=34°C [22] вычисляемая расчетная температура будет содержать известный запас, что важно при жестких технологических требованиях. При комфортных условиях можно принять температуру, меньшую абсолютного максимума, например, $t_{н.max}(p=0{,}9998)$=30°C по данным [23]. Различие этих температур оказывается заметным.

Воспользуемся графической интерпретацией объясняемого явления (рис. 1, *в, г*). Рассмотрим ход температуры наружного воздуха за несколько суток в *пиковых* летних условиях. Его характеризует сначала плавное повышение тренда, его постоянство, а через несколько суток плавное понижение средней температуры (тренда), относительно которой отмечены суточные колебания температуры, близкие к гармоническим, с амплитудой $A_{t_н}$ Тепловое возмущение, вносимое в систему с наружным воздухом и не компенсируемое соответствующим расходом холода, пропорционально текущей разности температур $\Delta t_{н.р}(\tau) = t_н(\tau) - t_{нрт}$ и доле наружного воздуха в смеси с рециркуляционным $\overline{L}_н = L_н / L_{пр} = 0...1$. Это возмущение при $\overline{L}_н = 1$ характеризует заштрихованная площадь на рис. 1, *г*. Будем искать общее изменение температуры воздуха в помещении как результат наложения этих двух составляющих – тренда, описываемого в возрастающей части приближенной экспонентой

$$\Delta t_{н.тр}(\tau) = 1 - \exp\left(-\tau / T_{тр}\right) \tag{2}$$

и суточной гармоникой

$$\Delta t_н(\tau) \approx A_{t_н} \cos\left[2\pi\left(\tau - \tau_0\right)/24\right]. \tag{3}$$

Постоянную времени *длинного* тренда примем $T_{тр}$=1…1,5 суток, что позволяет подъем средней температуры считать протекающим за время τ=4…6 суток, после чего она будет постоянной или будет снижаться. Воздействие этих двух отклонений на объект, находящийся в помещении (человека, деталь, изделие и др.), будет эквивалентным при условии их сложения по соотношению:

$$\Delta t_{в.экв} = \Delta t_{в.тр} + A_{t_В} / \sqrt{T_о^2 \omega^2 + 1}, \tag{4}$$

где $T_о$ – так называемая постоянная времени объекта, воспринимающего это отклонение температуры. Наиболее сложно эта величина определяется для человека, но при медленных (суточных) колебаниях температуры вполне допустимо приравнять амплитудное отклонение к статическому. Для других объектов стабилизации температуры (детали, изделия и т.п.) в форме пластины при двустороннем воздействии на нее принимают $T_о = c_м \rho_м \delta_м / 2\alpha_к$, аналогично для цилиндра, когда вместо $\delta_м$ подставляют диаметр $d_м$.

Выведем выражение для искомого отклонения температуры воздуха в помещении при возмущении, вносимом наружным воздухом. Максимальное статическое отклонение температуры воздуха можно получить из уравнения теплового баланса при времени, когда средняя температура (тренд) устанавливается:

$$\Delta t_{н.р} \mathcal{K}_{см} \mathcal{K}_{во} L_{пр} c_в \rho_в \left[1 - \exp\left(-\tau / T_{тр}\right)\right] = \Delta t_{в.max}\left[\alpha_{к.ср} \sum F_{огр}\left(1 - \theta_{пов}\right) + k_р V_{пом} c_в \rho_в / 3600\right], \tag{5}$$

где $\Delta t_{н.р} = t_{н.max}(p) - A_{t_н} - t_{нрт}$ – расчетная разность температур вносимого трендом и не компенсируемого холодом температурного возмущения.

Например, при существующем нормировании для Санкт-Петербурга[2] при $t_{н.max}(p=1)=34°C$, $A_{t_н}{*}=8,7/2=4,35$ °C и $t_{нрт}$ = 24,6°C превышение температуры $\Delta t_{н.р}$=34–4,35–24,6=5°C; $\mathcal{K}_{см}=\Delta t_{см}/\Delta t_н=L_н/L_{пр}$=0…1 – коэффициент передачи, иначе статическая характеристика камеры смешения, как звена САР; $\mathcal{K}_{во}=\mathcal{K}_{вн}=\Delta t_к/\Delta t_{см}$ – коэффициент передачи, иначе статическая характеристика воздухоохладителя или воздухонагревателя, как звена САР, определяемая через эффективность процесса в аппарате. Например, $\mathcal{K}_{во}=1-\theta_{во}$, где $\theta_{во}=(t_н-t_к)/(t_н-t_{вн})<1$; $T_{тр}$ – постоянная времени приближенно-экспоненциального положительного (растущего) тренда, $\theta_{пов}=\Delta t_{в.пов}/\Delta t_в=f(\mathrm{Bi}^2\mathrm{Fo})$ – относительное изменение температуры поверхности.

Относительное повышение температуры воздуха в помещении в долях от начального температурного возмущения, вносимого в систему и в помещение наружным воздухом, после несложных преобразований можно представить в виде:

$$\frac{\Delta t_{в.max}}{t_{н.max}(p)-t_{нрт}-A_{t_н}}=\mathcal{K}_{см}\mathcal{K}_{во}\left[1-\exp\left(-\frac{\tau}{T_{тр}}\right)\right]\left[1+\frac{3600\alpha_к\sum F_{огр}(1-\theta_{пов})}{L_{пр}c_в\rho_в}\right]^{-1}. \quad (6)$$

После замены $L_{пр}=k_р V_{пом}$ и $\Sigma F_{огр}=V_{пом}/l_{пом}$ и подстановки $c_в$ = 1000 Дж/(кг·°C) и $\rho_в$ = 1,2 кг/м^3 в окончательном виде можно записать:

$$\frac{\Delta t_{в.max}}{t_{н.max}(p)-t_{нрт}-A_{t_н}}=\mathcal{K}_{см}\mathcal{K}_{во}\left[1-\exp\left(-\frac{\tau}{T_{тр}}\right)\right]\left[1+\frac{3\alpha_к(1-\theta_{пов})}{k_р l_{пом}}\right]^{-1}. \quad (7)$$

Искомая наружная расчетная температура за время подъема тренда при τ = 4…5 суток и $\exp(-\tau/T_{тр})$=0 определяется по зависимости:

$$t_{нрт}=t_{н.max}(p)-A_{t_н}-\left(\Delta t_{в.доп}-A_{t_в}\right)\left[1+\frac{3\alpha_к(1-\theta_{пов})}{k_р l_{пом}}\right]/\mathcal{K}_{см}\mathcal{K}_{во}. \quad (8)$$

Если учитывать амплитуду суточных колебаний температуры наружного воздуха $A_{t_н}$, безинерционность камеры смешения и малую инерционность поверхностного аппарата (воздухоохладителя) по сравнению с периодом сутки, то амплитуду суточных колебаний температуры воздуха в помещении можно определить по зависимости:

$$A_{t_в}=\mathcal{K}_{см}\mathcal{K}_{во}\overline{A}_{t_{пом}}A_{t_н}, \quad (9)$$

где $\overline{A}_{t_{пом}}$ – относительное затухание суточных температурных колебаний в помещении по отношению к амплитуде колебаний температуры приточного воздуха $A_{t_{пр}}$, которое определяется по формуле, аналогичной последнему сомножителю формулы (8):

$$\overline{A}_{t_{пом}}=\frac{A_{t_в}}{A_{t_{пр}}}=\left[1+\frac{3\alpha_к(1-\overline{A}_{t_{пов}})}{k_р l_{пом}}\right]^{-1}, \quad (10)$$

и вычисляется по методике А.В. Лыкова [24] на основе обобщенного аргумента – критерия Био для стационарно-периодического процесса:

$$\mathrm{Bi}^*=\alpha_к/\sqrt{\lambda_м c_м \rho_м \omega_{сут}}, \quad (11)$$

где $\omega_{сут}$ – круговая частота суточных колебаний, $\omega_{сут}=2\pi/24=0,262$ ч$^{-1}$ = $0,73\cdot10^{-4}$ с$^{-1}$. Эта зависимость показана на рис. 3.

[2] Согласно табл. 2* (столбец 7 СНиП 23-01-99*) за амплитуду суточных колебаний в климатологии принята разность между средним максимумом и средним минимумом температуры наиболее теплого месяца года, что в два раза больше, чем амплитуда, принятая в математике и механике. Строго говоря, амплитуда в математике описывает гармоническую функцию, а не наибольшее отклонение от среднего для произвольной периодической кривой.

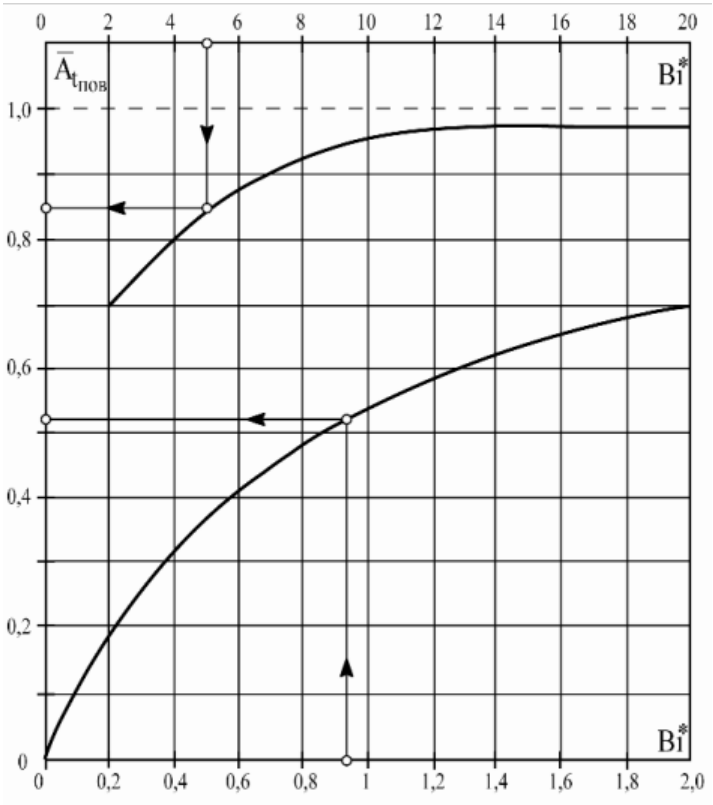


Рисунок 3. Зависимость относительного затухания температурных колебаний $\bar{A}_{t_{пов}} = A_{t_{в.пов}} / A_{t_в} < 1$ от обобщенного критерия Bi* по методике А.В. Лыкова [24]

Из-за ограниченности объема статьи из всех возможных приведем только один пример расчета НРТ.

Расчетный пример

Определить НРТ в теплый период года на основе аналитической методики для условий Санкт-Петербурга, если допустимое повышение температуры в комфортной прямоточной СКВ для офиса класса «А» составляет $\Delta t_{в.доп}$=0,5°С. Допустимую необеспеченность принять 1–p=0, чему соответствует наружная температура $t_{н.абс\ max}(p=1)$=34°С, амплитуда наружной температуры $A_{t_н} = 3$ °С. Амплитуда по формуле (9) $A_{t_в} = 0,25$ °С, $\theta_{пов}$=0,26, коэффициент передачи воздухоохладителя $\mathcal{K}_{во}$=0,2, камеры смешения – $\mathcal{K}_{см}$=1. Другие величины: $k_р$=4 ч$^{-1}$, $l_{пом}=h_{пом}/2$=1,5 м, $\alpha_{к.ср}$=2 Вт/(м^2·°С).

Искомая наружная расчетная температура, определенная по формуле (8) при p=1, будет равна: $t_{нрт}$=(34–3)–(0,5–0,25)/0,2·1(1+3·2·0,26/4·1,5)$^{-1}$=28,4°С. Как видно из этого примера, методика расчета учитывает многие параметры системы, разную обеспеченность, допустимое повышение температуры и может приводить к результату, существенно отличающемуся от нормируемой СНиП 23-01-99* температуры $t_{нрт}$=24,6°С в ту или иную сторону. В результате потребуется другой – больший или меньший расчетный расход холода.

Окончание данного исследования будет опубликовано в последующих статьях автора.

Заключение

Стохастические флуктуации температурно-влажностных параметров, тенденция потепления климата (экстремально жаркое лето 2010 г.), коммерциализация систем микроклимата, повышенные запросы частных инвесторов – все это привлекает к общей проблеме обеспеченности и нормирования наружных параметров постоянное внимание. Вместо принятого во многих странах, в том числе и в России, выбора НРП по квантилям в статье приводится другая аналитическая методика, основанная на полном комплексе климатологических, гигиенических, технологических, статических и динамических характеристик и параметров рассматриваемой системы.

Литература

1. Сотников А.Г. Автоматизация систем кондиционирования воздуха и вентиляции. Л.: Машиностроение, 1984. 240 с.
2. Сотников А.Г. Проектирование и расчет систем вентиляции и кондиционирования воздуха // Полный комплекс требований, исходных данных и расчетной информации для СО, СПВ, СКВ, СХС и СГВС. СПб.: Береста, 2013. В 2 т.: т. I, 416 с.; т. II, 432 с.
3. Сотников А.Г. Основные требования к расчетным наружным параметрам для систем кондиционирования воздуха // Труды симпозиума «Строительная климатология». М.: Гидрометеоиздат, 1982. С. 239–245.
4. Сотников А.Г. Расчет отклонений параметров в помещении при летних и зимних нарушениях // Холодильная техника. 1986. №8. С. 32–34.
5. Стефанов Е.В., Коркин В.Д. Пути совершенствования систем вентиляции и кондиционирования воздуха // В кн.: Повышение энергетической эффективности систем вентиляции и кондиционирования воздуха. Л.: ЛДНТП, 1985. С. 3–9.
6. Куранов И.Н. К выбору расчетных параметров наружного воздуха для систем кондиционирования воздуха // Техническая информация. Сб. 1 (11). М.: Главстройпроект, 1962. С. 15 – 25.
7. Успенская Л.Б. Расчетные наружные условия для систем кондиционирования воздуха и вентиляции // Водоснабжение и санитарная техника. 1957. №9. С. 10 – 12.
8. Успенская Л.Б., Анапольская Л.Е. Выбор расчетных параметров наружного воздуха для систем кондиционирования и вентиляции // В кн.: Вопросы проектирования и монтажа санитарно-технических систем. Вып. 36. Л.: ВНИИГС, 1973. С. 37–48.
9. Успенская Л.Б., Юрманов Б.Н. Расчет систем кондиционирования воздуха по теплосодержанию наружного воздуха в летний период // Водоснабжение и санитарная техника. 1959. №8. С. 18–20.
10. Креслинь А.Я. Верхняя граница расчетного климата // В кн.: Кондиционирование воздуха. М.: Стройиздат, 1966. С. 201–210.
11. Пузырев А.В. Анализ работы установок кондиционирования при параметрах наружного воздуха выше расчетных // Сб. трудов ВЦНИИ охраны труда. М.: Профиздат, 1969. Вып. 61. С. 11–23.
12. Богословский В.Н., Кувшинов Ю.Я., Малявина Е.Г. Климатологическое обеспечение проектирования и эксплуатации зданий с эффективным использованием энергии // В кн.: Строительная климатология. Труды симпозиума. Ч. I. М.: 1982. С. 45–61.
13. Богословский В.Н., Малявина Е.Г., Балиньски В. Расчетные характеристики климата с учетом коэффициента обеспеченности // Водоснабжение и санитарная техника. 1980. №3. С. 11–13.
14. Октябрьский Р.Д. Выбор расчетной температуры и энтальпии наружного воздуха для систем вентиляции и кондиционирования воздуха // Водоснабжение и санитарная техника. 1976. №5. С. 34–35.
15. ASHRAE. 1995a. Design data for the 1%, 2½%, and 5% occurrences of extreme dew point temperature, with mean coincident dry-bulb temperature. Research Report RP-754.
16. ASHRAE. 1995b. Weather data sets for ASHRAE research. Research. Report RP-889.
17. ASHRAE. 1997c. Updating the tables of design weather conditions in the. ASHRAE Handbook of Fundamentals. Research Report RP-890.
18. Colliver D.G., Zhang H., Gates R.S., Priddy K.T. Determination of the 1%, 2.5%, and 5%occurrences of extreme dew-point temperatures and mean coincident dry-bulb temperatures // ASHRAE Transactions. 1995. No.101(2). Pp. 265-86.
19. Colliver D.G., Gates R.S., Zhang H., Priddy K.T. Sequences of extreme temperature and humidity for design calculations // ASHRAE Transactions. 1998. No.104(1a). Pp. 133-44.
20. Colliver D.G., Gates R.S., Burkes T.F., Zhang H. Development of the design climatic data for the 1997 ASHRAE Handbook–Fundamentals // ASHRAE Transactions. 2000. No.106(1). Code 57238.
21. Crawley D.B. Which weather data should you use for energy simulations of commercial buildings? // ASHRAE Transactions. 1998. No.104(2). Pp. 498-515.
22. СНиП 23-01-99*. Строительная климатология. М.: Госстрой России, 2003. 69 с.
23. СНиП II-А.6–72. Строительная климатология и геофизика. М.: Стройиздат, 1973. 319 с.
24. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М.: Высшая школа, 1967. 599 с.

**Анатолий Геннадиевич Сотников, Санкт-Петербург, Россия*
Тел. моб.: +7(921)347-33-92; эл. почта: asotnikov2005@yandex.ru

© Сотников А.Г., 2013

Исследование регулируемых параметров в автоматизированных климатических системах в целях энергосбережения

К.т.н., доцент О.Д. Самарин*;
аспирант И.И. Тищенкова,
ФГБОУ ВПО «Московский государственный строительный университет»

Ключевые слова: энергосбережение; тепловой баланс помещения; автоматизированная климатическая система; коэффициент передачи регулятора; режим работы регулятора; энергопотребление

Энергосбережение для России и многих других стран уже давно является чрезвычайно важной проблемой. В настоящее время мы нередко сталкиваемся с дефицитом энергии и ограничениями ее потребления, и в будущем дефицит будет только расти, поэтому вопросы экономии и рационального использования энергетических ресурсов приобретают все большую актуальность и являются приоритетными направлениями в развитии российской экономики.

В конце 2009 года был принят закон №261-ФЗ «Об энергосбережении и о повышении энергетической эффективности и о внесении изменений в отдельные законодательные акты РФ», призванный на федеральном уровне контролировать энергопотребление [1]. Говоря о целях энергосбережения, следует иметь в виду, что оно в любой сфере сводится к уменьшению объема используемых энергетических ресурсов при сохранении соответствующего полезного эффекта от их использования [1, 2].

На сегодняшний день методы энергосбережения отличаются значительным разнообразием, каждая отрасль разрабатывает свои ключевые задачи и решения, направленные на повышение энергетической эффективности. При этом реальными путями сокращения потребления энергии в гражданских зданиях по-прежнему остаются: создание энергосберегающих технологий; применение малозатратных и быстроокупаемых технических решений; совершенствование технологических схем и конструкций систем обеспечения микроклимата; автоматизация систем и инженерного оборудования [3, 4]. Обратим внимание на тот факт, что проблему энергосбережения нужно решать комплексными методами и способами, подобные мероприятия необходимо предусматривать уже на стадии проектирования, применяя новейшие разработки [5 – 7].

Вклад в развитие энергетической эффективности в зданиях и сооружениях строительного комплекса внесли многие ученые. Среди исследований последних лет следует выделить работы [8 – 11]. Очевидно, что в современных условиях необходимо уделять внимание проектированию автоматизированных климатических систем. Следует иметь в виду, что здесь, прежде всего, должны осуществляться меры по снижению тепловой годовой нагрузки на системы отопления, вентиляции и кондиционирования воздуха. Такие мероприятия связаны с исследованием вопросов о тепловом режиме помещения и с регулированием мощности систем автоматики.

Рассмотрим в связи с этим совокупность факторов, определяющих тепловую обстановку в помещении, и ряд обстоятельств, которые играют существенную роль в поддержании относительного постоянства температуры при периодически изменяющихся теплопоступлениях.

Как известно [12, 13], дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности для одномерного случая выглядит следующим образом:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = a \frac{\partial^2 t}{\partial x^2}. \qquad (1)$$

Здесь a, м^2/с – коэффициент температуропроводности материала ограждения;
a = λ/cρ, где λ, Вт/(м·К) – теплопроводность материала;
c, Дж/(кг·К) и ρ, кг/м^3 – соответственно его удельная теплоемкость и плотность.

Чтобы дать полное математическое описание явлениям теплопроводности, к дифференциальному уравнению необходимо добавить условия, которые содержат геометрические, физические, временные и граничные условия [12, 14].

С учетом наблюдающегося в помещениях сочетания конвективного и лучистого теплообмена необходимо использовать смешанные условия II и III рода, характеризующие связь интенсивности теплообмена на поверхности ограждения с градиентом температуры в его массиве. В частности, для внутренней поверхности, если ось x направлена внутрь конструкции, соответствующее выражение можно записать так:

$$-\lambda_в \left(\frac{\partial t}{\partial x}\right)_в = q_{л.в} + \alpha_{к.в}\left(t_в - t_{пов}\right). \quad (2)$$

Здесь $t_{пов}$ – температура внутренней поверхности ограждения, °С;
$\lambda_в$, Вт/(м· К), и $\alpha_{к.в}$, Вт/(м^2· К) – теплопроводность материала у этой поверхности и коэффициент конвективного теплообмена на ней;
$t_в$ – температура воздуха в помещении, °С;
$q_{л.в}$ – плотность лучистого теплового потока, падающего на внутреннюю поверхность, Вт/м^2. Аналогичное соотношение можно составить и для наружной поверхности, но в этом случае индексы «в» у используемых переменных следует заменить на «н».

Граничное условие IV рода, выражающее непрерывность температурного поля и плотности потока теплоты на стыке материальных слоев внутри конструкции, формулируется следующим образом:

$$t_1(x) = t_2(x); \lambda_1 \frac{\partial t_1}{\partial x} = \lambda_2 \frac{\partial t_2}{\partial x}. \quad (3)$$

Здесь t_1 и t_2 – температуры материалов на стыке слоев в точке с координатой x, °С;
λ_1 и λ_2 – теплопроводности материалов соприкасающихся слоев, Вт/(м·К).

Рассматривать процессы теплообмена, осложненные массообменном, в многослойных ограждениях аналитическим путем сложно, поэтому в практике распространены инженерные способы решения задач нестационарной теплопередачи методом конечных разностей и расчеты с использованием ЭВМ [15, 16]. При этом авторами используется смешанная явно-неявная схема повышенной точности [12], позволяющая аппроксимировать порядок $h^4 + \Delta\tau^2$, где h и Δτ – соответственно размер шага по пространственной координате и по времени. В результате чего получены значения температуры по сечению каждой ограждающей конструкции для следующего, j+1-го, временного слоя. После этого новая величина $t_в$ определена авторами по формуле (4), следующей из общего уравнения теплового баланса помещения [17]:

$$t_{в.j+1} = \frac{Q_к + Q_{к.скв} + \Sigma\alpha_{к.в}F_м t_{1,j+1} + \left(\Sigma KF_л + Lc_в\rho_в\right)t_н}{\Sigma KF_л + \Sigma\alpha_{к.в}F_м + Lc_в\rho_в}. \quad (4)$$

Здесь $t_н$ – температура наружного воздуха, °С;
L – неорганизованный воздухообмен в помещении, м^3/с, т.е. расход инфильтрующегося наружного воздуха;
$c_в$ и $\rho_в$ – соответственно удельная теплоемкость, Дж/(кг·К) и плотность этого воздуха, кг/м^3;
$\sum KF_л$, Вт/ К – сумма произведений коэффициентов теплопередачи $K_л$, Вт/(м^2·К), наружных легких ограждений помещения (условно безынерционных, например, окон) на их площади $F_л$, м^2;
$F_м$ – площади массивных ограждений, м^2;
$Q_к$ и $Q_{к.скв}$ – текущее значение конвективного теплового потока, Вт, от внутренних теплоисточников в помещении и от автоматически регулируемой системы обеспечения микроклимата соответственно. Если данная система создает лучистый тепловой поток, его плотность учитывается в условии (2) дополнительно к потоку от внутренних источников.

Похожие подходы к анализу процессов теплообмена в помещениях среди зарубежных исследований можно встретить, например, в источнике [18]. Отдельные выводы представлены в работах [19–20].

Основным уравнением, связывающим регулируемый параметр – температуру воздуха с возмущающими и регулирующими тепловыми воздействиями, для $Q_{скв}$ (как конвективного, так и лучистого) является [15]:

$$Q_{скв} = -K_{рег}\left(t_{в,j} - t_{в.0}\right). \quad (5)$$

По своему физическому смыслу коэффициент передачи $K_{рег}$, Вт/К, показывает в данном случае, на сколько ватт нужно изменять величину $Q_{скв}$ при отклонении $t_в$ от уставки $t_{в.0}$ на 1 К.

Такое изменение и должна обеспечивать соответствующим образом подобранная система автоматического регулирования.

Если весь тепловой поток от системы обеспечения микроклимата является конвективным, например, когда речь идет о вентиляции, кондиционировании воздуха или воздушном отоплении, после подстановки зависимости (5) в формулу (4), принимая во внимание, что (5) справедливо как для момента времени j, так и для j+1, авторы работы [15] получили несколько более простое и прозрачное по форме соотношение:

$$t_{в.j+1} = \frac{Q_к + K_{рег} t_{в.0} + \Sigma \alpha_{к.в} F_м t_{1,j+1} + B t_н}{K_{рег} + A + B}. \quad (5)$$

Здесь $A = \Sigma \alpha_{к.в} F_м$; $B = \Sigma K F_л + L c_в \rho_в$, Вт/К.

Иначе говоря, температура воздуха в помещении на шаге j+1 получается как средневзвешенная из составляющих, которые отражают влияние всех тепловых потоков, поступающих в помещение и уходящих из него. Это влияние оказывается конвективной частью теплопоступлений $Q_к$, а также характеризует остальные тепловые воздействия температурами уставки $t_{в.0}$ (регулирование), поверхностей $t_{1,j+1}$ (конвективный теплообмен) и наружного воздуха $t_н$ (теплопередача через «легкие» ограждения и теплопотери на нагрев инфильтрующегося воздуха).

Целесообразно отметить, что задача обеспечения в помещениях здания определенного теплового режима представляет собой организацию взаимодействующих и взаимосвязанных тепловых потоков в сложной архитектурно-конструктивной системе с многообразием составляющих ее элементов ограждающих конструкций и инженерного оборудования, каждый из которых является энергоносителем и энергопередатчиком. При решении задач эффективного использования энергии необходимо уделять внимание не только повышению теплозащитных характеристик конструкций здания, но и техническим решениям, касающимся процесса кондиционирования микроклимата, который неизбежно связан с расходом энергии.

В связи с этим обозначим, что в условиях периодического характера колебаний теплового возмущения из формулы (5) следует:

$$A_{Qскв} = K_{рег} A_{tв}. \quad (6)$$

Здесь $A_{Qскв}$ и $A_{tв}$ – соответственно амплитуды колебаний $Q_{скв}$ и $t_в$.

Поэтому, если известна необходимая величина $A_{Qскв}$, требуемое значение $K_{рег}$ может быть вычислено как отношение:

$$K_{рег} = A_{Qскв} / A_{tв}. \quad (7)$$

Здесь $A_{tв}$ принимается по условиям комфортности по ГОСТ 30494-96 «Здания жилые и общественные. Параметры микроклимата в помещениях» или по технологическим требованиям.

По определению [3]:

$$A_{Qскв} = A_{Qвозм} K_{асс}. \quad (8)$$

Здесь

$$K_{асс} = A\left(1 - B \cdot R_{дин}\right) B_o. \quad (10)$$

Здесь $A_{Qвозм}$ – суммарная амплитуда колебаний возмущающего теплового воздействия, Вт, как конвективного, так и лучистого;
$K_{асс}$ – коэффициент ассимиляции переменных теплопоступлений (безразмерный).

$$R_{дин} = \frac{A_{tв} P_{пом}}{A_{Q_{возм}}}, \quad (11)$$

где $R_{дин}$ – динамический коэффициент регулирования систем вентиляции или кондиционирования воздуха (безразмерный);
$P_{пом}$ – показатель теплопоглощения помещения, Вт/К;
A и B – параметры, зависящие в общем случае от применяемого закона регулирования и некоторых других условий.

При П-законе регулирования можно ориентировочно принимать: при $R_{дин}$ > 0.75 A=1.15, B=1; при $R_{дин}$ < 0.75 A=1, B = 0.9. Величина B_o – поправочный коэффициент (также безразмерный) к $K_{асс}$, учитывающий, что доля конвективной составляющей в возмущающем тепловом воздействии $q_к$ < 1.

Сопоставление выражений (8) и (9) позволяет установить:

$$K_{рег} = \frac{A_{Qскв}}{A_{tв}} = \frac{A_{Qвозм} A\left(1 - B \cdot R_{дин}\right) B_o}{A_{tв}} = A\left(\frac{A_{Qвозм}}{A_{tв}} - BP_{пом}\right) B_o. \quad (12)$$

Вследствие этого можно предположить, что если по выражению (10) получается $K_{рег}$ < 0, это означает, что собственной теплоустойчивости помещения достаточно для поддержания внутренней температуры в заданных пределах и специального автоматического регулирования по отклонению $t_в$ не требуется.

На основе описанного алгоритма были проведены расчеты для П-закона регулирования с помощью созданной программы для ЭВМ на языке программирования Fortran. Соответственно, были получены численные данные и построены графические зависимости, позволяющие проиллюстрировать выводы. Исследования производились для рядового помещения площадью 14 м^2, теплофизические параметры материальных слоев массивных ограждений которого принимались с учетом рекомендаций СНиП 23-02-2003 «Строительная теплотехника».

Анализ результатов показал, что в помещении действительно наблюдаются нестационарный тепловой режим и определенная динамика тепловых процессов. При этом вследствие работы систем автоматики при различных значениях коэффициента передачи $K_{рег}$ основной параметр – коэффициент ассимиляции переменных теплопоступлений $K_{асс}$ – возрастает из-за относительного увеличения доли регулирующего воздействия (рисунок 1).

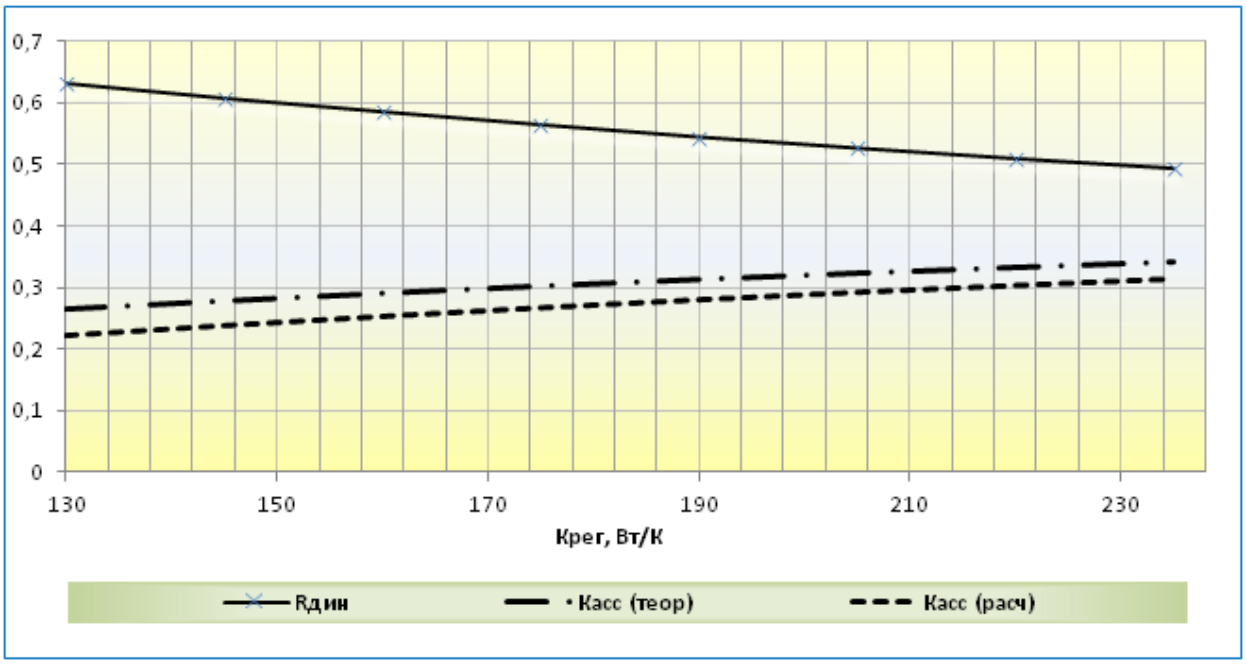


Рисунок 1. Зависимость коэффициентов $R_{дин}$ и $K_{асс}$ от параметра $K_{рег}$

Здесь штрихпунктирной линией изображены данные, полученные по результатам использования численной модели. Пунктирные линии характеризуют результаты аналитического расчета, исходя из заданной амплитуды возмущающего воздействия $A_{Qвозм}$ и регулирующего воздействия $A_{Qрег}$ при переходных процессах, происходящих в помещении, с учетом его объемной нелинейности. Погрешность вычисления максимального отклонения при этом не превышает 5-10%, что вполне достаточно для инженерных целей.

Однако с целью снижения расхода энергии в системах обеспечения микроклимата возникает необходимость в выборе оптимального варианта режима работы регулятора и, соответственно, суммарного энергопотребления системами обеспечения микроклимата $Q_{вент}$, Дж/г. Исходя из этих соображений, можно решить основную задачу энергосбережения – подобрать такой коэффициент передачи регулятора, который позволит снизить энергоемкость систем инженерного оборудования.

Оптимизация данного критерия по параметрам настройки регулятора может быть выполнена численно или при помощи построения приближенного графика. На рисунке 2 показаны результаты расчета для исследуемого нами помещения. За счет соизмерения величин $K_{рег}$ и $Q_{вент}$ можно подобрать наиболее приемлемый режим работы оборудования СКМ (системы кондиционирования микроклимата) с установленной мощностью.

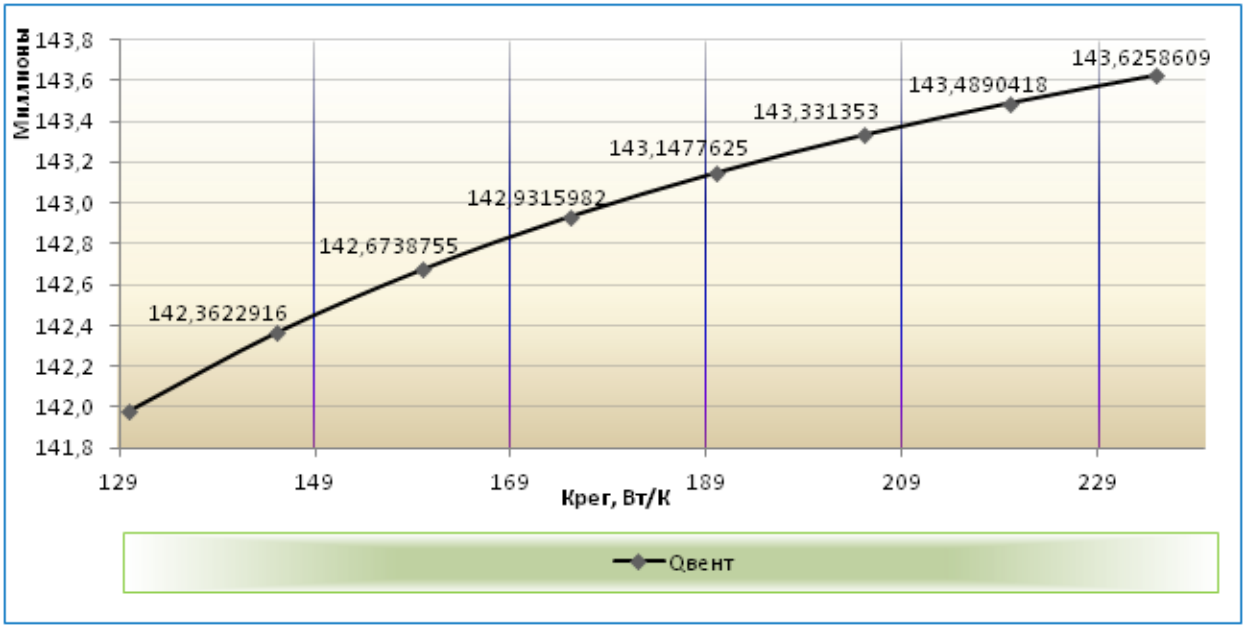


Рисунок 2. Зависимость коэффициента $Q_{вент}$ от параметра $K_{рег}$

Легко видеть, что численный расчет дает выбор диапазона по уровню регулируемых параметров, воздействующих на объект управления. Здесь сплошная основная линия демонстрирует экспериментальные точки и поведение переходной функции, учитывающей влияние коэффициента передачи регулятора на суммарное энергопотребление системами обеспечения микроклимата. Объективным решением энергоэффективных задач может служить, например, процесс демпфирования нагрузки регулируемой переменной с целью подбора адаптивной системы кондиционирования и вентиляции.

Таким образом, получить реальную экономию энергоресурсов можно не только с помощью утепления ограждающих стеновых конструкций объектов управления в целом или отдельных их элементов, но и в результате совершенствования существующих систем инженерного обеспечения зданий. В работе представлена приближенная методика, позволяющая оценить воздействие динамических свойств обслуживаемого помещения, как звена контура регулирования, на требуемое значение коэффициента передачи $K_{рег}$, а также влияние режима работы регулятора на суммарное энергопотребление системы кондиционирования и вентиляции. Вышеуказанный алгоритм имеет достаточно простой вид и при дальнейшем развитии позволит разработать инженерные рекомендации по подбору оптимальных регулируемых параметров для автоматизированных климатических систем в эксплуатационных условиях.

Литература

1. Об энергосбережении и о повышении энергетической эффективности и о внесении изменений в отдельные законодательные акты Российской Федерации: федеральный закон РФ от 23.11.2009 №261-ФЗ // Собрание законодательства РФ. 2009. №48. Ст. 5711.
2. Energy Policy Act of 2005, Pub. L. No. 109-58, 119 Stat 594.
3. Самарин О.Д. Оптимизация мощности и параметров управления систем кондиционирования микроклимата в условиях переменных нагрузок: автореф. дисс. ... канд. техн. наук. М.: МГСУ, 1999. 21 с.
4. Самарин О.Д. Теплофизика. Энергосбережение. Энергоэффективность. 2-е изд. М.: Изд-во АСВ, 2011. 296 с.
5. Кнатько М.В., Ефименко М.Н., Горшков А.С. К вопросу о долговечности и энергоэффективности современных ограждающих стеновых конструкций жилых, административных и производственных зданий // Инженерно-строительный журнал. 2008. №2. С. 50-53.
6. Горшков А.С. Энергоэффективность в строительстве: вопросы нормирования и меры по снижению энергопотребления зданий // Инженерно-строительный журнал. 2010. №1. С. 9-13.
7. Гагарин В.Г., Козлов В.В. О комплексном показателе тепловой защиты оболочки здания // АВОК: Вентиляция, отопление, кондиционирование воздуха, теплоснабжение и строительная теплофизика. 2010. №4. С. 52-61.
8. Geller H., Harrington P., Rosenfeld A.H., Tanishima S., Unander F. Polices for increasing energy efficiency: Thirty years of experience in OECD countries // Energy Policy. 2006. No.34(5). Pp. 556-573.
9. Dounis A.I., Caraiscos C. Advanced control systems engineering for energy and comfort management in a building environment // Renewable and Sustainable Energy Reviews. 2009. No.13(6). Pp. 1246-1261.
10. Chang N., Rivera B.J., Wanielista M.P. Optimal design for water conservation and energy savings using green roofs in a green building under mixed uncertainties // Journal of Cleaner Production. 2011. No. 19 (11). Pp. 1180-1188.
11. Dylewski R., Adamczyk J. Economic and ecological indicators for thermal insulating building investments // Energy and Buildings. 2012. No. 54. Pp. 88-95.
12. Исаев С.И., Кожинов И.А., Кофанов В.И. Теория тепломассообмена: учеб. для вузов / Под ред. А.И. Леонтьева. М.: Высшая школа, 1979. 495 с.
13. Carslaw H.S., Jaeger J.C. Conduction of heat in solids. 2nd edition. New York: Oxford University Press, 1986. 520 p.
14. Беляев Н.М., Рядно А.А. Методы нестационарной теплопроводности: учеб. пособие. М.: Высшая школа, 1978. 328 с.
15. Самарин О.Д., Азивская С.С. Принципы расчета нестационарного теплового режима помещения, обслуживаемого автоматизированными системами обеспечения микроклимата // Известия вузов. Строительство. 2011. №1. С. 59-62.
16. Самарин О.Д., Федорченко Ю.Д. Влияние регулирования систем обеспечения микроклимата на качество поддержания внутренних метеопараметров // Вестник МГСУ. 2011. №7. С.124-128.
17. Богословский В.Н. Строительная теплофизика (теплофизические основы отопления, вентиляции и кондиционирования воздуха): учеб. для вузов. 2-е изд. М.: Высшая школа, 1982. 415 с.
18. Khashan S.A., Al-Amiri A.M., Pop I. Numerical simulation of natural convection heat transfer in a porous cavity heated from below using a non-Darcian and thermal non-equilibrium model // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2006. No.49(5). Pp. 1039-1049.
19. Wang J., Zhai Z., Jing Y., Zhang C. Influence analysis of building types and climate zones on energetic, economic and environmental performances of BCHP systems // Applied Energy. 2011. No.88(9). Pp. 3097-3112.
20. Carli M., Scarpa M., Tomasi R., Zarrella A. DIGITHON: A numerical model for the thermal balance of rooms equipped with radiant systems // Building and Environment. 2012. No.57. Pp. 126-144.

**Олег Дмитриевич Самарин, Москва, Россия*

Тел. раб.: +7(499)188-36-07; эл. почта: samarin1@mtu-net.ru

© Самарин О.Д., Тищенкова И.И., 2013

Численный анализ влияния промерзания грунта в зоне прокладки на тепловые потери бесканальных теплопроводов

К.т.н., доцент В.Ю. Половников*;
Магистрант В.А. Хузеев,
ФГБОУ ВПО Национальный исследовательский Томский политехнический университет

Ключевые слова: тепловые сети; тепловые потери; промерзание грунта; бесканальный теплопровод

Исследованиям эксплуатационных режимов сетей теплоснабжения уделяется пристальное внимание в современной российской научно-технической литературе [1–7]. Объясняется это необходимостью интенсивной модернизации тепловых сетей [1–4] и разработки новых подходов к анализу тепловых режимов теплопроводов [7].

Бесканальные теплопроводы [8], как часть энергетического оборудования систем теплоснабжения, являются наиболее перспективным способом прокладки тепловых сетей. А сочетание бесканальной прокладки с использованием предварительно изолированных теплопроводов заводской готовности [3–6] позволяет отнести такую конструкцию к энергосберегающим системам транспорта тепловой энергии.

Несмотря на то, что опыт эксплуатации бесканальных теплопроводов имеет более чем полувековую историю [8], их проектирование и анализ основаны на упрощенных аналитических соотношениях [9], в которых не учитываются многие особенности тепломассопереноса, реализующиеся в рассматриваемых системах. К этим особенностям относятся нестационарность процессов переноса, наличие теплообмена с расположенными в зонах прокладки инженерными сооружениями, сезонное промерзание и оттаивание грунта в зоне прокладки, изменение термического сопротивления грунта, взаимодействие теплопроводов с окружающей средой и др.

Целью работы является численное моделирование теплопереноса в зоне прокладки бесканальных теплопроводов при промерзании грунта и анализ тепловых потерь рассматриваемых объектов в подобных условиях.

Постановка задачи

Рассматривается типичный теплопровод бесканальной прокладки – трубопроводы, изолированные пенополиуретаном и защитным покровным гидроизоляционным слоем из полиэтилена [10] (рисунок 1). Предполагается, что теплопровод эксплуатируется в условиях промерзания грунта в зоне прокладки. Для рассматриваемой области (рисунок 1) решается двумерная стационарная задача теплопереноса в системе «подземный бесканальный теплопровод – окружающая среда». Решение нестационарной задачи теплопереноса для рассматриваемой системы не является целесообразным, поскольку нестационарные режимы работы теплопроводов наблюдаются только при вводе тепловых сетей в эксплуатацию после плановых или внеплановых остановок и не являются характерными режимами их работы [7].

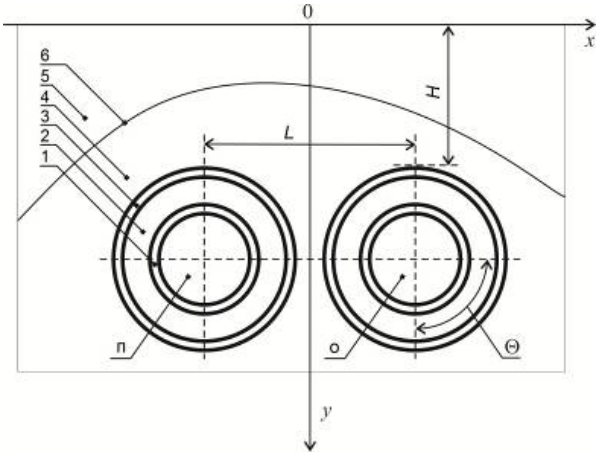


Рисунок 1. Схема области решения: 1 – металлическая стенка трубы; 2 – теплоизоляционный слой; 3 – слой гидроизоляции; 4 – грунт талый; 5 – грунт мерзлый; 6 – граница раздела между талым и мерзлым грунтом; п, о – подающий и обратный теплопроводы; *H* – расстояние от поверхности грунта до верхних точек слоев гидроизоляции; *L* – расстояние между осями теплопроводов

В настоящее время имеется ряд работ [11–14], посвященных исследованию тепловых режимов и тепловых потерь бесканальных теплопроводов. В них приведены результаты анализа влияния различных эксплуатационных факторов на тепловые потери бесканальных теплотрасс, а также описаны проблемы, связанные с проектированием и эксплуатацией предизолированных бесканальных трубопроводов тепловых сетей. При этом в работах [7, 9, 11–14] не учитываются возможное промерзание грунта в зоне прокладки и изменение его теплофизических характеристик. Однако в [15] указано, что в большинстве регионов России наблюдается сезонное промерзание грунтов с существенными глубинами нулевой изотермы.

При постановке задачи приняты следующие допущения.

1. На границах между слоями выполняются условия идеального теплового контакта (рисунок 1).
2. Теплофизические свойства веществ являются постоянными и известными величинами.
3. Не рассматриваются процессы теплопереноса в теплоносителях подающего и обратного трубопроводов.
4. Потери тепла не влияют на температуру внутренней поверхности трубы. Считается, что на внутренней поверхности труб подающего и обратного трубопроводов поддерживаются постоянные температуры, равные температурам теплоносителей.
5. Предполагается, что в стационарном режиме отсутствуют фазовые переходы.
6. Граница раздела между талым и мерзлым грунтом (рисунок 1) имеет постоянную температуру, равную 273 К.

Принятые допущения не накладывают принципиальных ограничений на общность постановки задачи и отражают достаточно реальный режим работы бесканального трубопровода тепловой сети.

Математическая модель

Математическая модель базируется на традиционных подходах к моделированию физических процессов [7, 13, 14, 16–18] и в предлагаемой постановке будет описываться уравнениями теплопроводности в цилиндрической системе координат для стенок труб, теплоизоляционных и гидроизоляционных слоев подающего и обратного трубопроводов:

$$\frac{\partial^2 T_{i,\text{п}}}{\partial x^2}+\frac{1}{x}\frac{\partial T_{i,\text{п}}}{\partial x}+\frac{1}{x^2}\frac{\partial^2 T_{i,\text{п}}}{\partial \Theta^2}=0,\ i=1\text{–}3; \quad (1)$$

$$\frac{\partial^2 T_{i,\text{о}}}{\partial x^2}+\frac{1}{x}\frac{\partial T_{i,\text{о}}}{\partial x}+\frac{1}{x^2}\frac{\partial^2 T_{i,\text{о}}}{\partial \Theta^2}=0,\ i=1\text{–}3; \quad (2)$$

в талом и мерзлом грунте уравнениями теплопроводности в декартовой системе координат:

$$\frac{\partial^2 T_i}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 T_i}{\partial y^2}=0,\ i=4,\ 5. \quad (3)$$

При постановке задачи принималось, что на внутренних поверхностях труб подающего и обратного трубопроводов поддерживается постоянная температура, равная температуре теплоносителя в трубе:

$$T_{1,n}=T_n=const, \quad (4)$$

$$T_{1,o}=T_o=const. \quad (5)$$

На границах слоев реализуются условия идеального теплового контакта:

$$\lambda_i\frac{\partial T_{i,\text{п}}}{\partial x}=\lambda_j\frac{\partial T_{j,\text{п}}}{\partial x},\quad T_{i,\text{п}}=T_{j,\text{п}},\ i,j=1\text{–}4;\ i\neq j; \quad (6)$$

$$\lambda_i\frac{\partial T_{i,\text{п}}}{\partial y}=\lambda_j\frac{\partial T_{j,\text{п}}}{\partial y},\quad T_{i,\text{п}}=T_{j,\text{п}},\ i,j=1\text{–}4;\ i\neq j; \quad (7)$$

$$\lambda_i \frac{\partial T_{i,\text{о}}}{\partial x} = \lambda_j \frac{\partial T_{j,\text{о}}}{\partial x}, \quad T_{i,\text{о}} = T_{j,\text{о}}, \; i,j=1–4; \; i \neq j; \tag{8}$$

$$\lambda_i \frac{\partial T_{i,\text{о}}}{\partial y} = \lambda_j \frac{\partial T_{j,\text{о}}}{\partial y}, \quad T_{i,\text{о}} = T_{j,\text{о}}, \; i,j=1–4; \; i \neq j; \tag{9}$$

$$\lambda_i \frac{\partial T_i}{\partial x} = \lambda_j \frac{\partial T_j}{\partial x}, \quad T_i = T_j, \; i,j=4, 5; \; i \neq j; \tag{10}$$

$$\lambda_i \frac{\partial T_i}{\partial y} = \lambda_j \frac{\partial T_j}{\partial y}, \quad T_i = T_j, \; i,j=4, 5; \; i \neq j. \tag{11}$$

Для цилиндрических слоев выполняются условия симметрии:

$$\frac{\partial T_{i,\text{п}}}{\partial \Theta} = 0, \; i=1–3; \tag{12}$$

$$\frac{\partial T_{i,\text{о}}}{\partial \Theta} = 0, \; i=1–3. \tag{13}$$

На поверхности раздела «мерзлый грунт – окружающая среда» реализуются условия конвективного теплообмена:

$$-\lambda_5 \frac{\partial T_5}{\partial y} = \alpha \left(T_5 - T_7 \right). \tag{14}$$

На достаточно большом расстоянии от теплопровода (рисунок 1) градиенты температур в грунте равны нулю:

$$\frac{\partial T_i}{\partial x} = 0, \quad x \to \pm\infty, \; i=4, 5; \tag{15}$$

$$\frac{\partial T_i}{\partial y} = 0, \quad x \to -\infty. \tag{16}$$

Здесь приняты следующие обозначения: T – температура, К; x, y, Θ – координаты; λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К); α – коэффициент теплоотдачи, Вт/(м^2·К).
Индексы: 1–5 – номера областей расчета (рисунок 1); 7 – окружающая среда; п, о – подающий и обратный трубопроводы соответственно.

Метод решения и исходные данные

Задача (1)–(16) решена методом конечных элементов [19] с использованием аппроксимации Галеркина [20, 21]. Исследования проводились на неравномерной конечно-элементной сетке, имеющей 32669 узлов и состоящей из 25104 элементов. Количество элементов выбиралось из условий сходимости решения, сгущение сетки проводилось методом Делоне [21].

Особенность решения задачи (1)–(16) состояла в том, что координаты границы раздела «талый грунт – мерзлый грунт» (рисунок 1) определялись по координатам изотермической линии T=273 К в результате серии численных экспериментов методом последовательных приближений.

Несмотря на то, что при постановке задачи предполагалось использование области решения неограниченных размеров (выражения (15)–(16)), при проведении численного моделирования использовалась расчетная область размерами 6 м в глубину и по 5 м в стороны от оси симметрии. Размеры расчетной области выбирались на основании серии предварительных численных расчетов таким образом, чтобы относительное изменение температур на границах области решения не превышало 0,5%.

Исследования проводились для трубопроводов с диаметрами условного прохода 600 мм, изготовленных из стали 10 (толщина стенки 8 мм), тепловая изоляция – пенополиуретан (толщина 40 мм) [10], покровный слой – полиэтилен (2 мм) [10]. Расстояние от поверхности грунта до верхних точек слоев гидроизоляции принималось $H = 2$ м, а между осями трубопроводов составляло $L = 1{,}3$ м (рисунок 1). Температуры $T_п = 338$ К и $T_о = 323$ К принимались по среднегодовым температурам теплоносителей в подающих и обратных трубопроводах водяных тепловых сетей при их работе по температурному графику 95/70 С [9]. Температура окружающей среды T_7 принималась равной средней температуре воздуха за отопительный период в городе Томске [15] – 264,2 К. Средний коэффициент теплоотдачи на поверхности раздела «мерзлый грунт – окружающая среда» составлял α=5 Вт/(м^2·К).

В таблице 1 приведены значения [22] теплопроводности (λ), теплоемкости (c) и плотности (ρ) грунтов, стенки трубы, тепловой и гидроизоляции, использовавшиеся при проведении численных исследований (рисунок 1).

Таблица 1. Теплофизические характеристики

Материал	Гидроизоляция	Тепловая изоляция	Стенка трубы	Грунт			
				Глинистый		Песчаный	
				Талый	Мерзлый	Талый	Мерзлый
λ, Вт/(м·К)	0,33	0,033	50,2	1,1	1,3	2,3	3,7
c, Дж/(кг·К)	2200	1470	462	1231	959	1486	1005
ρ, кг/м^3	920	50	7700	1700	1700	2000	2000

Результаты численного моделирования

Основные результаты численного исследования тепловых режимов бесканальных теплопроводов в условиях промерзания грунта в зоне прокладки приведены в таблице 2 и на рисунке 2.

Таблица 2. Результаты численного моделирования

Грунт	Q_1, Вт/м	Q_2, Вт/м	$Q_{норм}$, Вт/м	$\delta_1 = \frac{Q_2 - Q_1}{Q_2} 100\%$	$\delta_1 = \frac{Q_2 - Q_{норм}}{Q_2} 100\%$
Песчаный	137,40	144,70	175,32	5,04	–21,16
Глинистый	100,48	102,17	129,73	1,65	–26,97

Обоснованность и достоверность результатов исследований следуют из проведенных проверок используемых методов на сходимость и устойчивость решений на множестве сеток, из выполнения условий баланса энергии на границах области расчета, а также подтверждаются хорошим качественным согласованием полученных результатов с известными данными других авторов [13, 14]. Относительная погрешность расчетов во всех вариантах численного анализа не превышала 0,2%, что является приемлемым при оценке тепловых потерь бесканальных теплопроводов.

В таблице 2 приведены тепловые потери рассматриваемой системы (рисунок 1) без учета промерзания Q_1 и с учетом промерзания грунта Q_2, а также представлено сопоставление Q_1 и Q_2 между собой и с нормативной величиной потерь $Q_{норм}$, вычисленной в соответствии с [9].

Результаты численного моделирования тепловых потерь бесканальных теплопроводов, приведенные в таблице 2, свидетельствуют об ожидаемом росте тепловых потерь при прокладке теплопроводов в песчаных грунтах, имеющих большие коэффициенты теплопроводности (таблица 1).

Учет промерзания грунта в зоне прокладки сопровождается соответствующим ростом тепловых потерь вследствие изменения теплофизических характеристик грунта при замерзании (таблица 1). Сопоставление значений тепловых потерь бесканальных теплопроводов с учетом Q_2 и без учета промерзания грунта Q_1 позволяет сделать вывод о том, что при прокладке теплопроводов в песчаных грунтах потери тепла возрастают на δ_1=5,04%, а в глинистых – на δ_1=1,65% (таблица 2).

Сопоставление результатов численного моделирования (таблица 2) в условиях промерзания грунта Q_2 с величиной тепловых потерь $Q_{норм}$, рассчитанных с использованием методики [9], позволяет утверждать, что отклонение между ними δ_2 всегда является отрицательной величиной. Это обстоятельство свидетельствует о том, что методика [9] дает завышенные значения тепловых потерь бесканальных теплопроводов. Отклонение δ_2 составляет минус 21,16% и минус 26,97% при прокладке теплопроводов в песчаных и глинистых грунтах соответственно.

На рисунке 2 в качестве примера приведено типичное температурное поле в зоне размещения бесканального теплопровода в условиях промерзания грунта при прокладке в глинистом грунте. На рисунке 2 изотермическая линия 273 К соответствует границе раздела «мерзлый грунт – талый грунт».

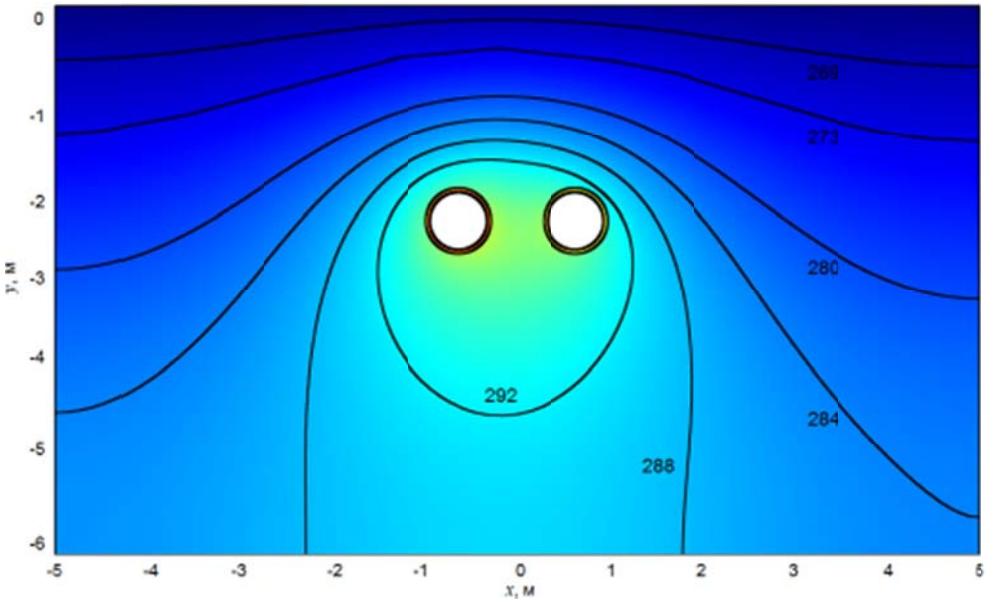


Рисунок 2. Типичное температурное поле для рассматриваемой области решения

Распределения температур в рассматриваемой области решения свидетельствуют о том, что изотермические линии (рисунок 2) сгущаются непосредственно над трубопроводами и более разрежены при удалении от них, что соответствует представлениям о процессах теплопроводности в твердых телах и качественно соответствует результатам исследований [13, 14].

Выводы

Проведены численное моделирование теплопереноса в зоне прокладки бесканальных теплопроводов при промерзании грунта и анализ тепловых потерь рассматриваемых объектов в подобных условиях.

Установлены масштабы увеличения тепловых потерь бесканальных теплопроводов в условиях промерзания грунта в зоне прокладки.

Показана необходимость корректировки действующей методики проектирования тепловой изоляции [9].

Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ в рамках научного проекта №12-08-00201-а и гранта Президента РФ №МК-1652.2013.8.

Литература

1. Слепченок В.С., Петраков Г.П. Повышение энергоэффективности теплоизоляции трубопроводов тепловых сетей северных и северо-восточных регионов России // Инженерно-строительный журнал. 2011. №4(22). С. 26-32.
2. Слепченок В. С., Петраков Г.П. Система теплоснабжения Санкт-Петербурга на современном этапе и возможности ее модернизации // Инженерно-строительный журнал. 2009. №7. С. 26-29.
3. Ватин Н.И., Дубов В.В., Петраков Г.П. Внедрение РМД 41-11-2012 Санкт-Петербург «Устройство тепловых сетей в Санкт-Петербурге» // Строительство уникальных зданий и сооружений. 2013. №1(6). С. 48-54.
4. Королев И.А., Петраков Г.П. Создание испытательного центра для проверки качества пенополиуретановой изоляции предизолированных трубопроводов, применяемых в системах теплоснабжения // Инженерно-строительный журнал. 2010. №1. С. 23-25.
5. Бухин В.Е. Предварительно изолированные трубопроводы для систем централизованного теплоснабжения // Теплоэнергетика. 2002. №4. С. 24-29.
6. Яровой Ю.В., Корсунский В.Х., Бурдыга Ю.Ю. О системе качества трубопроводов в ППУ изоляции НП «Российское теплоснабжение» // Энергобезопасность и энергосбережение. 2010. №1. С. 20-21.
7. Kuznetzov G.V., Polovnikov V.Yu. Numerical Investigation of Thermal Regimes in Twin-Tube-Channel Heat Pipelines Using Conductive-Convective Model of Heat Transfer // Thermal Engineering. 2012. Vol. 59. No. 4. Pp. 310-315.
8. Витальев В.П. Бесканальные прокладки тепловых сетей. М.: Энергоатомиздат, 1983. 280 с.
9. СП 41-103-2000. Проектирование тепловой изоляции оборудования и трубопроводов. М.: Госстрой России, 2001. 42 с.
10. Справочник проектировщика. Проектирование тепловых сетей / под ред. А.А. Николаева. Курган: Интеграл, 2010. 357 с.
11. Слепченок В.С., Рондель А.Н., Шаповалов Н.И. Влияние различных эксплуатационных факторов на тепловые потери в бесканальных подземных трубопроводах тепловой сети // Новости теплоснабжения. 2002. №6. С. 18-23.
12. Беляков В.А. Опыт и проблемы проектирования бесканальной и канальной прокладки теплопроводов в ППУ-изоляции // Новости теплоснабжения. 2007. №6. С. 32-33.
13. Иванов В.В., Вершинин Л.Б. Распределение температур и тепловых потоков в зоне подземных теплотрасс // Вторая Российская национальная конференция по теплообмену: Теплопроводность, теплоизоляция. М.: Издательство МЭИ, 1998. Т. 7. С. 103-105.
14. Иванов В.В., Шкребко С.В. Моделирование тепловых процессов подземных бесканальных теплотрасс // Вторая Российская национальная конференция по теплообмену: Теплопроводность, теплоизоляция. М.: Издательство МЭИ, 1998. Т. 7. С. 106-108.
15. СНиП 23-01-99. Строительная климатология. М.: Госстрой России, 2000. 57 с.
16. Kuznetsov G.V., Strizhak P.A. Transient heat and mass transfer at the ignition of vapor and gas mixture by a moving hot particle // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2010. Vol. 53. No.5-6. Pp. 923-930.
17. Kuznetsov G.V., Strizhak P.A. Distinctive features of the gas-phase ignition of a mixture of a kerosene vapor and air by a steel wire heated to high temperatures // Journal of Engineering Physics and Thermophysics. 2009. Vol. 82. No.6. Pp. 1059-1065.
18. Glushkov D.O., Strizhak P.A. Heat and Mass Transfer at Ignition of Solid Condensed Substance with Relatively Low Calorific Power by a Local Energy Source // Journal of Engineering Thermophysics. 2012. Vol. 21. No. 1. Pp. 69-77.
19. Garcia A.L. Numerical methods for physics. New York: Prentice Hall, 2000. 423 p.
20. Reddy J.N. An Introduction to Nonlinear Finite Element Analysis. New York: Oxford University Press, 2004. 480 p.
21. Шайдуров В.В. Многосеточные методы конечных элементов. М.: Наука, 1989. 288 с.
22. Гува А.Я. Краткий теплофизический справочник. Новосибирск: Сибвузиздат, 2002. 300 с.

**Вячеслав Юрьевич Половников, г. Томск, Россия*

Тел. раб.: +7(3822) 42-08-33; эл. почта: polov@tpu.ru

© Половников В.Ю., Хузеев В.А., 2013

Интегральные характеристики термогравитационной конвекции в воздушной прослойке навесных вентилируемых фасадов

Инженер Д.В. Немова*,
ФГБОУ ВПО Санкт-Петербургский государственный политехнический университет

Ключевые слова: навесные вентилируемые фасады; вентилируемый канал; гидравлически оптимальный; энергосбережение; наружные ограждающие конструкции; свободноконвективное течение

Навесной вентилируемый фасад (НВФ) включает вертикальную щель шириной h и высотой L, которая имеет свободный проход для воздуха снизу и сверху (рис. 1), служит для вентилирования щелевого зазора между «горячей» плоскостью фасада y = 0 и «холодной» плоскостью y=h экрана. Такое вентилирование, во-первых, обеспечивает понижение влажности воздуха в зазоре и подсушивание плоскости фасада, во-вторых, в условиях свободной конвекции воздуха минимизирует потери теплоты от фасадной плоскости за счет образования настильного факела (тепловой завесы). Естественно, для создания энергосберегающей конструкции ограждения применение свободной конвекции воздуха предпочтительнее принудительной в силу двух причин: отсутствия затрат энергии на привод насоса (вентилятора) и минимальной теплоотдачи от фасада к настильному факелу свободноконвективного течения (СКТ) на горячей грани по сравнению с теплоотдачей при вынужденной конвекции.

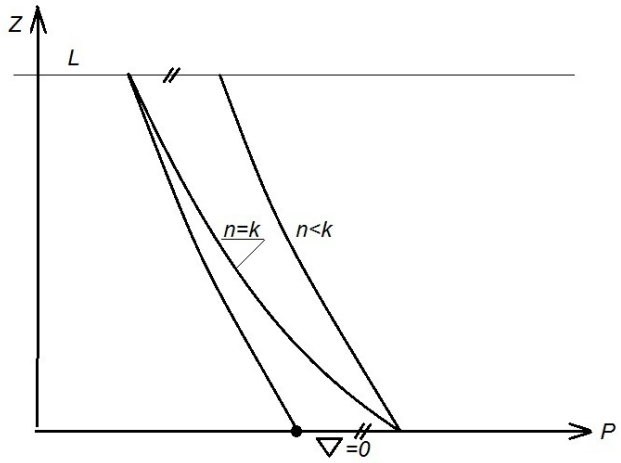


Рисунок 1. Схема вентилируемого вертикального щелевого канала

Хотя гидродинамике свободноконвективного течения в вертикальной щели посвящено много работ [1-15], гидравлика свободноконвективного течения не разработана в полноте, достаточной для проведения проектных и поверочных расчетов течения. В частности, существуют следующие пробелы.

1. Неизвестно распределение давления по высоте щели. Задача состоит в следующем. Пусть гидростатическое распределение давления по высоте щели известно. Оно задается одной из барометрических формул, например, условием адиабатного равновесия. В условиях свободноконвективного течения давление на выходе из канала должно совпадать с барометрическим давлением на отметке z = L. Но при n < k, т.е. в условиях СКТ, $\pi_n > \pi_k$ и давление на выходе из канала больше, чем по барометрической формуле. Получаем парадоксальный результат: тяга отрицательна, течения нет. Мотивировать существование тяги наличием динамической составляющей давления некорректно ввиду малости $\frac{\rho v^2}{2}$ (порядка 10 Па или 1 мм в.с.).

2. Неизвестна связь интенсивности теплообмена с интегральными характеристиками течения. Точнее, существующие расчетные зависимости для определения интенсивности теплообмена связывают числа Стэнтона и Рэлея [1], [3]. При этом влияние средней скорости или средней массовой скорости, т.е. величин, характеризующих эффективность работы НВФ, на интенсивность теплообмена в явном виде отсутствует. В работах [16 – 18] и, особенно, в работе [18] предложено использовать для низкорейнольдсовых СКТ аналогию $Ra \cong Pe^2$, где Ra и Pe – числа подобия Рэлея и Пекле. Тогда удается, по меньшей мере, оценить эффективные характеристики СКТ, такие как α, λ, ζ и т.п., и интенсивность теплообмена.

Указанные пробелы восполняют исследования [16–18], решения которых развивает и уточняет настоящая статья.

1. Исходные уравнения (постановка задачи). Напорная и пьезометрическая линии СКТ в щели постоянной ширины h. Исходными уравнениями служат уравнения гидравлики, записанные в дифференциальной форме [19]:

- уравнение равновесия адиабатного столба воздуха:

$$\left(\frac{dp}{\rho}\right)_k + gdz = 0, \tag{1}$$

где индекс k означает, что «функция давления» (пьезометрический напор) $d\mathrm{P} := \frac{dp}{\rho}$ вычисляется для адиабатного условия баротропности;

- уравнение Бернулли в дифференциальной форме:

$$\left(\frac{dp}{\rho}\right)_n + gdz + d\left(\frac{v^2}{2\varphi^2}\right) = 0, \tag{2}$$

где индекс n означает, что «функция давления» (пьезометрический напор) $d\mathrm{P} := \frac{dp}{\rho}$ вычисляется для адиабатного условия баротропности; φ – коэффициент скорости;

- уравнение энергии, записанное в виде дифференциального уравнения первого начала термодинамики:

$$(di)_n + gdz + d\left(\frac{\alpha v^2}{2}\right) = d'q_e, \tag{3}$$

где $(di)_n := C_p(dT)_n$ – элементарное изменение энтальпии в политропном движении; $d'q_e := C(dT)_n$ – элементарное количество теплоты, подводимое к столбу воздуха высоты dz извне (за счет теплоотдачи от горячей плоскости); $C = C_p \frac{n-k}{k(n-1)}$ – теплоемкость процесса;

- уравнение неразрывности в интегральной форме:

$$\dot{m} = \rho v h = const \tag{4}$$

или в виде дифференциального равенства:

$$d\ln\rho + d\ln v + d\ln h = 0. \tag{4_1}$$

В частности, для щели постоянной ширины h:

$$d\ln\rho + d\ln v = 0. \tag{4_2}$$

- характеристическое уравнение Клапейрона:

$$p = R\rho T\ . \tag{5}$$

Система уравнений (2)–(5) содержит ровно 4 фундаментальные неизвестные: гидродинамическое (термодинамическое) давление p, температуру T, плотность ρ, среднюю скорость течения v. Если коэффициент скорости φ и корректив α известны, то система (2)–(5) замкнута. При v << c_h, $c_h = \sqrt{kRT_h}$ система уравнений (2) – (5) однозначно разрешима [19]. Уравнение равновесия (1) связывает распределение давления по вертикальной координате z:

$$\pi = \left(1 - \frac{k-1}{k} Z\right)^{\frac{k}{k-1}}, \tag{6}$$

где $\pi := \frac{p}{p_0}, Z := \frac{gz}{RT_0}, \pi \le 1, Z \le \Lambda = \frac{gL}{RT_0}$ и индексом 0 отмечены гидродинамические параметры воздуха на нулевой отметке z=0.

Из уравнения (2) следует, что $\left(\frac{dp}{\rho}\right)_n \le \left(\frac{dp}{\rho}\right)_k, n \le k$. Иначе говоря, техническая работа политропного расширения воздуха в вертикальной щели не меньше адиабатной технической работы: $l_n \ge l_k, n \le k$. На рис. 2 показаны «фазовые траектории» потока на плоскости переменных $\omega := \frac{\rho_0}{\rho}, \pi$. Как видно, площадь, отвечающая технической работе адиабатного расширения (равновесие), не превосходит площади, отвечающей технической работе при политропном расширении. Площадь криволинейного треугольника knа (профицит технической работы) отвечает кинетической энергии столба воздуха, обусловленной подводом теплоты от «горячей» плоскости y=0 (рис. 1).

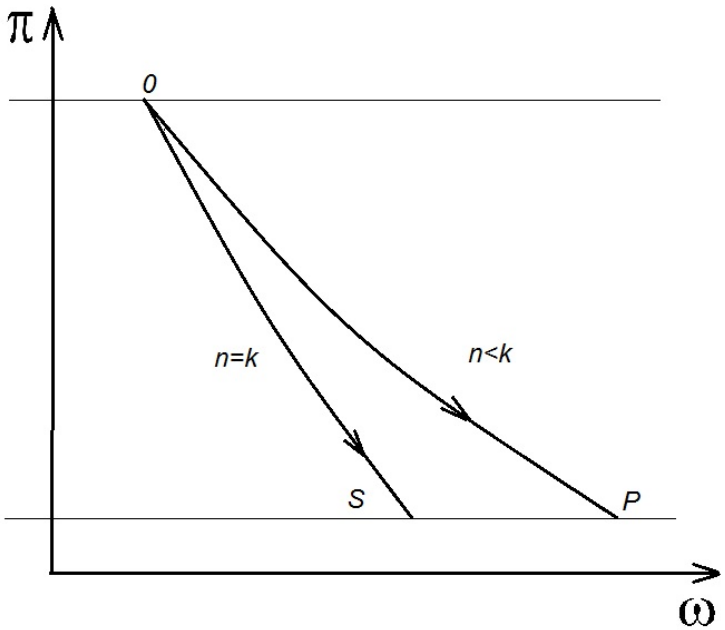


Рисунок 2. Траектории СКТ на плоскости переменных ω, π

2. Линия давления для СКТ в вертикальном канале. По определению,

$$gdH = \frac{dp}{\rho} + gdz\,.$$

Пусть значение напора на нулевой отметке H_0=0. Тогда в условиях адиабатного равновесия в любом сечении канала H=0. Действительно, тогда $gH = gz - RT_0 \frac{k}{k-1}\left(1-\pi^{\frac{k-1}{k}}\right)$, и остается применить тождество (6).

Итак, H=0, статический напор постоянен по высоте щели. Пьезометрическая линия – вертикальная прямая, проходящая через начало координат. Таким образом, при адиабатном равновесии:

$$\pi = \left(1-\frac{k-1}{k}Z\right)^{\frac{k}{k-1}} := \pi_k(Z).$$

При произвольном политропном равновесии точно так же:

$$\pi_n(Z) = \left(1-\frac{n-1}{n}Z\right)^{\frac{n}{n-1}}.$$

Справедливо следующее утверждение: пусть n<k, тогда выполняется неравенство:

$$\pi_n(Z) \geq \pi_k(Z),\ \forall Z \in [0,\Lambda].$$

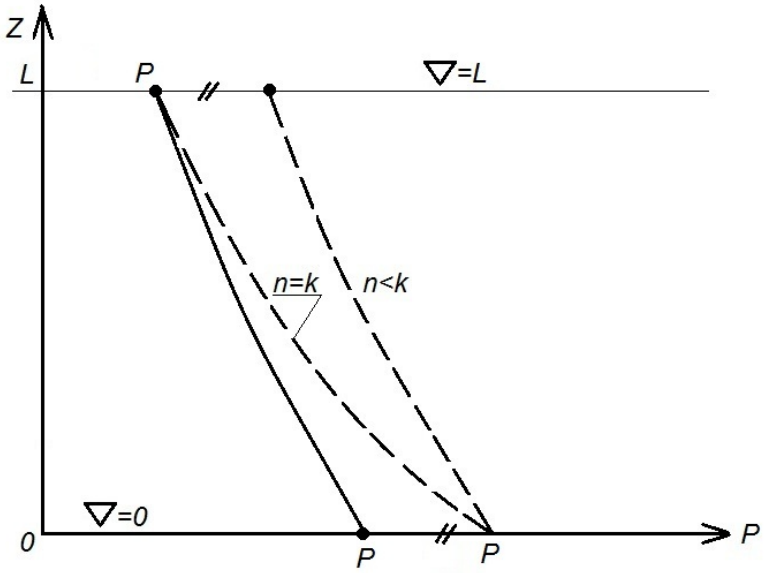


Рисунок 3. Линия давления для СКТ в вертикальном щелевом канале

Доказательство очевидно, что также показано на рис. 3: линия давления, отвечающая n < k, проходит правее линии давления в условиях адиабатного равновесия. Поэтому $\pi_n(\Lambda) > \pi_k(\Lambda)$, и в выходном сечении канала давление больше равновесного значения. Это условие невозможно при истечении под уровень. Разница

$$\pi_n(\Lambda) - \pi_k(\Lambda) = \frac{\Lambda^2}{2}\frac{k-n}{nk}$$

есть величина порядка скоростного напора в долях RT_0, см [16], что позволяет утверждать следующее.

Пусть плотность воздуха на входе в канал равна ρ_c, плотность воздуха в щели равна ρ_h, $\rho_h < \rho_c$. Из условия неразрывности (4_2) следует, что средняя массовая скорость w: = ρv = const по длине потока в канале постоянного сечения. Условие постоянства полного давления для близких сечений c-c, h-h приводит к тождеству:

$$p_c - p_h := \Delta p = \frac{w^2}{2}\left(\frac{1}{\rho_h} - \frac{1}{\rho_c}\right),$$

причем это падение статического давления пропорционально разнице давлений на выходе из канала $\pi_n(\Lambda)$-$\pi_k(\Lambda)$, если отождествить давление p_0 на отметке Z=0 с давлением «холодного воздуха» p_c: $p_0 = p_c$. Или, в относительных величинах:

$$1 - \pi_h = E\left(\frac{1}{\pi_h}\frac{T_h}{T_c} - 1\right), \tag{7}$$

где $E := \dfrac{w^2}{2p_c\rho_c}$ – число Эйлера, причем в условиях СКТ E << 1, т.е. величина π_h мало отличается от 1. Выражение (7) можно интерпретировать как уравнение для определения π_h. Стало быть, с учетом сказанного, действительное распределение давления по высоте канала имеет вид:

$$\overline{\pi}_n(Z) = \pi_n(Z) - \pi_n(\Lambda) + \pi_k(\Lambda). \tag{8}$$

Отсюда очевидно следующее.

1. Распределение давления по высоте (по длине) канала $\overline{\pi}_n = \overline{\pi}_n(Z)$ – положительная монотонно убывающая функция координаты Z.

2. $\pi_n(Z) > \pi_k(Z) \geq \overline{\pi}_n(Z), \forall Z \in [0,\Lambda], n < k$.

3. $\overline{\pi_n}(\Lambda) = \pi_k(\Lambda)$, и, таким образом, действительная линия давления проходит левее линии давления адиабатного равновесия и, тем более, левее линии давления политропного равновесия, причем в сечении Z = Λ давление в потоке совпадает с равновесным давлением, что и требовалось.

На рис. 3 показано распределение давления по длине потока в вертикальном канале. Штрихами обозначены линии давления в условиях равновесия, n и k политропного и адиабатного. Сплошная линия относится к случаю течения. Как в гидравлически длинной трубе, линия давления может быть отождествлена с линией энергии, причем погрешность такого отождествления – величина порядка $O(\Lambda^3)$.

3. Связь интенсивности теплоотдачи с показателем политропы n. В работах [20], [21] показано, что условие баротропности движения, т.е. существование гомеоморфизма p = p(ρ) равносильно решению уравнения энергии (3). По сути дела, замена дифференциального уравнения (3) (однолистной) функцией p=p(ρ) равносильна переходу от неголономной (непроинтегрированной) связи, записанной в виде (3), к связи голономной, задаваемой условием p = p(ρ). Для совершенного газа (с уравнением состояния (5)) условие баротропности имеет вид: $p = p_0\left(\dfrac{\rho}{\rho_0}\right)^n$ или $\pi = \omega^{-n}$. Можно доказать, что показатель политропы n явно определяет интенсивность передачи теплоты от горячей плоскости y = 0 (рис. 1).

Действительно, пусть элементарный контрольный объем dV в СКТ ограничен поверхностью dA_w, имеющей смоченный (обогреваемый) периметр χ и площадь поперечного сечения A. Тогда, по определению:

$$d'q_e := \frac{\dot{q}_n\, dA_w dt}{\rho V} = \frac{\alpha_h(T_h - T)\chi dz}{\rho Q} = \frac{\alpha_h(T_h - T)dz}{\rho v R_h}, \tag{8}$$

где R_h:=A/χ – гидравлический радиус канала (рис. 4). Для плоской щели R_h=h/2.

С другой стороны, этот же элемент теплоты можно подсчитать так:

$$d'q_e = C(dT)_n = C_p \frac{n-k}{k(n-1)}(dT)_n, \qquad (9)$$

где $(dT)_n$ – изменение температуры воздуха при баротропном СКТ с показателем политропы n, см. уравнение (3). Сравнение правых частей выражений (8) и (9) приводит к тождеству: $\frac{n-k}{k(n-1)}\frac{dT}{dz} = 2S_h\frac{T_h - T}{h}, S_h := \frac{\alpha_h}{\rho C_p v}$ – число Стэнтона. Значит:

$$\frac{d\ln(T_h - T)^{-1}}{d\overline{z}} = 2\frac{S_h k(n-1)}{n-k}, \ \overline{z} := \frac{z}{h}. \qquad (10)$$

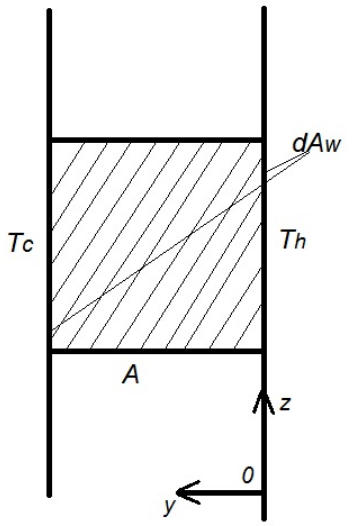


Рисунок 4. Элементарный контрольный объем

В политропном течении $T = T_0\pi^{\frac{n-1}{n}}$. Поэтому, в силу (10):

$$-\frac{gh}{RT_0}\frac{T_0}{T_h - T_0\pi^{\frac{n-1}{n}}} = \frac{2S_h nk}{n-k}. \qquad (11)$$

Или, что то же:

$$S_h = \frac{k-n}{2nk}\frac{gh}{R}\frac{1}{T_h - T_0\pi^{\frac{n-1}{n}}}. \qquad (11_1)$$

Остается применить (6) для распределения π(Z):

$$S_h = \frac{(k-n)gh}{2nkRT_h}\frac{1}{1-\frac{T_0}{T_h}\left(1-\frac{k-1}{k}Z\right)^{\frac{k(n-1)}{n(k-1)}}}. \qquad (11_2)$$

Правильная дробь $\Psi := \frac{gh}{kRT_h}$ (отношение квадрата лагранжевой (волновой) скорости к квадрату скорости звука на горячей плоскости) масштабирует скорость; правильная дробь $\theta := \frac{T_0}{T_h}$ масштабирует температуру. Итак:

$$\frac{S_h}{\Psi} = \frac{k-n}{2n}\frac{1}{1-\theta\left(1-\frac{k-1}{k}Z\right)^{\frac{k(n-1)}{n(k-1)}}}. \qquad (11_3)$$

При n = 1 (изотерма), в силу (11_3):

$$\frac{S_h}{\Psi} = \frac{k-1}{2}\frac{1}{1-\theta}. \qquad (11_4)$$

Из формул (11_{1-3}) следует, что при $Z = \frac{k}{k-1}$ интенсивность передачи теплоты потоку воздуха в щели не зависит от отношения температур воздуха на входе в щель к температуре горячей грани y=0. Но, очевидно, такие значения вертикальной координаты недостижимы практически (десятки километров).

4. Стабилизация СКТ. СКТ в щели обусловлено мощностью архимедовой силы (плавучести), создаваемой разностью плотностей нагретого и холодного воздуха. Роль насоса, создающего объемную архимедову силу, играет тепловой поток на горячей грани y = 0 щели. В противоположность этому вынужденная конвекция создается перепадом напора на канале. Этот перепад связан, в том числе, и с введением в поток насосом механической мощности.

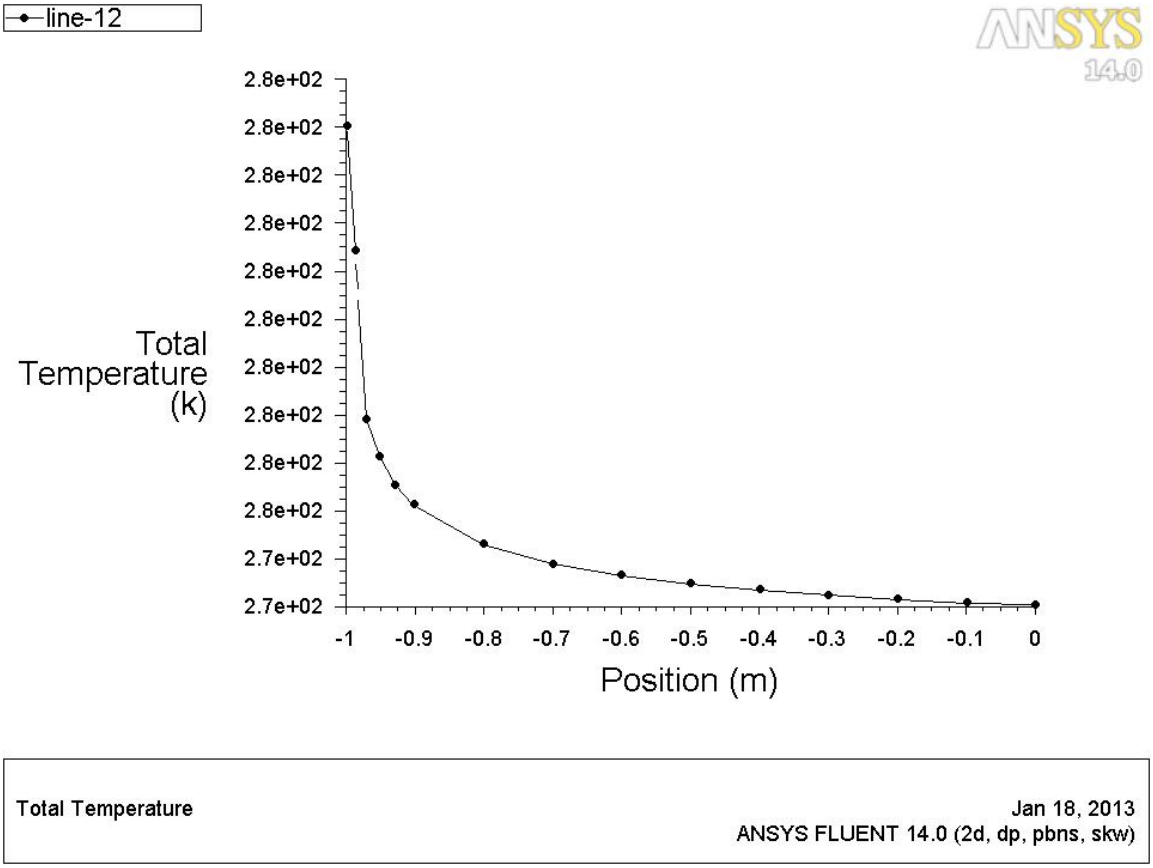


Рисунок 5. Поля скорости и температурного напора в вертикальном щелевом канале

Различие в источниках внешнего энергообмена – теплового в случае СКТ и механического при вынужденной конвекции – сказывается на формировании потока. При вынужденной конвекции, как правило, происходит увеличение α по длине канала в промежутке значений $1 \le \alpha \le \alpha_\infty$. В условиях СКТ в плоской щели схема течения такая. На горячей грани y=0 образуются пограничные слои (вязкий, подъемной силы, температурный, концентрационный (для влажности), рис. 5). В пограничных слоях происходит формирование восходящего течения горячего воздуха и вовлечение (прогрев) холодного воздуха за счет, соответственно, вязкости и теплопроводности. Вне пограничных слоев холодный воздух неподвижен. Эпюры скорости и перепада температуры имеют вид, представленный на рис. 5. Толщины этих слоев (δ) увеличиваются снизу вверх по координате z как величина $O\left(\frac{z}{Ra_z^m}\right), Ra_z := \sigma \frac{gz^3}{\nu^2}$, σ – число Прандтля, m – экспонента. При невысоких числах Рэлея $Ra_z < 10^8$, m = 1/4. Следовательно, толщины пограничных слоев возрастают как величины $O\left(z^{1-3m}\right)$ и постепенно заполняют сечение канала. При этом область ненулевых скоростей расширяется от нуля в сечении z = 0 до значений порядка ширины канала в достаточно длинных каналах. Следовательно, значение корректива кинетической энергии α по длине канала не возрастает.

Из равенств (1) и (3) следует:

$$C_p\left((dT)_n-(dT)_k\right)+d\frac{\alpha v^2}{2}=C_p\frac{n-k}{k(n-1)}(dT)_n. \qquad (12)$$

Интегрирование (12) приводит к такому выражению для изменения кинетической энергии в СКТ:

$$\Delta\left(\frac{\alpha v^2}{2}\right)=C_pT_0\left(\frac{k-n}{k(n-1)}+\pi^{\frac{n-1}{n}}\left(\pi^{\frac{k-n}{nk}}-\frac{n}{n-1}\frac{k-1}{k}\right)\right). \qquad (13)$$

Если в формуле (13) k = n, то $\Delta\left(\frac{\alpha v^2}{2}\right)=0$, и никакого изменения кинетической энергии потока в СКТ не происходит. Далее, если n<k, то $\Delta\left(\frac{\alpha v^2}{2}\right)>0$, т.е. подвод теплоты увеличивает кинетическую энергию потока.

Пусть n $\to$ 1. Тогда, в силу (13):

$$\Delta\left(\frac{\alpha v^2}{2}\right)\to C_pT_0\pi^{\frac{k-1}{k}}>0. \qquad (13_1)$$

При n $\to$ +0 справедливо асимптотическое равенство:

$$\Delta\left(\frac{\alpha v^2}{2}\right)\approx\frac{nk}{k-1}\pi^{-\frac{1}{n}}C_pT_0. \qquad (13_2)$$

Из формул (13) следует, что кинетическая энергия в СКТ возрастает при увеличении интенсивности теплообмена, т.е. при уменьшении n, см. (11_1), при любом значении n<k. Или, в силу (13):

$$\frac{v_0^2}{2}\left(\frac{\alpha}{\alpha_0}\pi^{-\frac{1}{n}}-1\right)=C_pT_0\left(\frac{k-n}{k(n-1)}+\pi^{\frac{n-1}{n}}\left(\pi^{\frac{k-n}{nk}}-\frac{n}{n-1}\frac{k-1}{k}\right)\right). \qquad (14)$$

Дробь $\varepsilon_0:=\frac{v_0^2}{2C_pT_0}$ безразмерна. Следовательно, в силу (14):

$$\frac{\alpha}{\alpha_0}=\pi^{\frac{1}{n}}\left(1+\frac{1}{\varepsilon_0}\left(\frac{k-n}{k(n-1)}+\pi^{\frac{n-1}{n}}\left(\pi^{\frac{k-n}{nk}}-\frac{n}{n-1}\frac{k-1}{k}\right)\right)\right). \qquad (14_1)$$

Как видно из (14_1), уменьшение n (увеличение интенсивности подвода теплоты от горячей стенки) уменьшает дробь α/α_0. Используя тождество (6), можно выразить частное α/α_0 как функцию от безразмерной вертикальной координаты Z.

Получается, что всегда $\Delta\left(\frac{\alpha v^2}{2}\right) \geq 0$. Пусть приращения кинетической энергии нет. Тогда левая часть этого неравенства достигает нижней грани. Значит,

$$\frac{\alpha}{\alpha_0} = \left(\frac{v_0}{v}\right)^2 = \left(\frac{\rho}{\rho_0}\right)^2 = \pi^{\frac{2}{n}}.$$

Итак, в общем случае

$$\pi^{\frac{2}{n}} \leq \frac{\alpha}{\alpha_0} \leq 1. \qquad (15)$$

Неравенство (15) показывает, что диапазон изменения корректива кинетической энергии тем шире, чем, при прочих неизменных условиях, меньше показатель n. С учетом (6) неравенство (15) принимает вид:

$$\left(1 - \frac{k-1}{k} Z\right)^{\frac{2}{n}} \leq \frac{\alpha}{\alpha_0} \leq 1,$$

и для всей щели:

$$\left(1 - \frac{k-1}{k} \Lambda\right)^{\frac{2}{n}} \leq \frac{\alpha}{\alpha_0} \leq 1.$$

Очевидно, если в неравенстве (15) достигается верхняя грань (корректив не изменяется по высоте канала), то изменение кинетической энергии потока максимально. На нижней грани неравенства (15) изменения кинетической энергии потока нет [22–24]. Можно предположить, что в действительном СКТ изменение корректива кинетической энергии минимально: увеличение средней скорости за счет подогрева воздуха компенсируется уменьшением α по ходу потока. Формально: $\int_0^L \delta\left(\alpha v^2\right) dz = 0,\ \rho = w = const$, δ – знак изометрической вариации.

Выводы

1. Статическое давление на входе и на выходе вертикальной щели в СКТ совпадает с давлением на отметках z = 0 и z = L соответственно в неподвижном воздухе. Для непрерывного изменения давления на концах щели необходимо, чтобы в выходном сечении щели отсутствовала передача теплоты от горячей грани y = 0 к потоку воздуха. Это возможно, если температура потока в выходном сечении щели равна T_h (температуре горячей грани в выходном сечении), либо если коэффициент теплоотдачи от горячей грани к потоку воздуха α_h в выходном сечении равнялся нулю.

2. Допущение о баротропности СКТ в вертикальной щели позволяет связать интенсивность теплоотдачи (число Стэнтона) с показателем политропы $n \leq k$. При этом интенсивность теплоотдачи возрастает при уменьшении показателя n от нуля при n = k до ∞ при n = 0. Одновременно с этим возрастает (от 0 до ∞) профицит технической работы, используемой для увеличения кинетической энергии потока.

3. Увеличение кинетической энергии потока в СКТ от входного сечения z = 0 до любого текущего сечения 0 < z < L минимально в том смысле, что увеличение средней скорости по ходу потока компенсируется уменьшением корректива кинетической энергии α. При этом, чем меньше n (больше теплоотдача), тем больше уменьшение корректива. Можно предположить, что в действительном СКТ изменение α таково, что, при заданных значениях n, h, L выполняется такое эвристическое условие: $\Delta\left(\frac{\alpha v^2}{2}\right) \to \min \geq 0$, определяющее интенсивность стабилизации течения.

Литература

1. Остроумов Г.С. Свободная конвекция в условиях внутренней задачи. М.-Л.: ГТТИ, 1952. 256 с.
2. Гершуни Г.С., Жуховицкий Е.М. Конвективная устойчивость несжимаемых жидкостей. М.: Наука, 1972. 392 с.
3. Мартыненко О.Г., Соковишин Ю.А. Теплообмен смешанной конвекцией. Минск: Наука и техника, 1975. 266 с.
4. Соковишин Ю.А., Мартыненко О.Г. Введение в теорию свободно-конвективного теплообмена. Л.: Изд-во ЛГУ, 1981. 232 с.
5. Мартыненко О.Г., Соковишин Ю.А. Теория струй вязкой жидкости. Минск: Наука и техника, 1984. 216 с.
6. Петроченко М.В. Основы гидравлического расчета свободноконвективных течений в ограждающих строительных конструкциях: автореф. дисс. … канд. техн. наук. Санкт-Петербург, 2011.
7. Петриченко М.Р., Петроченко М.В. Гидравлика свободноконвективных течений в ограждающих конструкциях с воздушным зазором // Инженерно-строительный журнал. 2011. №8(26). С. 51-56.
8. Петриченко М.Р., Петроченко М.В. Достаточные условия существования свободноконвективного течения в вертикальном щелевом // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2012. №2-2(147). С. 276-281.
9. Страхович К.И. Гидро- и газодинамика. Л.: Изд-во ЛПИ, 1964. 132 с.
10. Страхович К.И. Гидро- и газодинамика. Избранные труды. Л-М.: Наука, 1980. 301 с.
11. Прандтль Л. Гидроаэромеханика. М.: ИИЛ, 1951. 516 с.
12. Колешко С.Б., Чумаков Ю.С. Турбулентный свободноконвективный теплообмен на вертикальной поверхности со ступенчатым нагревом при инверсии теплового потока // Теплофизика высоких температур. 2010. Т. 48. №3. С. 419-423.
13. Volodina Yu.M., Chumakov Yu.S. Structure of a free-convective flow near a vertical surface with stepwise heating // Heat Transfer Research. 2008. Vol. 39. No. 6. Pp. 469-478.
14. Колешко С.Б., Чумаков Ю.С. Моделирование турбулентного теплообмена применительно к пристенному свободноконвективному течению // Теплофизика высоких температур. 2007. Т. 45. №3. С. 392-399.
15. Колешко С.Б., Лапин Ю.В., Чумаков Ю.С. Турбулентный пограничный свободноконвективный слой на вертикальной нагретой пластине. Закономерности температурного слоя // Теплофизика высоких температур. 2005. Т. 43. №3. С. 431-441.
16. Kuzmitskiy O.A., Nikolskaya S.B., Chumakov Yu.S. Spectral and correlation characteristics of velocity and temperature fluctuations in a free-convection boundary layer // Heat Transfer Research. 2002. Vol. 33. No.3-4. Pp. 144-147.
17. Fedotov A.V., Chumakov Y.S Multi-equation turbulence model for a free convection boundary layer // Heat Transfer Research. 2002. Vol. 33. No. 1-2. Pp. 22-27.
18. Chumakov Yu.S. Experimental study of the transition and developed turbulent flow regimes in free convection boundary layer near a vertical heated surface // Heat Transfer Research. 2001. Vol. 32. No.7-8. Pp. 424-428.
19. Чумаков Ю.С. Экспериментальное исследование переходного и турбулентного свободноконвектиного пограничного слоя на вертикальной нагретой поверхности: автореф. дисс. … докт. физ.-мат. наук. Санкт-Петербург, 2000.
20. Nikolskaya S.B., Chumakov Yu.S. Experimental investigation of pulsation motion in a free-convection boundary layer // High Temperature. 2000. Т. 38. №2. С. 231-237.
21. Chumakov Yu.S. Tmperature and velocity distribution in a free-convection boundary layer on a vertical isothermal surface // High Temperature. 1999. Т. 37. №5. С. 714-719.
22. Kishinami K., Saito H. Natural Convective Heat Transfer on a Vertical Plate with Discontinuous Surface Temperature. Effect of Heat Conduction in the Plate // Bulletin of JSME. 1986. Vol. 29. No. 253. P. 2145.
23. Roşca A., Ioan Pop. Flow and heat transfer over a vertical permeable stretching/shrinking sheet with a second order slip // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2013. Vol. 60. Pp. 355-364.
24. Greene G. Heat Transfer // Encyclopedia of Physical Science and Technology (Third Edition). San Diego: Academic Press, 2003. Pp. 279-292.

**Дарья Викторовна Немова, Санкт-Петербург, Россия*
Тел. моб.: +7(921)890-02-67; эл. почта: darya.nemova@gmail.com

© Немова Д.В., 2013

Гидравлически оптимальная вентилируемая щель

Д.т.н., профессор М.Р. Петриченко;
к.т.н., старший преподаватель М.В. Петроченко;
инженер Е.Б. Явтушенко*,
ФГБОУ ВПО Санкт-Петербургский государственный политехнический университет

Ключевые слова: навесной вентилируемый фасад; конвекция; свободно-конвективное течение; вентилируемая щель; оптимальный размер щелевого канала

Вопрос повышения энергоэффективности зданий и снижения затрат на их эксплуатацию сегодня приобретает все большую актуальность. Особое внимание этой теме уделено в Федеральном законе №261-ФЗ «Об энергосбережении и о повышении энергетической эффективности и о внесении изменений в отдельные законодательные акты Российской Федерации».

Исследования, посвященные этой теме, показывают, что применение систем вентилируемых фасадов повышает энергоэффективность зданий в среднем на 30%. Такой фасад существенно повышает устойчивость любого строения к негативному воздействию окружающей среды, надолго продлевая срок его службы [1].

В настоящее время в современном строительстве повысился интерес к конструкциям навесных вентилируемых фасадов (НВФ), которые используются как декоративный элемент и как дополнительная тепловая и ветровая защита. Навесные фасадные системы с вентилируемым воздушным зазором являются частным случаем ограждающих конструкций с вентилируемыми воздушными прослойками, которые защищают утеплитель, примыкающий к стене здания, от воздействия окружающей среды. При этом наличие конвективных движений способствует выносу влаги в атмосферу и поддержанию утеплителя в состоянии с малой влажностью [2]. Система вентилируемого фасада состоит из несущего каркаса, утеплителя и облицовочных панелей. Такая конструкция лишена многих недостатков, характерных для фасадов, выполненных с использованием «мокрых» технологий, и широко применяется как при ремонте, так и при возведении новых зданий.

Течение воздуха в вертикальном вентилируемом канале – свободноконвективное. Свободная конвекция – один из наиболее экономичных и практичных методов удаления влаги из воздушного зазора. Если температура поверхности выше температуры окружающей среды, то поток воздуха, омывающий поверхность, нагревается и, становясь легче, начинает всплывать. В этом случае плотные соседние слои воздуха заменяют поднявшийся слой. Этот принцип замещения слоев используется при проектировании воздушных прослоек [3].

Такой принцип действия способствует постоянному поддержанию оптимального температурного режима и микроклимата внутри сооружения при самых различных погодных условиях, а также помогает использовать энергосберегающие ресурсы утеплителя стен с максимальной эффективностью [4].

Для прогнозирования влажностного режима таких конструкций необходимо иметь четкую картину течения воздуха в вентилируемом канале и учитывать гидравлические параметры свободноконвективного течения воздуха в зазоре [5]. Важнейшими характеристиками воздухообмена для расчета влагоудаления являются скорость и размер навесного фасада [6].

Большой вклад в изучение характеристик свободноконвективных течений внесли как российские, так и зарубежные исследователи. В работах [7–12] представлены результаты экспериментальных и численных исследований свободноконвективных течений воздуха в вертикальных каналах, образованных двумя параллельными стенками с симметричным и ассиметричным нагревом.

Результаты исследований представляют большой интерес, но для их практического применения требуется сформулировать единый подход к определению оптимального расстояния от экрана до стены в вертикальных щелевых каналах.

Целью настоящей работы является оценка гидравлически оптимальной вентилируемой щели в навесных фасадах зданий и сооружений.

Рассмотрим вертикальную щель, образованную плоскостями y=0, y=h, высотой L, имеющими температуру T_c и T_h соответственно (рис. 1). Эта щель стилизует эйлеровскую клетку вентилируемого пространства навесного фасада – вертикальный щелевой канал. В этом пространстве за счет сил плавучести индуцируется вязкая термогравитационная конвекция воздуха, обеспечивающая создание теплоизолирующей воздушной завесы и подсушивание плоскостей y=0, y=h [13-17].

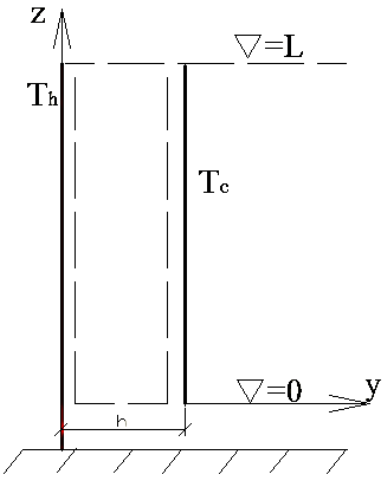


Рисунок 1. Схема вертикального канала

Свободноконвективное течение воздуха создает восходящий воздушный поток, в котором роль «насоса» играет распределенный по высоте тепловой поток, передаваемый от плоскости y=h воздуху. Интенсивность передачи теплоты описывается дифференциальным уравнением теплопередачи [18]:

$$\frac{dT}{d\bar{z}} = S_h(T_h - T) + S_c(T_c - T), \qquad (1)$$

где S_h, S_c – безразмерные коэффициенты теплопередачи (числа подобия Стентона); $S = \dfrac{\alpha}{\rho C_p v}$;

v – средняя скорость воздушного потока. Средняя скорость воздушного потока вычисляется следующим образом:

$$v = \varphi \frac{gL}{\sqrt{RT_0}} \sqrt{\frac{1}{n} - \frac{1}{k}}, \qquad (2)$$

где $\varphi = \dfrac{1}{\sqrt{1 + \lambda \dfrac{L}{h} + \sum\limits_{(j)} \zeta_j}}$ – коэффициент скорости для канала [6]; T_0 – температура газа на отметке z = 0. Далее считается: $T_0 = T_c$. В работе [6] подробно разбирается случай гидравлически гладкого канала без промежуточных местных потерь напора.

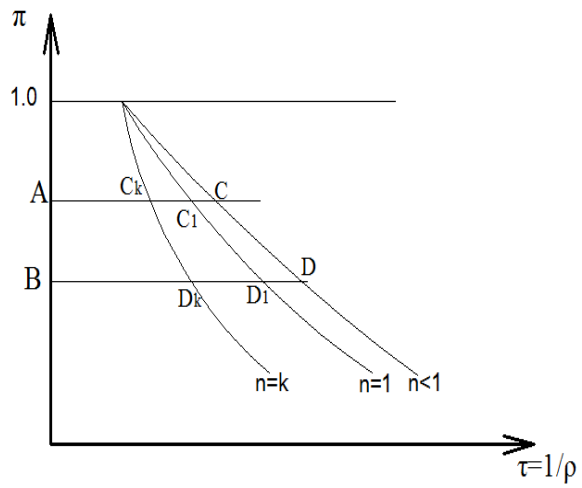


Рисунок 2. Политропное расширение воздуха в свободноконвективном течении

Показатель политропы n позволяет заменить непроинтегрированное (неголономное) условие теплопередачи (1) голономным условием баротропности p = p(ρ) [19]. Получается, что при значении n = k воздух находится в состоянии равновесия (рис. 2). При n<k возникает некоторый профицит технической работы, превращаемый в кинетическую энергию потока, и в канале индуцируется свободная конвекция. Если 1 < n < k, то расширение газа в канале сопровождается его охлаждением. При n < 1 подвод теплоты столь интенсивен, что расширение воздуха при всплытии не приводит к падению температуры потока по длине канала. Интенсивность теплообмена и показатель политропы n связаны тождеством [4]:

$$n = \frac{1}{1 + \dfrac{R}{gh}\dfrac{dT}{d\bar{z}}}, \quad \bar{z} := \frac{z}{h} \in \left(0, \frac{L}{h}\right). \qquad (3)$$

С учетом (1) равенство (3) можно записать таким образом:

$$n = \frac{1}{1 + \frac{R}{gh}\left(S_h\left(T_h - T\right) + S_c\left(T_c - T\right)\right)}. \quad (4)$$

В силу (2), (3), (4):

$$v = \varphi \frac{gL}{\sqrt{RT_c}} \sqrt{\frac{R}{gh}\frac{dT}{d\overline{z}} + \frac{k-1}{k}}, \quad (5)$$

$$v = \varphi \frac{gL}{\sqrt{RT_c}} \sqrt{\frac{R}{gh}\left(S_h\left(T_h - T\right) + S_c\left(T_c - T\right)\right) + \frac{k-1}{k}}. \quad (6)$$

Из формул (5), (6) выясняется влияние термических факторов (интенсивности теплопередачи, температурных напоров) на среднюю скорость течения в вертикальном щелевом канале НВФ. Например, если $\frac{dT}{d\overline{z}} \geq 0$, то всегда n≤1.

Далее, пусть n=k. Тогда $\frac{R}{gh}\frac{dT}{d\overline{z}} + 1 = \frac{1}{k}$. Значит, в условиях адиабатного равновесия средняя по сечению щели НВФ температура изменяется по высоте щели:

$$T = T_c - \frac{k-1}{k}\frac{gz}{R}. \quad (7)$$

Действительно, в условиях адиабатного равновесия столба воздуха выполняются уравнения Эйлера:

$$\frac{dp}{\rho} + gdz = 0,$$

причем p(0)=pc. Тогда:

$$gz = RT_c \frac{k}{k-1}\left(1 - \left(\frac{p}{p_c}\right)^{\frac{k-1}{k}}\right) = RT_c \frac{k}{k-1}\left(1 - \frac{T}{T_c}\right).$$

Это выражение равносильно равенству (7).

Наконец, формула (4) определяет точную нижнюю грань вертикального градиента температуры, срывающую свободноконвективное течение в щели: $\frac{dT}{dz} \geq -\frac{g}{R}\frac{k-1}{k}$. Для воздуха (k = 1,4; R = 287 Дж/(кг*К) = 287 м^2/(с^2*К)), dT/dz ≥ -0,01 К/м.

Вертикальный щелевой канал называется гидравлически оптимальным в том и только в том случае, если при заданных значениях L, S_h, S_c, T_c, T_h, T_0 он обеспечивает максимальный массовый расход воздуха в условиях свободноконвективного течения и баротропного течения воздуха.

Тогда, как доказано в работах [4, 20], показатель политропы n удовлетворяет тождеству:

$$\frac{1}{n_{op}} = \frac{1}{\Lambda} - \frac{k-1}{k}, \quad (8)$$

$$\frac{1}{n_{op}} - \frac{1}{k} = \frac{RT_c}{gL} - 1, \quad (9)$$

где $\Lambda := \frac{gL}{RT_c}$. В этом случае, в силу выражений (2) и (8), в вертикальном щелевом канале устанавливается средняя скорость течения:

$$v = \varphi \frac{gL}{\sqrt{RT_c}} \sqrt{\frac{RT_c}{gL} - 1} = \varphi \sqrt{gL - \frac{(gL)^2}{RT_c}} . \quad (10)$$

Очевидно, для реальных строительных конструкций Λ<<1. Значит, с погрешностью $O(\Lambda^2)$, $n_{op}=\Lambda$.

Понятие об оптимальном канале позволяет получить оценку для калибра гидравлически длинного щелевого канала, т. е. канала с $\lambda \frac{L}{h} >> 1 + \sum_{(j)} \zeta_j$. Эта оценка выглядит так:

$$\frac{h}{L} = \sqrt[3]{\frac{\lambda}{gL} \left(\frac{T_h - T_c}{T_c} \frac{\alpha_h}{\rho C_p} \right)^2} . \quad (11)$$

В эту оценку входят коэффициенты теплопередачи α_h и гидравлического трения λ, которые, в свою очередь, зависят от параметров потока в НВФ. В первом приближении их можно задавать, а в последующих итерациях уточнять.

Очевидно, для размеров оптимальных щелей выполняется, в силу формулы (11), следующее условие:

$$\frac{h_1}{\sqrt[3]{L_1^2}} = \frac{h_2}{\sqrt[3]{L_2^2}},$$

позволяющее пересчитывать, например, размеры с модели на натуру.

Естественно, полученные оценки занижены, т.к. при расчете сопротивления вертикального щелевого канала НВФ не учитываются местные потери напора (на вход, на выход, потери на крепежных кронштейнах и пр.). Поэтому при расчете гидравлически короткого вертикального щелевого канала можно поступить и другим способом. Из (4) и (8) следует:

$$\frac{R}{gh} \left(S_h (T_h - T) + S_c (T_c - T) \right) = \frac{RT_c}{gL} - \frac{2k-1}{k} . \quad (12)$$

Пусть температура потока оценивается полусуммой предельных температур, $T = \frac{1}{2}(T_h + T_c)$. Тогда, в соответствии с (9):

$$T_c \frac{h}{L} - \frac{2k-1}{k} \frac{gh}{R} = \frac{1}{2}(T_h - T_c)(S_h - S_c) \le \frac{T_h S_h}{2},$$

$$\frac{h}{L} \le \frac{T_h S_h}{2T_c} + \frac{2k-1}{k} \frac{gL}{RT_c}.$$

В силу сказанного, можно рассматривать последнее неравенство как точное равенство.

Пусть α_h = 10 Вт/(м^2*К), T_c = 250 К, T_h = 280 К, R = 287 м^2/(с^2*К) = 287 Дж/(кг*К), L = 50 м, C_p = 1000 Дж/(кг*К), ρ = 1,19 кг/м^3. Учитываются только потери напора на расширение потока в выходном сечении канала, $\varphi = \frac{1}{\sqrt{1 + \lambda \frac{L}{h}}}$, λ = 0,04.

Эта оценка, конечно, преувеличивает значения φ, v и оптимальной ширины h. Тогда, в первом приближении, $\frac{h}{L}=\frac{2k-1}{k}\frac{gL}{RT_c}$, что в условиях примера дает: $\frac{h}{L}=\frac{1{,}8}{1{,}4}\frac{10*50}{287*250}=0{,}0089$, откуда h = 45 см. Если φ = 0,4, то, в соответствии с (10):

$$v=\varphi\sqrt{gL-\frac{(gL)^2}{RT_c}}=0{,}4\sqrt{500-\frac{500^2}{287\cdot 250}}=8{,}91 \text{ м/с.}$$

Далее:

$$S_h=\frac{\alpha_h}{\rho C_p v}=\frac{10}{1{,}19*1000*8{,}94}=0{,}00094,$$

и потому, во втором приближении, $\frac{h}{L}=0{,}0089+0{,}00094\frac{280}{2\cdot 250}=0{,}0094$, т.е. h = 47 см. Это позволяет несколько увеличить φ (на 0.03), что приведет к незначительному уменьшению S_h и к уменьшению h/L до 0,0093. Окончательно, h = 46,5 см. Итак, расчет оптимального размера щелевого канала сходится на третьей итерации.

Очевидно, что для короткого канала в условиях α_h=idem, $T_{h,c}$=idem и т.д. выполняется закон подобия $hL^{-2}=idem$, позволяющий пересчитывать размеры щелевого канала. Например, для пятиметрового канала h = 0,47 см, для стометрового канала h = 1,5 м и т.д.

Уточнение значений чисел Стэнтона и коэффициентов передачи теплоты производится с помощью эмпирических формул теории неизотермических течений и здесь не приводится, см. [18], [20, 21].

Таким образом получаем:

1. Для всякого НВФ существует оптимальное расстояние от экрана до стены, $h=h_{op}$, определяемое высотой щели, условиями передачи теплоты и сопротивлением свободноконвективному течению в вентилируемом пространстве. В первом приближении можно считать:

$$h_{op}=\frac{2k-1}{k}\frac{gL^2}{RT_c}+\frac{S_hT_hL}{2T_c},$$

т.е. оптимальный режим течения, обеспечивающий максимальный расход воздуха сквозь щель, реализуется только для множества значений T_c,T_h, S_h, φ. При любой вариации этого множества значений параметров канал перестает быть оптимальным.

2. Предыдущее условие можно ослабить. Поскольку в реальных конструкциях $\frac{gL}{RT_c}>>\frac{S_hT_h}{T_c}$, то оптимальная ширина канала h=hop определяется только величиной минимальной температуры на входе в канал. Иначе говоря, если оптимальность канала достигается при Tc=250 K, то при Tc=300 K размер щели необходимо уменьшить в 300/250=1,2 раза.

Литература

1. Вентилируемый фасад Одинцовского завода легких конструкций // Строительные материалы, оборудование, технологии XXI века. 2011. №4(147). С. 24-25.
2. Лапин В.Г., Лапин С.В. Расчет конвективного движения воздуха в каналевентилируемого фасада при наличии горизонтальных щелей между плитками облицовки // Приволжский научный журнал. 2012. №2(22). С. 85-92.
3. Петриченко М.Р., Петроченко М.В. Гидравлика свободноконвективных течений в ограждающих конструкциях с воздушным зазором // Инженерно-строительный журнал. 2011. №8(26). С. 51-56.
4. Петриченко М.Р., Петроченко М.В. Достаточные условия существования СКТ в вертикальном щелевом канале // Научно-технические ведомости СПбГПУ. №2-2(147). С. 276-282.
5. Солощенко С.С. Влияние вентилируемого зазора на теплофизические характеристики систем наружного утепления фасадов зданий с применением тонкослойной штукатурки // Инженерно-строительный журнал. 2011. №2(20). С. 39-41.
6. Петроченко М.В. Основы гидравлического расчета СКТ в ограждающих строительных конструкциях: автореф. дисс. … канд. техн. наук. СПб., 2012, 20 с.
7. Elenbaas W. Heat dissipation of Parallel plates by free Convection // Physica. 1942. Vol. 9. Pp. 1-28.
8. Naylor D., Tarasuk J.D. Natural Convective Heat Transfer in a Divided vertical channel Part-I // Journal of Heat Transfer. 1993. Vol. 115. Pp. 377-387.
9. Naylor D., Floryan J.M., Tarasuk J.D. A Numerical study of Developing Free convection Between Isothermal vertical plates // Journal of Heat Transfer. 1991. Vol. 113. Pp. 620-626.
10. Sparrow E. M., Azevedo L.F.A. Vertical channel natural convection spanning between fully-developed limit and the single-plate boundary-layer limit // International Journal of Heat and Mass Transfer. 1985. Vol. 28. No. 9. Pp. 1847-1857.
11. Tanda G. Natural Convection Heat Transfer in vertical channels with and without transverse square ribs // International Journal of Heat and Mass Transfer. 1997. Vol. 40. No.9. Pp. 2173-2185.
12. Kettleborough C.F. Transient Laminar Free Convection Between Heated Vertical Plates Including Entrance Effects // International Journal of Heat and Mass Transfer. 1972. Vol. 15. No.5. Pp. 883-896.
13. СП 23-101-2000. Проектирование тепловой защиты зданий. М.: Госстрой России, 2004.
14. ТР 161-05. Технические рекомендации по проектированию, монтажу и эксплуатации навесных фасадных систем М., 2005.
15. СНиП 23-02-2003. Тепловая защита зданий. М., 2004.
16. Фасадные теплоизоляционные системы с воздушным зазором. Рекомендации по составу и содержанию документов и материалов, представляемых для технической оценки пригодности продукции. М.: Госстрой России, 2004.
17. Рекомендации по проектированию навесных фасадных систем с вентилируемым воздушным зазором для нового строительства и реконструкции зданий. М.: Москомархитектура, 2001.
18. Страхович К.И. Термогазодинамика и теория теплообмена: конспект лекций. Ч.3. Теплопередача. Л.: ЛПИ, 1966. 107 с.
19. Страхович К.И. К вопросу об одноразмерном установившемся движении газа в трубах // Гидро- и газодинамика. Избранные труды. М.: Наука, 1980. С. 102-105.
20. Соковишин Ю.А., Березовский А.А., Мартыненко О.Г. Теория струй вязкой жидкости. Минск: Наука и техника, 1984, 256 с.
21. Мартыненко О.Г., Соковишин Ю.А. Свободно-конвективный теплообмен: справочник. Минск: Наука и техника, 1982. 400 с.

**Евгения Борисовна Явтушенко, Санкт-Петербург, Россия*

Тел. раб.: +7(812)552-94-60; эл. почта: yavtushenko_89@mail.ru

© Петриченко М.Р., Петроченко М.В., Явтушенко Е.Б., 2013

Дополнение к методу анализа размерностей в задачах гидравлики

К.т.н., доцент А.М. Калякин;
ассистент Е.В. Чеснокова*,
ФГБОУ ВПО Саратовский государственный технический университет имени Гагарина Ю.А.

Ключевые слова: метод анализа размерностей; функциональная зависимость; толщина стекающей пленки; скорость распространения поверхностных волн; комбинированный параметр; соотношение сил; размерность параметра

Метод анализа размерностей является одним из наиболее применяемых инструментов в инженерной практике. Однако часто при анализе явлений с помощью этого метода возникают ситуации, требующие нестандартного подхода. Два таких случая и предлагаемые нами решения рассматриваются в данной работе.

В дальнейшем изложении мы будем часто обращаться к так называемой стандартной схеме применения метода анализа размерностей [1, 2, 3], поэтому кратко изложим ее.

Допустим, что для искомой величины U (например, силы, давления, скорости, расхода и т.д.) известны параметры x, y, z (например, ускорение, плотность, скорость и т.д.), от которых зависит величина U. Необходимо найти степенной вид зависимости искомой величины U от аргументов x, y, z, то есть найти показатели степени. Если в качестве основных первичных величин выбрать массу, длину и время, то для размерностей получим:

$$[U^{'}]=[x]^{a}[y]^{b}[z]^{c} \tag{1}$$

или:

$$[m^{a}L^{b}t^{c}]=[m^{a_1}L^{b_1}t^{c_1}]^{\alpha}[m^{a_2}L^{b_2}t^{c_2}]^{\beta}[m^{a_3}L^{b_3}t^{c_3}]^{\gamma}. \tag{2}$$

Неизвестными в данном случае являются α, β и γ.

Основываясь на том очевидном факте, что показатели у каждой первичной величины в левой и правой частях равны, исходя из (2), можно записать следующее:

$$\begin{aligned} &\text{по массе: } a=\alpha a_1+\beta a_2+\gamma a_3; \\ &\text{по длине: } b=\alpha b_1+\beta b_2+\gamma b_3; \\ &\text{по времени: } c=\alpha c_1+\beta c_2+\gamma c_3. \end{aligned} \tag{3}$$

Решая эту систему линейных уравнений, определяем α, β и γ.

Окончательный результат имеет вид:

$$U=C\cdot x^{\alpha}y^{\beta}z^{\gamma}, \tag{4}$$

где C – неизвестный числовой множитель.

Подробное обоснование применения метода анализа размерностей изложено в работах [1, 4, 5].

Часто встречаются задачи, в которых число параметров в общей функциональной зависимости типа

$$U=f(x,y,z,\ldots) \tag{5}$$

больше трех (напомним, что обычно в задачах механики, строительной механики, гидравлики, аэродинамики и т.д. первичных величин три – это масса m, длина L, время t; следовательно, и

уравнений для поиска показателей степени также три), поэтому такая задача не может быть решена обычным формальным способом [6, 7, 8].

Предлагаемый нами прием решения таких задач рассмотрен ниже на конкретных примерах.

Пример 1

Жидкость тонкой пленкой стекает по вертикальной стене под действием силы тяжести. Необходимо определить вид зависимости для скорости стекания пленки. Задачи такого типа встречаются при расчетах пленочных теплообменных устройств.

Решение. В работах [1, 5] показано, что естественно представить общий вид зависимости для скорости U так:

$$U = f(\delta, \nu, g), \tag{6}$$

где σ – толщина пленки, ν – кинематический коэффициент вязкости, g – ускорение свободного падения.

Следуя стандартной схеме, имеем:

$$U = C \cdot \delta^{\alpha} \upsilon^{\beta} g^{\gamma}, \tag{7}$$

где α, β и γ – неизвестные безразмерные показатели степени.

Соотношение (7) в размерностях представляется так:

$$[Lt^{-1}] = L^{\alpha}[L^2 t^{-1}]^{\beta}[Lt^{-2}]^{\gamma}. \tag{8}$$

Очевидно, что у одноименных величин показатель в левой части (8) должен быть равен показателю в правой части, поэтому

$$L^1 = L^{\alpha+2\beta+\gamma}, \; t^{-1} = t^{-\beta-2\gamma}, \tag{9}$$

или:

$$\alpha + 2\beta + \gamma = 1, \; -\beta - 2\gamma = -1. \tag{10}$$

Как видно, уравнений в выражении (10) всего два, а неизвестных показателей три. Значит, обычным приемом, типичным для метода анализа размерностей, эта задача не решается.

Для решения задач такого типа, когда число аргументов в общей зависимости больше трех, нами предложено из рассмотренных аргументов формировать новые, группируя их в виде частного или произведения (каждый раз при этом число аргументов в общей функциональной зависимости уменьшается на единицу) [1, 9, 10, 11, 12].

Продемонстрируем этот прием на примере 1.

Сформируем параметр вида δg. Исходим из того, что в большинстве практических случаев, в частности для воды и ее растворов, наблюдается закономерность: чем больше толщина стекающей пленки, тем больше ее скорость (при очень малой толщине пленки порядка 0,1 мм в ней наблюдается ламинарный режим), а также из того, что движущей силой является сила тяжести. Общая функциональная зависимость будет такой:

$$U = f(\delta g, \nu). \tag{11}$$

Применяя к этой зависимости стандартную схему, получим, что показатель степени у ν равен нулю, т.е. вязкость вообще не влияет на скорость, что противоречит опыту. Поэтому, параметр δg исключается из рассмотрения. Заметим, что в данном случае величина δg имеет размерность квадрата скорости.

Рассмотрим комбинированный параметр в виде δ / ν и общую зависимость для скорости

$$U = f\left(\frac{\delta}{\nu}, g\right). \tag{12}$$

Как и в предыдущем случае, при использовании стандартной схемы величина g выбывает из рассмотрения (в зависимости $U=(\delta/\nu)^{\alpha}g^{\beta}$ формальное применение метода анализа размерности дает β=0, что противоречит физическому смыслу явления). Заметим, что и в данном случае частное δ/ν имеет размерность скорости в минус первой степени.

Образуем параметр, характеризующий отношение силы тяжести (движущей силы) и силы сопротивления; он будет иметь вид g/ν, тогда:

$$U=f\left(\delta,\frac{g}{\nu}\right). \tag{13}$$

Применяя стандартную схему, получаем последовательно:

$$m^0 L\, t^{-1}=L^a(L^{-1}t^{-1})^{\beta}.$$

Система в данном случае будет определенной и будет иметь вид:

$$\alpha-\beta=1,\ \ \beta=1.$$

Окончательно α =2, β =1, и получаем ответ в виде:

$$U=C\cdot\frac{\delta^2 g}{\nu}. \tag{14}$$

Таким образом, выбрав новый комбинированный параметр, получим определенную систему и решение поставленной задачи.

Если комбинированный параметр выбрать в виде ν/g, то общее решение будет иметь вид:

$$U=f\left(\delta,\frac{\nu}{g}\right). \tag{15}$$

Применение той же стандартной схемы дает:

$$m^0 Lt^{-1}=L^a(Lt)^{\beta}.$$

Система уравнений будет иметь вид:

$$\alpha+\beta=1,\ \ \beta=-1,$$

окончательно α =2, β = -1, и получаем ответ в том же виде, что и ранее:

$$U=C\cdot\frac{\delta^2 g}{\nu}.$$

Если толщина стекающей пленки мала, а коэффициент поверхностного натяжения σ влияет на процесс стекания, то он должен входить в правую часть общей зависимости для скорости совместно с плотностью (чтобы масса сократилась, т.к. в левой части она отсутствует).

Общее выражение для скорости будет иметь вид:

$$U=f(\delta,g,\nu,\sigma,\rho). \tag{16}$$

Составляя из аргументов g, ν, σ, ρ один комбинированный параметр, получим его в виде $\frac{g\sigma}{\nu\rho}$, и выражение (16) преобразуется в следующий вид:

$$U=f\left(\delta,\frac{g\sigma}{\nu\rho}\right). \tag{17}$$

После применения стандартной схемы получаем окончательное выражение для скорости:

$$U=C\cdot\sqrt[3]{\frac{\delta g\sigma}{\nu\rho}}. \tag{18}$$

Малая толщина стекающей пленки может привести к появлению капиллярных волн на ее поверхности и при этом скорость распространения малых возмущений (волн) будет складываться из скорости движения пленки $U_{пл}$ и скорости распространения волн $U_{волн}$.

Скорость распространения возмущений U представится так:

$$U = U_{пл} + U_{волн}.$$

В этом случае при волновом движении возвращающей силой является сила поверхностного натяжения, а за линейный параметр можно принять как толщину пленки, так и длину образующихся волн. При толщине пленки в доли миллиметра можно предположить, что толщина пленки и длина волны будут величинами одного порядка.

Скорость распространения капиллярных волн будет определяться зависимостью:

$$U_{волн} = f(\delta, \sigma, \rho).$$

Применяя стандартную схему, получим:

$$U_{волн} = C\sqrt{\frac{\sigma}{\delta\rho}}, \tag{19}$$

далее определим порядок величин амплитуды A капиллярных волн, вызванных случайными факторами или трением о воздух (сила трения порядка $0{,}1 \cdot \rho_в U^2/2$ на единицу площади, где U – скорость стекающей пленки, $\rho_в$ – плотность воздуха).

Общее выражение для амплитуды будет иметь вид

$$A = f(F, \rho, \sigma),$$

где A – амплитуда волны, F – возмущающая сила, ρ – плотность жидкости, σ – коэффициент поверхностного натяжения жидкости.

Применяя стандартную схему, получим окончательный результат в виде

$$A = C\frac{F}{\sigma}. \tag{20}$$

Процесс подбора комбинированного параметра показателен на следующем, также известном примере [1, 5].

Пример 2

Методом анализа размерностей вывести зависимость для высоты подъема воды в открытой стеклянной трубке, опущенной в жидкость.

Решение. Из опытов известно, что чем меньше диаметр трубки, тем выше поднимается в ней жидкость – таким образом, одним из главных параметров в искомой зависимости является радиус трубки r.

Подъем жидкости происходит из-за силы поверхностного натяжения, поэтому коэффициент поверхностного натяжения жидкости σ также должен войти в зависимость. Поскольку на жидкость, кроме силы поверхностного натяжения, действует сила тяжести, и высота подъема зависит от веса столба жидкости, то в число аргументов необходимо добавить ускорение силы тяжести g. Таким образом, предварительно установлен вид общей зависимости для высоты подъема жидкости:

$$h = f(r, \sigma, g, \ldots), \tag{21}$$

в правую часть которой входит величина σ, имеющая размерность [mt^{-2}] и поэтому содержащая массу. Так как в левую часть (21) масса не входит, то в аргументы правой части для исключения массы необходимо включить величину, содержащую массу; самым простым аргументом в данном случае является плотность ρ. Такой путь рассуждений очевиден и часто применяется, особенно по отношению к массе [13, 14, 15].

Общая зависимость с учетом последнего замечания будет иметь вид $h = f(r, \sigma / \rho, g)$.

С учетом того, что масса исключена, необходимо иметь в виду, что параметров в общей зависимости может быть не больше двух.

Сформируем комбинированный параметр вида $\sigma / \rho g$, и зависимость примет вид

$$h = f\left(r, \frac{\sigma}{\rho g}\right).$$

Размерность параметра $\sigma / \rho g$ равна L, и поэтому последний вид зависимости нас не устраивает.

Параметр типа $\sigma g / \rho$ и общая зависимость

$$h = f\left(\frac{\sigma g}{\rho}, r\right)$$

приводят к тому, что при решении системы уравнений показатель у этого параметра получается нулевым.

В случае выбора параметров $\sigma / \rho r$ и g зависимость получается такой:

$$h = f\left(\frac{\sigma}{\rho r}, g\right).$$

Применяя стандартную схему, получим

$$h = C\frac{\sigma}{\rho r g}.$$

Рассмотрим еще один прием устранения трудностей при применении метода анализа размерностей. Как и раньше, сделаем это на конкретных примерах [16, 17].

С помощью метода анализа размерностей задача о скорости истечения жидкости через малое отверстие в дне сосуда под действием силы тяжести решается просто, при этом решение имеет вид

$$V = C\sqrt{gH}.$$

Рассмотрим усложнение этой задачи: сосуд изолирован сверху от атмосферы (накрыт герметичной крышкой), и на свободной поверхности жидкости создано давление $p_1 > p_{am}$.

В этом случае общая функциональная зависимость может быть представлена так:

$$V = f(g, H, p, \rho),$$

где g – ускорение свободного падения; H – глубина жидкости в сосуде; ρ – плотность жидкости; p – давление на свободной поверхности.

В данном случае число аргументов, равное четырем, больше, чем возможное число уравнений. Трудности возникают из-за одновременного вхождения в функциональную зависимость давления и характеристики массовых сил g.

Решение в данном случае может быть получено, если представить зависимость для скорости в виде суммы (на самом деле, сумма избыточного и создаваемого слоем жидкости напоров стоит под одним корнем, и метод анализа размерностей, несмотря на это разногласие с аналитическим решением, уравнивает все значением произвольных постоянных C_1 и C_2, стоящих перед корнями):

$$V = f_1(g, H) + f_2(p, \rho).$$

Или, после применения стандартной схемы,

$$V = C_1\sqrt{gH} + C_2\sqrt{\frac{p - p_{am}}{\rho}}\ .$$

Поэтому можно сделать вывод, что в некоторых случаях невозможно получить решение методом анализа размерностей в виде одной степенной зависимости, и результат необходимо представить в виде суммы двух (или более) слагаемых.

Последнее утверждение не является абсолютно доказанным и требует дополнительного анализа.

Приведем еще один пример, когда метод анализа размерностей указывает на результат в виде суммы.

При определении давления в пузырьке газа, находящегося в жидкости, обусловленного только поверхностным натяжением жидкости общая, функциональная зависимость имеет вид

$$p = f(r, \sigma), \tag{22}$$

где r – радиус пузырька; σ – коэффициент поверхностного натяжения жидкости.

После применения стандартной схемы получаем:

$$p = C\frac{\sigma}{r}\ .$$

Если в зависимость (22) формально ввести ускорение g (или любое ускорение), сам метод исключит его. Иначе говоря, если представить давление в виде степенной зависимости

$$p = C \cdot r^{\alpha}\sigma^{\beta}g^{\gamma}\ ,$$

то после применения стандартной схемы получаем, что γ =0.

Этот не совсем очевидный с физической точки зрения факт может быть истолкован как необходимость представления конечного результата в виде суммы, например:

$$p = C\frac{\sigma}{r} + \rho g h\ ,$$

т.е. учитывается внешнее избыточное гидростатическое давление.

Заключение

В заключении нами предполагаются следующие ограничения и рекомендации к выбору комбинированного параметра.

1) комбинированный параметр представляет отношение или произведение двух или большего числа аргументов и обязательно имеет размерность;
2) комбинированный параметр часто соответствует отношению сил, действующих в данном физическом процессе;
3) если размерность комбинированного параметра совпадает с размерностью искомой величины или любой ее степени, то такой параметр исключается из рассмотрения.

Также предлагается к применению два признака, указывающих на то, что конечный результат представляется в виде суммы.

1. Если к числу аргументов в общей функциональной зависимости прибавляется еще один, и его размерность совпадает с размерностью комплекса ранее заданных аргументов, то результат представим в виде суммы.
Например, размерность p в выражении (22) равна размерности произведения $\rho g H$, т.е. частное $p/\rho g H$ не имеет размерности.

2. Если сам метод при его использовании исключает какой-либо составной параметр, то, возможно, необходимо представить результат в виде суммы, во второе слагаемое которой исключенный параметр входит как аргумент.

Литература

1. Калякин А.М. Физические свойства жидкостей. Метод анализа размерностей. Саратов: Сарат. гос. техн. ун-т, 2006. 63 с.
2. Хантли Г. Анализ размерностей. М.: Мир, 1970. 174 с.
3. Гухман А.А. Введение в теорию подобия. Москва: Высшая школа, 1973. 296 с.
4. Седов Л.И. Методы подобия и размерности в механике. М.: Наука, 1972. 440 с.
5. Коган Б.Ю. Размерность физических величин. М.: Наука, 1967. 72 с.
6. Михалкин В.С., Борухович А.С. Построение математических моделей физических процессов и явлений на основе анализа размерностей // Физическое образование в вузах. 1998. Т. 4. №4. С. 89-92.
7. Трубецков Д.И. Две лекции. Анализ размерностей или райская жизнь в физике // Известия высших учебных заведений. Прикладная нелинейная динамика. 2012. Т. 20. №1. С. 16-32.
8. Бриджмен П. Анализ размерностей. Ижевск: НИЦ «Регулярная и хаотическая динамика», 2001, 148 с.
9. Калякин А.М., Чеснокова Е.В., Сауткина Т.Н., Береда Н.Н., Захарикова А.О. Примеры применения метода анализа размерностей к решению гидравлических задач // Сборник научных трудов Sworld по материалам международной научно-практической конференции. 2012. Т. 26. №2. С. 66-67.
10. Калякин А.М., Чеснокова Е.В., Сауткина Т.Н., Богатов Р.И. Один из специальных приемов при применении метода анализа размерностей // Сборник научных трудов Sworld по материалам международной научно-практической конференции. 2012. Т. 29. №3. С. 78-79.
11. Калякин А.М., Чеснокова Е.В., Сауткина Т.Н., Богатов Р.И. Некоторые специальные приемы применения метода анализа размерностей // Материалы VIII международной научно-практической конференции «Научная индустрия европейского континента – 2012». Часть 25. Прага, 2012. С. 50-53.
12. Калякин А.М., Калякин А.В., Чеснокова Е.В. Обощение метода анализа размерностей при решении некоторых задач // Совершенствование методов гидравлических расчетов водопропускных и очистных сооружений: межвуз. науч. сб. Саратов: СГТУ, 2011. С. 56-59.
13. Кирпичев М. В. Анализ размерностей // Известия АН СССР. Отд. техн. наук. 1953. №9. С. 21-25.
14. Drobot S. About dimensional analysis // Zat. Mat. 1954. №14. Pp. 84-99.
15. Kasprzak W., Lysik B. Dimensional Analysis. Warsaw: WNT, 1988. 220 p.
16. Furmanik K., Nowakowski Z. Possibilities of dimensional analysis for a wear model – experimental verification of active layout of rail vehicle wheel bands // Scientific Bulletin of Technical University of Cracow. 1996. No. 10. Pp. 35-46.
17. Buckingham E. On physically similar systems // Physical Reviews. 1914. Vol. IV. Pp. 345-376.

** Елена Вадимовна Чеснокова, г. Саратов, Россия*

Тел. раб.: +7(8452)99-89-14; эл. почта: adamas.elena@gmail.com

© Калякин А.М., Чеснокова Е.В., 2013

Существуют ли зоны с отрицательной вихревой вязкостью в продольно-однородных турбулентных потоках?

Д.т.н., профессор Л.И. Высоцкий*,
ФГБОУ ВПО Саратовский государственный технический университет им. Гагарина Ю.А.

Ключевые слова: осредненная скорость; модели продольно-однородных течений; отрицательная вихревая вязкость

С давних времен модели продольно-однородных турбулентных потоков подробно анализировались не только ввиду их широкого распространения в технике, но и в связи с относительной простотой применения к ним различных гипотез и теоретических построений. Указанные модели являются хорошей базой для совершенствования методов анализа и построения расчетных схем в целях повышения точности технических результатов.

С учетом опытов А. Фейджа и Х. Тауненда [1], В.Б. Гуссака [2], Е.М. Хабахпашевой [3], М.В. Загаролы [4, 5] и других ученых, можно утверждать, что предложенная Л. Прандтлем двухслойная модель продольно-однородного турбулентного потока, сыгравшая огромную роль в развитии теории турбулентности, на самом деле не имеет места. Высокоточными опытами было доказано, что ламинарный пограничный слой в этих течениях отсутствует, а турбулентные пульсации проникают вплоть до твердых стенок. Наиболее емко это положение сформулировано в работе [6]: «…. в настоящее время термин «ламинарный подслой» представляется мало удачным».

Существенную роль в анализе турбулентных течений сыграло составление системы уравнений баланса турбулентной энергии, согласно которой поддержание турбулентных движений происходит за счет отбора части энергии от осредненного движения. Ответственными за это в уравнениях являются, как известно, члены типа $-\rho\overline{u_i'u_j'}$, $\frac{\partial \overline{u}_i}{\partial x_j}$, причем при положительном их значении энергия заимствуется у осредненного течения, а при отрицательном – возвращается осредненному течению. Большую роль в развитии этой проблемы сыграло предложение Ж. Буссинеска [7], который выразил вторые одноточечные моменты $-\overline{u_i'u_j'}$ через турбулентный кинематический коэффициент вязкости (вихревую вязкость). В общем случае, как полагают, этот коэффициент должен выражаться тензором четвертого ранга, что находится в стадии обсуждения. Однако, оставляя общий случай и возвращаясь к рассматриваемому продольно-однородному турбулентному течению, заметим, что предложенное Ж. Буссинеском выражение

$$-\overline{u_i'u_j'} = \nu_T \frac{d\overline{u}_x}{dy} \tag{1}$$

безупречно, так как в нем одна неизвестная величина ($-\overline{u_i'u_j'}$) выражается через другую неизвестную величину (ν_T). Значение ν_T предлагается находить экспериментально с использованием формулы (1):

$$\nu_T = -\frac{\overline{u_i'u_j'}}{\frac{d\overline{u}_x}{dy}}. \tag{2}$$

По поводу выражения (1) в работе [6] высказано мнение, что «собственно говоря, само по себе соотношение (1) даже не является предположением и не устанавливает новой связи, оно только заменяет неизвестное новым неизвестным».

Из вышесказанного следует, что случай, когда $\nu_T > 0$, соответствует переходу кинетической энергии от осредненного движения к турбулентному, а при $\nu_T < 0$, наоборот, возращению ее от турбулентного движения к осредненному.

В этой связи имеются два основных мнения. Первое заключается в том, что в продольно-однородных турбулентных потоках кинематический коэффициент турбулентной вязкости (далее – вихревой вязкости) может быть лишь существенно *положительной* величиной [6]. Возможность появления отрицательной вихревой вязкости связывается с экзотическими течениями типа турбулентных туманностей [8], протуберанцами, течением Гольфстрим и т.д. В работе [6] вихревой вязкости присваивается положительное значение на том основании, что «при течении несжимаемой жидкости в трубах, каналах, пограничных слоях, где прямые измерения величин $-\rho\overline{u_i'u_{j'}}$, $\frac{\partial\overline{u}_i}{\partial x_j}$ показывают даже, что величина $-\rho\overline{u_i'u_{j'}}\frac{\partial\overline{u}_i}{\partial x_j}$ здесь всегда оказывается положительной во всех точках турбулентного потока».

Второе мнение, о возможности существования условия $\nu_T < 0$, высказывалось Ф. Форхгеймером [9], Н.А. Слезкиным [10] и др. [11]. Например, Ф. Форхгеймер полагал, что «осредненное течение может превращаться не только в тепло, но и в вихри; пожалуй, и наоборот, благодаря уменьшению вихрей может появиться ускорение осредненного движения; однако относительно этого опытных данных нет» [9].

Есть основания полагать, что мнение, высказанное в работе [6], стало преобладающим и получило широкое распространение среди многих исследователей.

Попытаемся доказать, что это утверждение было высказано без анализа упомянутых эмпирических формул.

Будем исходить из того, что осредненные продольно-однородные течения подчиняются закону [12, 13, 14]:

$$\frac{\partial\overline{u}}{\partial y} = \frac{u_*^2}{\nu+\nu_T}\left(1-\frac{y}{L}\right), \tag{3}$$

где $\overline{u}$ – осредненная скорость;
y – расстояние по нормали от твердой стенки;
L – характерная длина (радиус трубы r_0 или глубина плоского потока H).

Ясно, что градиент скорости при $y = 0$, то есть на твердой стенке, равен:

$$\left.\frac{d\overline{u}}{dy}\right|_{y=0} = \frac{u_*^2}{\nu}. \tag{4}$$

Если предположить, как это сделано в работе [6], что ν_T является существенно положительной величиной, то отсюда следует, что ни в одной другой точке $y > 0$ значение градиента скорости не может превзойти величину $\frac{u_*^2}{\nu}$. Этот критерий является надежным средством проверки любых формул для распределения осредненных скоростей на учет ими зон с отрицательной вихревой вязкостью. Очевидным признаком в пристенной зоне, то есть при малых значениях y, наличия зоны с отрицательной турбулентной вязкостью является строгое условие

$$\frac{d\overline{u}}{dy} > \frac{u_*^2}{\nu}. \tag{5}$$

Ограничимся рассмотрением в качестве примера одной из известных моделей продольно-однородного потока – трехслойной моделью Т. Кармана [15]. Согласно этой модели осредненные скорости распределены в толще потока по законам:

- при $0 \le y \le 5\frac{\nu}{u_*}$

$$\frac{\bar{u}}{u_*} = \frac{u_*}{\nu} y \text{, или } u^+ = y^+; \tag{6а}$$

- при $5\frac{\nu}{u_*} < y \le 30\frac{\nu}{u_*}$

$$\frac{\bar{u}}{u_*} = 5\ln\frac{u_*}{5\nu} y - 3{,}05 \text{, или } u^+ = 5\ln\frac{y^+}{5} - 3{,}05; \tag{6б}$$

- при $y > 30\frac{\nu}{u_*}$

$$\frac{\bar{u}}{u_*} = 2{,}5\ln\frac{u_*}{\nu} y + 5{,}5 \text{, или } u^+ = 2{,}5\ln y^+ + 5{,}5. \tag{6в}$$

Из (3) легко получить выражение (с переходом к безразмерным координатам):

$$\frac{\nu}{\nu_T} = \frac{1}{\frac{du^+}{dy^+}}(1 - \frac{y}{L}) - 1, \tag{7}$$

где $u^+ = \frac{\bar{u}}{u_*}$, $y^+ = \frac{u_* y}{\nu}$.

Для первой зоны получим $\frac{du^+}{dy^+} = 1$. Тогда

$$\frac{\nu}{\nu_T} = \frac{1}{1}(1 - \frac{y}{L}) - 1 = -\frac{y}{L} < 0. \tag{8}$$

То есть в данной зоне вихревая вязкость *отрицательна*.

Рассмотрим вторую зону. Здесь $\frac{du^+}{dy^+} = \frac{5}{y^+}$. Следовательно,

$$\frac{\nu}{\nu_T} = \frac{y^+}{5}(1 - \frac{y}{L}) - 1. \tag{9}$$

Граничное значение y^+ для этой зоны равно 5. Тогда получим

$$\frac{\nu}{\nu_T} = \frac{5}{5}(1 - \frac{y}{L}) - 1 = -\frac{y}{L} < 0.$$

Следовательно, и в некоторой части буферной зоны в модели Т. Кармана имеется слой с *отрицательной* вихревой вязкостью. Легко получить значение $y_{пред.}$, ограничивающее слой с отрицательной турбулентной вязкостью в буферной зоне:

$$y_{пред.} = \frac{L}{2} - \sqrt{\frac{L^2}{u} - \frac{5L\nu}{u_*}}. \tag{10}$$

Полуэмпирические формулы многократно подвергались корректировке введением различных поправок (Коулза [16], Ротта [17] и др.). На примере наиболее известной поправки Коулза [16], называемой «законом следа», легко показать, что если она и исправляет ту или иную формулу, то в сторону увеличения толщин слоя с отрицательной вихревой вязкостью. На самом деле, закон распределения осредненных скоростей с поправкой Коулза имеет вид той или иной формулы (например, приведенный выше набор формул Т. Кармана, умноженный на существенно положительный множитель, изменяющий свою величину от 1 до 2 по синусоидальному закону). То есть осредненные скорости в пределах пограничного слоя несколько увеличиваются, что усугубляет изложенное.

Эпюра распределения осредненных скоростей в продольно-однородных потоках при условии $\nu_T > 0$ схематично представлена на рис. 1. На нем требования, выражаемые соотношениями (3) и (4), сводятся к наличию луча, проведенного из начала координат под углом $\theta = arctg\dfrac{d\bar{u}}{dy}$, который имеет лишь одну общую точку с эпюрой в начале координат ($y = 0, \bar{u} = 0$), то есть сама эпюра скоростей нигде этот луч не пересекает. В случае, когда вблизи стенки возникает слой, в котором $\nu_T < 0$, эпюра скоростей смещается вправо и тот же луч пересекает ее в точке, отстоящей от твердой стенки на некоторое малое расстояние (рис. 2).

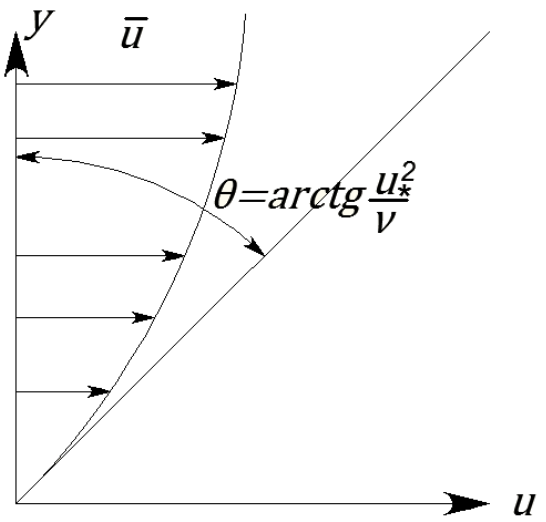


Рисунок 1. Схема эпюры скоростей при $\nu_T > 0$

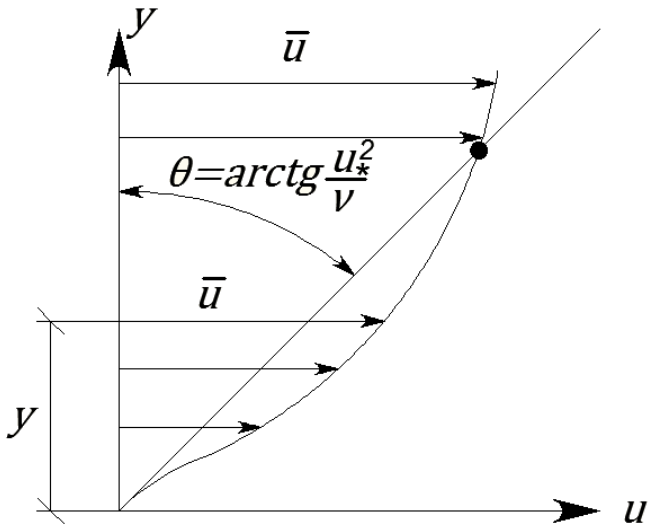


Рисунок 2. Схема эпюры скоростей при $\nu_T < 0$

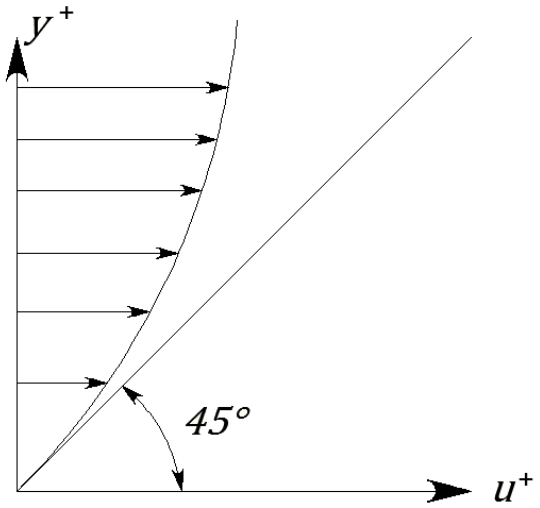


Рисунок 3. Схема эпюры скоростей при $\nu_T > 0$

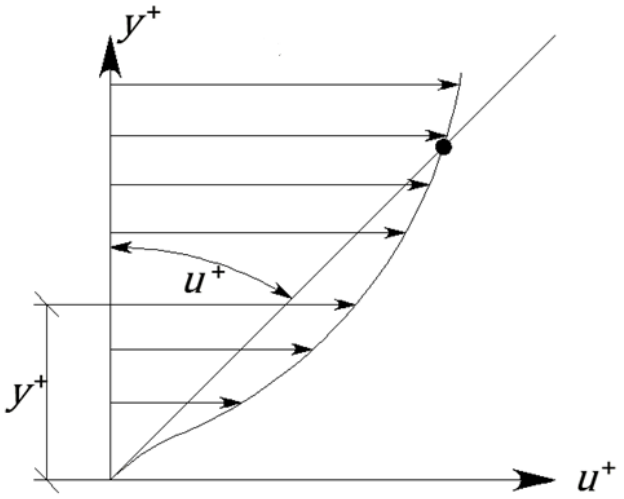


Рисунок 4. Схема эпюры скоростей при $\nu_T < 0$

По эпюре осредненных скоростей легко установить наличие условия $\nu_T < 0$. Как следует из рис. 2, ему соответствует соотношение

$$\bar{u} > \frac{u_*^2}{\nu} y. \qquad (11)$$

В безразмерных координатах u^+, y^+ те же графики будут иметь вид, показанный на рисунках 3 и 4.

В безразмерной системе координат признак выполнения условия $\nu_T < 0$ сводится к наличию зоны с соотношением $u^+ > y^+$.

При представлении опытных данных в табличной форме соотношения $u^+ >< y^+$ легко фиксируются и, следовательно, с помощью таких таблиц легко обнаружить зоны с отрицательной вихревой вязкостью. В качестве примера приведем данные недавно опубликованных результатов высокоточных экспериментов М.В. Загаролы [4] и Ж.М. Остерлунда [18,19] (см. таблицу 1).

Таблица 1. Результаты опытных данных по распределению осредненных скоростей в круглой трубе М.В. Загаролы [4] и погранслое Ж.М. Остерлунда [18]

Re	Автор	y^+	u^+	$u^+ >< y^+$	Значение ν_T
31577	Загарола (круглая труба)	5,933 6,521 7,243 8,072	6,832 7,220 7,797 8,378	> > > >	Отрицательное
41727	Загарола (круглая труба)	7,604 8,358 9,283	8,238 8,764 9,422	> > >	Отрицательное
23119	Остерлунд (погранслой на пластине)	5,562	5,633	>	Отрицательное
22845	Остерлунд (погранслой на пластине)	4.100	4.329	>	Отрицательное
21099	Остерлунд (погранслой на пластине)	5.224	5.327	>	Отрицательное
20258	Остерлунд (погранслой на пластине)	4.305 5.757	4.609 5.769	> >	Отрицательное
18480	Остерлунд (погранслой на пластине)	4.628	4.895	>	Отрицательное
17901	Остерлунд (погранслой на пластине)	4.096	4.185	>	Отрицательное
16422	Остерлунд (погранслой на пластине)	4.022	4.290	>	Отрицательное
14207	Остерлунд (погранслой на пластине)	4.922	4.933	>	Отрицательное
8209	Остерлунд (погранслой на пластине)	4.686	4.712	>	Отрицательное
6699	Остерлунд (погранслой на пластине)	4.999	5.127	>	Отрицательное
3654	Остерлунд (погранслой на пластине)	4.198	4.381	>	Отрицательное
4312	Остерлунд (погранслой на пластине)	4.017	4.103	>	Отрицательное
17279	Остерлунд (погранслой на пластине)	4.113	4.404	>	Отрицательное

Простой анализ приведенных данных позволяет установить, что, во-первых, измерить скорость на расстояниях $y^+ < 4$ исследователям не удалось, и, во-вторых, в ближайших к твердой поверхности точках на расстояниях $y^+ = 4 \div 5$, а иногда $y^+ = 7 \div 8$ устойчиво наблюдается удовлетворение условия (11).

Выводы

1. Существование отрицательной вихревой вязкости до сих пор стоит под вопросом, однако на протяжении почти столетия расчеты в проектной практике во всем мире ведутся с ее учетом.

2. Существующие до сих пор модели осредненных продольно-однородных потоков не включают в состав предлагаемых зон слой с отрицательной вихревой вязкостью, то есть слой, в котором кинетическая энергия турбулентности возвращается от турбулентного движения к осредненному.

3. Анализ полуэмпирических формул для распределения осредненных скоростей, широко используемых в технических расчетах, показал, что они де-факто учитывают этот феномен.

4. Появившиеся в последнее время результаты высокоточных измерений распределения осредненных скоростей в трубах и погранслое на плоской пластине напрямую свидетельствует в пользу существования слоя с отрицательной вязкостью, что является прямым подтверждением этого факта.

5. Существующее положение следует исправить внесением в состав слоев, на которые условно делится пристенная зона, тонкого пристенного слоя с течением при наличии отрицательной вихревой вязкости (то есть с контрградиентным течением). Это послужит совершенствованию формул для расчета распределения осредненных скоростей.

Литература

1. Fage A., Townend H. Examination of turbulent flow with an ultramicroscope // Proceedings of the Royal Society. 1932. Vol.135. Ser. A. Pp. 1-49.
2. Гуссак В.Б. Некоторые наблюдения над эрозией почв в пограничном слое с помощью микрокиносъемки // Почвоведение. 1948. №7. С. 453-457.
3. Хабахпашева Е.М. Некоторые данные о структуре течения в вязком подслое // Проблемы теплофизики и физической гидродинамики. Новосибирск: Изд-во СО АН СССР, 1974. С. 223-235.
4. Zagarola M.V., Smits A.J. High Reynolds number Turbulent Flows. URL: http://www.princeton.edu/~gasdyn/HRTF.html.
5. Zagarola M.V. Mean-flow scaling of turbulent pipe flow // Journal of Fluid Mechanics. 1998. Vol. 373. Pp. 33-79.
6. Монин А.М. Статическая гидромеханика. В 2 ч. М.: Наука, 1965. Ч. 1. 640 с.; 1967. Ч. 2. 720 с.
7. Boussinesq J. Essai sur le theorie des eaux courantes. Paris, 1877. 680 p.
8. Старр В. Физика явлений с отрицательной вязкостью. М.: Мир, 1971. 262 с.
9. Форхгеймер Ф. Гидравлика. М.–Л.: ОНТИ, 1935. 616 с.
10. Слезкин Н.А. Динамика вязкой жидкости. М.: Гостехиздат, 1955. 512 с.
11. Hanjalic K., Launder B.E. Fully-developed flow in rectangular ducts of non-uniform surface texture. Part I. An experimental investigation // Journal of Fluid Mechanics. 1972. Vol. 51. Part 2. Pp. 301-335.
12. Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа. М.: Наука, 1970. 904 с.
13. Шлихтинг Г. Теория пограничного слоя. М.: Наука, 1974. 712 с.
14. Хинце И.О. Турбулентность, ее механизм и теория. М.: Физматгиз, 1963. 612 с.
15. Karman T.Y. Mechanical similarity and turbulence // Nachrichten von der Gesellschaften der Wissenschaften zu Giittingen. Mathematisch Physikalische Kiasse. 1930. Pp. 56-76.
16. Coles D. The low of the wake in turbulent boundary layer // Journal of Fluid Mechanics. 1956. Vol. 1. No.3. Pp. 191-226.
17. Ротта И.К. Турбулентный пограничный слой в несжимаемой жидкости. Л.: Судостроение, 1967. 220 с.
18. Osterlund J. Experimental Studies of Zero Pressure-Gradient Turbulent Boundary-Layer Flow. Thesis. Technical Reports from Royal Institute of Technology. Department of Mechanics. Stockholm, 1999. URL: http://www.mech.kth.se/~jens/zpg/art/zpg.pdf
19. Osterlund J.M., Johansson A.V. Measurements in a flat plate turbulent boundary layer // Proceedings of the conference “Turbulence shear-flow phenomena 1”. Santa Barbara, USA, 1999. 6 p.

Лев Ильич Высоцкий, г. Саратов, Россия

Тел.раб.: +7(8452)99-89-12; эл.почта: vysotli@jandex.ru

© Высоцкий Л.И., 2013

Problems and methods of numerical and experimental investigation of high rise constructions' aerodynamics in the coastal region «sea-land»

S.A. Isaev*,
N.I. Vatin,
Saint-Petersburg State Polytechnical University
V.A. Lebiga,
V.N. Zinoviev,
Khistianovitch Institute of Theoretical and Applied Mechanics SB RAS
Keh-Chin Chang,
Jiun-Jih Miau,
National Cheng Kung University

Key words: high buildings; wind influence; unsteady flow; forces; pulsation; calculation; verification; multiblock grids; models of turbulence; URANS; program package; hot-wire technique; PIV technique; Wavelet-analysis

Introduction

Study of unsteady atmospheric flows around irregular obstacles with regard to the specificity of the relief presents an important basic problem of aerodynamics.

This paper is directed to consider several interrelated problems: predictions and measurements of unsteady wind loads at high rise buildings and urban development with regard to discrete roughness, vegetation and wood, and relief in the coastal region "sea-land"; computation of vibrations of high rise constructions as acted upon by sign-variable wind loads; determination of a rational location of building structures on the relief in terms of the criterion of minimal drag to the wind action; ecological monitoring of the relief; investigation of averaged characteristics and pulsation characteristics of the flow near an isolated body, tandem and a pack of bodies.

State of the problem. Review of methods and results

The problem of this paper is related to one of the perspective directions of building aerodynamics – study of unsteady separated wind flow around constructions bound up with the vortex dynamics at the presence of a discrete roughness, vegetation and forests and the relief in the coastal area. At a new stage of developing numerical simulation method with the use of semi-empirical and static turbulence model, it is urgent to solve the problem of controlling flow over an urban area stood with high rise buildings with regard to discrete roughness of the relief in the coastal area "sea-land".

Systematic numerical investigations that were made during the last several years rest upon the many years' experience in numerical simulation, the most important priority results being obtained in the following fields:

a) designing and analysis of factorized algorithms using multiblock technologies for computation of separated flows of inhomogenous liquid and heat transfer;

b) solution of complex tasks of control of separated flows by organizing large-scale vortex structures, including in the case of selecting nontraditional aerodynamic shapes of blunt bodies with the intent to reduce drag and to enhance heat and mass transfer processes;

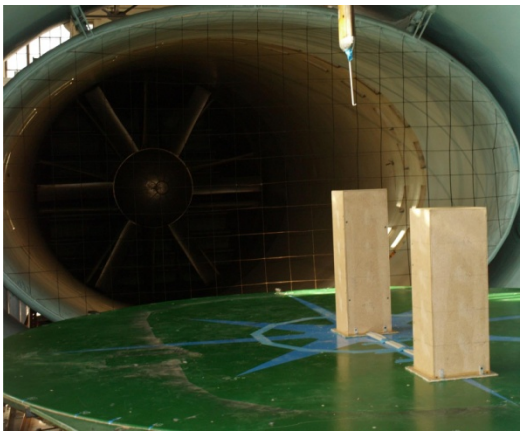
c) numerical study of the effect of geometric and working parameters on the separated flow structure, identification of jet-vortex structures in 3D separated flows, interpretation of unsteady periodic 2D and 3D vortex formation processes, development of original procedures of computing periodic flows and heat transfer in space coordinates, creation of high-efficient computational codes (VP2/3 – velocity-pressure, 2D/3D) for numerical simulation on personal computers and multiprocessor clusters with an accuracy sufficient for engineering practice.

There is nearly forty-year experience in multi-dimensional numerical simulation of vortex and separated flows, including those in the annex to the aerodynamics of bluff bodies with vortex generators. The experience is summarized in the series of monographs [1–3]. Priority is given to the development, validation and application of turbulence models for solving problems of unsteady aerodynamics [4, 5]. Of particular note is the analysis of drag reduction models of high-rise buildings based on the throttling effect [6].

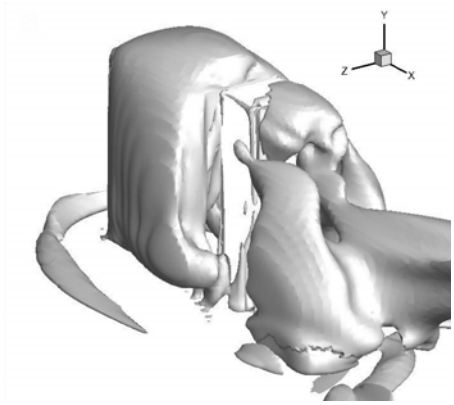
The development of mesoscale mathematical models which are taking into account the influence of terrain orography on the formation of surface wind flow interacting with an ensemble of high-rise buildings is one of the most important solvable problems of this paper. So far, this trend was developed in the framework of themes related to the prediction of hazardous wind shear in the neighborhood of airports during take-off and landing of an aircraft [7, 8]. Mainly, the considered subject matter is combined with the current trend in thermal physics, dedicated to the vortex intensification of heat transfer in the flow over the surface with holes and protrusions, where a considerable experience is also obtained in the analysis of the jet-vortex mechanism control [9].

During almost ten years the direction of the numerical simulation of ventilation tunnels and underground structures has gradually grown into the problems of building aerodynamics. Moreover, it should be noted that a recent study conducted in collaboration with experimentalists at the Institute of Mechanics of Moscow State University (Figure 1) [10, 11] can be considered as an important step of the development of numerical studies based on the use of different scales overlapping grids multiblock computational technologies and package VP2 / 3, which in its quality is not inferior to such universal packages like "Fluent" and CFX [12].

a)



b)



c)

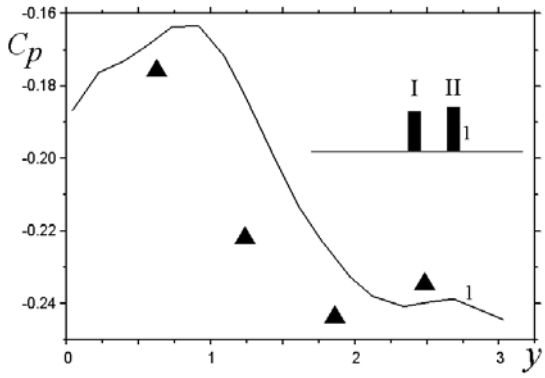


Figure 1. Model of building ensemble in a wind tunnel *(a)*, failure of a vortical veil at a flow of a tandem of buildings *(b)* and comparison settlement and experimental *Cp* on the back side of the second building *(c)*

There is the extensive experience in designing, creating and using hot-wire equipment for measuring of average and fluctuation characteristics of flow over a wide speed range at the ITAM SB RAS [13]. It is known that hot wire is the most appropriate tool for measuring fluctuations in the flow of gas and liquid. The ITAM group has also performed a number of studies and obtained new results, which allowed essentially developing a technique to measure fluctuations in the compressible and incompressible flows. An original universal method of determining the coefficients of hot-wire probe sensitivity was developed [13]. The method of fluctuation diagrams used in the ITAM can not only determine the velocity fluctuations, but also density, temperature and pressure. The method of fluctuation diagrams proposed by Kovazhnay for supersonic flow was developed by the ITAM group and made as the available one for subsonic flows. In particular, it was shown that the output signal of the hot-wire probe corresponding to acoustic-type fluctuations depends not only on the intensity of these fluctuations, but also on their orientation in the flow and the relative position of the probe and the fluctuation source [13]. Analysis was made for localized sources of acoustic fluctuations and acoustic fluctuations of equal intensity, evenly distributed on the surface or in the flow. With using of the obtained results, methodical measurements of fluctuations in test sections of different wind tunnels were carried out, including the transonic wind tunnel TWT at NCKU.

A number of researches on the flow around cylinders of different configurations streamlined with subsonic flow in the range of Reynolds numbers were made at the National Cheng-Kung University, including critical Reynolds numbers up to 600,000. Studies of the flow structure around circular, rectangular and trapezoidal cylinders were made with detailed measurements of the fluctuations in the vicinity of the cylinder using the surface film sensors, while velocity fluctuations in the cylinder wake using usual hot wire probes. The measurements were performed by means of an array of MEMS-sensors located on the surface of the cylinder. The measured data were processed with wavelet transformation, which was developed in DAA group of Taiwan, to investigate the characteristics of unsteady flow separation and propagation of the vortices.

Both intrusive and non-intrusive measurements will be performed in this research to verify the capability and uncertainty of these measurement techniques in the wake flow. Hot-wire and split-fiber film probes will be applied in the developments of the intrusive techniques, while the PIV measurements will be performed as the non-intrusive technique to make comparison and verification of the data. The working principles of these measurement techniques are quite different. Sometimes the PIV technique is used to measure the velocity field of the wake flows. However, the accurate measurements using PIV technique depend on the treatments of the seeding particles in the wake. It is necessary to control the quantity, density and uniformity of the seeding particles to avoid the particle collisions in the wake what can be a reason of measurements distortion. Furthermore, it is supposed to perform the measurements of the high rise structure in the ABRI meteorological tunnel with using PIV technique. However, it is quite difficult due to insufficient laser power and too small field of the view (FOV) of the camera lens, because the ABRI meteorological tunnel has a large test section with dimensions of 4 m in width and 2.6 m in height.

In contrast, the measurements with hot-wire and split-fiber film probes are performed without aforementioned difficulty. In this research, the measuring scheme of hot-wire and split-fiber film probes can be verified through the comparision with the PIV data in the wake behind a long cylinder (two-dimensional flow). There are three particular regions of the flow characteristics in the wake, including the free stream region, the mixing layer region and the recirculation flow region. The data of the hot-wire measurements in the free stream and mixing layer are correct enough for the bench mark data as comparing to those measured by split-fiber film probes and PIV techniques. However, the split-fiber film probe is capable of distinguishing positive/negative velocity in the recirculation zone of the wake. Hence, the technique of the split-fiber film probes can be used in the ABRI meteorological tunnel as a part of measuring scheme and its using ought to be confirmed both by the hot-wire measurements outside the recirculation flow and by PIV measurements inside the recirculation zone.

The experiments of the wake behind a long cylinder should be firstly performed in the facility of a small blow down wind tunnel with horizontal test section including the settling chamber, contraction section, and noise reduction chamber. The size of the test-section of the wind tunnel is 40 mm $\times$ 40 mm. The size of the cylinder will be selected as the Reynolds number of the wake flow is corresponding to the Reynolds number of the flow in the coastal zone.

The PIV system consists of a pulsed diode laser, a high speed camera with a 50 mm Nikon standard lens, a synchronizing timing hub, and a personal computer for data acquisition. The wavelength of the diode laser is 795 nm and the maximum pulse power is 10W. The camera frame rate for capturing digital images is 2565 frames/s with full resolution of 512×512 pixel^2. The illumination is made with a pulse separation period of 60 μs. Each data of turbulent flow properties is analyzed using 2200 frames. Based on these experimental conditions, the maximum tracer displacement (Δx_m) is estimated to be four pixels between the two sequential frames, which is equivalent to 0.125 mm/pixel of the camera spatial resolution. Seeding tracers with the nominal size of 2μm are generated by a Laskin nozzle (using olive oil as the working fluid).

Poor illumination of the PIV measurement stemming from non-uniform tracer distribution particularly in wake results in blurred images with less brightness and low contrast. It requires the spatial filtering implementation to sharpen the blurred edge of an image. There are generally three spatial filters, including Laplacian, Prewitt and Sobel filters. Among them, Prewitt and Sobel filters are suitable to perform unitary sharpening which can fit the flow condition with anisotropic velocity gradients such as occurred in shear layer. Since high dynamic range of gray level is required for the accurate cross-correlation calculations in PIV measurement, an image post-processing who combined the gray level transfer function for contrast enhancement and the spatial sharpening is employed for the PIV measurement in the wake.

The measurement techniques include the following topics:

a) quantitative analysis of the instantaneous behaviors of vortex shedding behind two or three-dimensional bluff bodies [13–16];
b) non-stationary characteristics of vortex shedding of bluff bodies at critical Reynolds numbers [17, 18];
c) intrusive measurement of instantaneous positive/negative velocity with high time resolution [19, 20];
d) quantitative measurement of the instantaneous behaviors of turbulent flow by means of PIV diagnostics [21–23].

Possible methods and approaches to solving the stated tasks

The work can be executed mainly by numerical simulation methods with a wide use of multiparameter physical experiment.

To solve 2D and 3D problems for the wind action upon a building structure, there will be made the mathematical models based on the system of unsteady Reynolds number averaged Navier-Stokes (URANS) equations for turbulent flow and the energy equation (when compressibility is to be taken into account and the equations of continuity and state are added). The governing system of equations is closed with the differential equations of the chosen semi-empirical turbulence model. The considered problems are proposed to use the low Reynolds number versions of the zonal model of Menter's shear stress transfer [24, 25] modified with regard to the influence of curvature of streamlines on turbulence characteristics within the framework of the approaches of Leshtsiner-Rodi-Isaev [3] and Smirnov-Menter [26] for computation of vortex viscosity. Low Reynolds number versions of the zonal model of Menter's shear stress transfer is replaced by the deformation velocity module (Menter's model 2003) [27, 28]. The Spalart-Allmares one-parameter model of vortex viscosity with correction for Spalart-Shur rotation is used [29]. An additional semi-empirical constant in the correcting linear dependence on the turbulent Richardson number is determined from many numerical experiments (when solving the problems of liquid circulation motion in a square cavity and of flow around a disc and a system of discs; execution of a comparative analysis of numerical results with experimental data of Mailz, Karmodi, Morel and Bon, Roshko and Kenig, with the results obtained by the algebraic Reynolds stress model proposed by Rodi) and for Menter's model it is taken equal to 0.02 [3]. In addition to URANS, consideration is made of the model of comparative scales of SAS-MSST in Davidson's interpretation [30]. Also, for comparison it is planned to use the model of large eddy simulation and detached eddy simulation (LES/DES) [31].

The system of the governing equations is written in delta-form in the curvilinear coordinates connected with the computational domain boundaries relative to the increments of dependent variables including Cartesian velocity components. Upon linearization, the system of the governing equations is solved by the finite-volume procedure of SIMPLEC type based on the concept of splitting into physical processes [32, 33]. In this case, the E-factor scheme is used to decrease the influence of numerical diffusion in computations of flows with organized flow separation, which are very sensitive to approximation errors of the convective terms, the explicit part of the transport equations uses Leonard's square upwind scheme [34]. Discretization of the convective terms of the transport equations of turbulence characteristics and the energy equation is made according to the UMIST scheme representing a version of the TVD scheme for incompressible flows [35] and according to Van Leer's scheme for compressible flows [36].

Computations of different-scale flows are made on multiblock multilevel grids with their mutual overlapping. An original procedure of parameter interpolation is constructed at coinciding meshes with a different-grid structure that provides proper conservatism in solving the stated problems. The developed factorized algorithm is extended to the case of multiblock computational grids within the framework of the concept of decomposition of the computational domain and of generation of oblique H- and O-type meshes with overlapping in the distinguished different-scale subregions. Values between overlapping meshes are transported according to the multiblock grid strategy with the use of non-conservative linear interpolation. The equivalence of the proposed method and the known method of conservative interpolation is proved. To design curvilinear meshes coinciding with the boundaries, approved computation algorithms of algebraic and elliptical type are used [37].

A specialized multiprofile code VP2/3 is designed using the multiblock computational technologies (MCT). Its parallel version is meant for computations on cluster multiprocessor systems and, first of all, for computations of unsteady processes in 3D separated flows. Testing showed that this approach is similar to the use of adaptive non-structured grids, but it needs much less computational resources and processor time. In the main, the high computational efficiency of MCT in comparison with traditional

approaches is determined by an essential decrease in the used grid resources, since “superfluous” mesh nodes specific for monoblock grids with the crowding of lines are cancelled, as well as mesh steps change non-monotonically. It should be noted also that the VP2/3 code contains computation modifications of wall flows when combining the turbulence low Reynolds number models and the wall functions. In addition, instead of widely used inlet boundary conditions, as which one usually uses velocity profiles taken from experiments or the theory of integral relations, the approach based on the iteration parabolized procedure is approved. This approach does not practically introduce disturbances into the solving of the problem in the vicinity of the inlet boundary of the computational domain and allows one to make it essentially closer to the considered vortex generator. Following Menter, it is proposed to compute a distance to the nearest wall on the basis of solving a special equation of Poisson type. This approach permits one to make the determination of the important characteristic easier in solving the low Reynolds number equations for turbulence models in the case of the multiply bounded regions of complex geometry.

The specificity of the investigation is the complexity of study, namely, the execution of numerical simulation of flows corresponding to experiments in wind tunnels. In what follows, one will make mutual verification and add computation results to the data of many-parameter physical experiment aimed at determining the influence of geometric and working parameters on characteristics of wind loads both at a single obstacle and a group of obstacles of different geometry with regard to the disturbing action of discrete roughness and elements of the relief.

The experimental part of investigations is to visualize flows in the vicinity of bluff bodies and to measure aerodynamic drag, averaged and fluctuation characteristics in the wake behind them. Experiments will be made in wind tunnels at ITAM SB RAS and in the meteorological wind tunnel of ABRI. To make the preliminary experiments and to make the equipment ready, it is planned to use wind tunnel T-325M at ITAM. Experiments will use cylindrical and rectangular models, both isolated and arranged in a package. Information on the development of flow disturbances will be obtained with the use of hot-wire measurements. In order to do this, software-controlled hot-wire complexes operating on the constant current and constant temperature principles, as well as Kulite pressure transducers with a frequency range up to 200 kHz will be used. In addition to the traditional single-wire probes, it is planned to use split-fiber film probes, DANTEC 55R55, to detect the recirculating motion within the wakes behind the constructions because of its potential capability for simultaneously measurement both the flow direction and high-frequency velocity fluctuations. A nonintrusive method of measuring the velocity distribution, which does not disturb the flow and is capable of distinguishing flow direction, namely, particle image velocimetry (PIV), will also be used to validate the measurements made with split-fiber film anemometry, particularly in the recirculating flow regions. To investigate the unsteady and nonlinear processes it is proposed to use the method of the Wavelet analysis and higher statistical moments for processing computation results and experimental data. These methods have undoubted advantages since they provide a basis for obtaining a full spatial-temporal characteristics of the phenomenon.

Some details of the study and expected results

The first part:

- classification of typical constructions and making a catalogue of tasks of architecture-building aerodynamics on the basis of combining different-type structures with typical discrete roughness (hills and valleys) and meso-scale elements of the relief;
- formulation of the problem of vibrations of a high rise building under wind loads;
- development and testing of algorithms and software (in C++) using MCT oriented to many computations within the framework of URANS and SAS as applied to clusters;
- designing, manufacturing and testing of models of physical experiment in the wind tunnel T-325M at ITPM SB RAS for measurements of averaged and fluctuation characteristics in the wake behind bluff bodies;
- development and ready for measurement methods capable of distinguishing instantaneous positive / negative velocities and their fluctuation components with using the hot wire and film probes in the wake behind a long cylinder (2D flow);
- writing and approving software for control of hot-wire measuring complexes and for experimental data acquisition and processing during experiment, as well as formation of the database;
- designing, manufacturing and testing of the model (long cylinder, 2D flow) for the experiments in the small-scale low-speed wind tunnel of DAA;
- development and the ready for measurement method capable of distinguishing instantaneous positive/negative velocities with high time resolution by use of split-fiber film probe;

- development and the ready for measurement method using the PIV method for quantitative measurement of turbulent flow in the wake behind a long cylinder (2D flow) with the intent to determine an instantaneous velocity field;
- problem formulation and the ready for the numerical simulation of turbulent flow across a long, horizontal cylinder by using available URANS models.

The second part:

- designing and testing of matched boundary conditions for velocity components and turbulence characteristics in solving problems of interaction of the 3D wind flow with different-roughness distributed elements;
- numerical simulation of the vegetation influence on the development of a non-uniform wind flow, and estimation of its influence on aerodynamic unsteady loads at constructions;
- consideration of the test example of vibrations of a high rise building under the wind action;
- conducting physical experiment on the load measurement at a bluff body with discrete roughness elements and averaged and fluctuation characteristics in the wake behind it;
- physical experiments in order to study vibrations of a high rise construction models under aerodynamic forces;
- performance of the experiment of the flow over a long cylinder (2D flow) in the wind tunnel T-325M at ITAM by means of the developed hot wire method;
- performance of the experiment of the flow over a cylinder (2D flow) in the small-scale low-speed wind tunnel at DAA by means of the developed split-fiber film and PIV methods, respectively;
- comparison of the measurement data obtained with local instrumental technique (split-fiber film probe) and with nonintrusive technique (PIV);
- numerical simulation of the flow cases tested in the wind tunnel experiments (both in Taiwanese and Russian Part);
- validation of the developed split-fiber film method and hot wire method (in Russian Part) through comparing their measured data with the corresponding numerical predictions;
- designing, manufacturing and testing of models to be tested in the ABRI meteorological tunnel in order to investigate wind loads at various layout of constructions under disturbances located upstream.

The third part:

- statement of the task of a wind flow formation in the coastal area “sea-land” and the development of factorized algorithms and software for solution of the tasks stated above;
- ecological monitoring of the relief with the urban area, including in the coastal zone;
- analysis of procedures of drag reduction of high rise constructions (formation of ensembles, use of the throttling effect, and determination of a rational location of buildings on the relief through the criterion of minimal drag to the wind action;
- performing the experiments in the ABRI meteorological tunnel, associated with tandems and ensembles of high rise construction models in view of discrete roughness and relief with the intent, to reduce the drag of constructions and to find their rational location on the relief;
- comparison of experimental results with numerical simulation data.

After the investigation has been executed, it is planned to obtain theoretical and applied outcome.

Theoretical outcome

1. Methodical developments for computation of the wind action upon a high rise construction and the urban area in view of discrete roughness, vegetation and relief.
2. Comparison of the numerical simulation estimates of the wind action upon constructions investigated in the meteorological tunnel and of the wind flow in the coastal area “sea-land”.
3. Ecological monitoring of the relief and the urban development, including in the coastal area.
4. Development, approbation, and verification of the grid – gridless method for numerical simulation of disturbance transfer at large distances in an effort to refine the computation of a far wake at wind loading of constructions.
5. Comparison of numerical predictions of the wind action upon high rise constructions in the framework of URANS, SAS-URANS and DES.
6. Results of the analysis of the acceptability of the town-planning concept based on minimizing the force wind action upon building constructions with reference to the relief.
7. Development of factorized algorithms and software (in C++) using the multi-block computational technologies realized in the modified code VP2/3 for solution of the stated problems of architecture-building aerodynamics with regard to the coincidence of inlet boundary conditions and rough wall

conditions; development of the parallel code version means for numerous computations within the framework of URANS, SAS and DES as applied to multiprocessor, cluster systems.

Applied outcome

1. Development of measurement techniques to be suitable for investigation of turbulent flow fields which are associated with instantaneous positive / negative velocities and high frequency fluctuations.
2. Validation of the proposed approach of multi-block computational technology through comparisons of the numerical predictions with the database obtained with using of the intrusive techniques including hot wire and split-fiber film probes.
3. Results of the analysis for drag reduction of high rise constructions under various wind loads (formation of ensembles, use of the throttling effect)
4. Recommendations on drag reduction of combined constructions and ensembles to substantiate a perspective town-planning concept.

The authors acknowledge gratefully the support of the Russian Foundation for Basic Research (Projects 11-01-00039).

References

1. Белов И.А., Исаев С.А., Коробков В.А. Задачи и методы расчета отрывных течений несжимаемой жидкости. Л.: Судостроение, 1989. 256 с.
2. Управление обтеканием тел с вихревыми ячейками в приложении к летательным аппаратам интегральной компоновки (численное и физическое моделирование) / Под ред. А.В. Ермишина и С.А. Исаева. М.: МГУ, 2003. 360 с.
3. Быстров Ю.А., Исаев С.А., Кудрявцев Н.А., Леонтьев А.И. Численное моделирование вихревой интенсификации теплообмена в пакетах труб. СПб.: Судостроение, 2005. 398 с.
4. Белов И.А., Исаев С.А. Моделирование турбулентных течений. Учебное пособие. СПб.: БГТУ, 2001. 107 с.
5. Isaev S.A., Baranov P.A., Kudryavtsev N.A., Lysenko D.A., Usachov A.E. Comparative analysis of code packages VP2/3 and FLUENT in the calculation of unsteady flow around a circular cylinder with turbulence models of Spalart Allmares and Menter // Journal of Engineering Physics. 2005. Vol.78. No. 6. Pp. 148-162.
6. Isaev S.A., Zhdanov V.L., Niemann H.-J. Numerical study of the bleeding effect on the aerodynamic characteristics of a circular cylinder // Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics. 2002. Vol. 90. Issue 11. Pp. 1217-1226.
7. Isaev S.A., Belousova L.Yu., Baranov P.A. Numerical analysis of the wind regime in the neighborhood of Pulkovo airport // J. Engineering Physics and Thermophysics. 1999. Vol.72. No.4. Pp. 644-649.
8. Бабаскин В.В., Исаев С.А., Метов Х.Т., Чепига В.Е. Моделирование и система предупреждения опасного орографического сдвига ветра в аэропортах // Полет. 2008. №12. С. 27-34.
9. Isaev S.A., Kornev N.V., Leontiev A.I., Hassel E. Influence of the Reynolds number and the spherical dimple depth on the turbulent heat transfer and hydraulic loss in a narrow channel // International Journal of Heat Mass Transfer. 2010. Vol.53. Issues 1-3. Pp. 178-197.
10. Baranov P.A., Golikov A.D., Isaev S.A., Makhviladze G.M., Snegirev A.Yu. Numerical and physical modeling of fire development and smoke movement in a subway hall // Proceedings of the Third International Seminar on Fire and Explosion Hazards, 10 - 14 April 2000. Windermere, Lake District, UK, 2001. Pp. 745-757.
11. Гувернюк С.В., Егорычев О.О., Исаев С.А., Корнев Н.В., Поддаева О.И. Численное и физическое моделирование ветрового воздействия на группу высотных зданий // Вестник МГСУ. 2011. Т. 1. №3. С. 185-191.
12. Исаев С.А., Судаков А.Г., Баранов П.А., Усачов А.Е., Стрижак С.В., Лоханский Я.К., Гувернюк С.В. Разработка, верификация и применение основанного на многоблочных вычислительных технологиях распараллеленного пакета открытого типа VP2/3 для решения фундаментальных, прикладных и эксплуатационных задач аэромеханики и теплофизики // Вестник ЮУрГУ. Серия «Математическое моделирование и программирование». 2009. №17(150). Вып.3. С. 59-72.
13. Zinoviev V.N., Lebiga V.A., Pak A.Yu. Hardware and software for hot-wire measurements of unsteady flows // NSC - RFBR Joint Sympos. “Study of Unsteady Processes in Problems of Continuum Mechanics by New Approaches to Physical and Numerical Modeling”, 16–17 April, Tainan, Taiwan, 2009.
14. Miau J.J., Wang J.T., Chou J.H., Wei C.Y. Low-frequency fluctuations in the near-wake region of a trapezoidal cylinder with low aspect ratio // Journal of Fluids and Structures. 2003. Vol. 17. Pp. 701-715.

15. Wu S.J., Miau J.J., Hu C.C., Chou J.H. On low-frequency modulations and three-dimensionality in vortex shedding behind a normal plate // Journal of Fluid Mechanics. 2005. Vol. 526. Pp. 117-146.
16. Zinoviev V.N., Lebiga V.A., Miau J.J., Chung K.M., Hu C.C., Tu J.K. Experimental investigation of flow fluctuations around the cylinder in subsonic flows with the help of Hilbert transform and the EMD technique // NSC - RFBR Joint Sympos. “Numerical and Experimental Modeling of Microprocesses and Its Application in Continuum Mechanics ”, 28–30 November 2006, Tainan, Taiwan. Pp. IV-2.
17. Lin Y.J., Miau J.J., Tu J.K., Tsai H.W. Nonstationary, three-dimensional aspects of flow around circular cylinder at critical Reynolds numbers // AIAA Journal. 2011. Vol. 49. Pp. 1857-1870.
18. Miau J. J., Tsai H. W., Lin Y. J., Tu J. K., Fang C. H. and Chen M. Experiment on smooth circular cylinders in cross-flow in the critical Reynolds number regime // Experiments in Fluids. 2011. Vol. 51. Pp. 949-967.
19. Hasebe H., Watanabe K., Watanabe Y. and Nomura T. Experimental study on the flow field between two square cylinders in tandem arrangement // Proceedings of 7th Asian-Pacific Conference on Wind Engineering. Taipei, Taiwan. 2009. Pp. 631-634.
20. Chang T.C., Lin J.H., Chang K.C., Wang M.R. Investigation of velocity measurement in backward-facing step flow // Proceedings of 2011 Conference of Aeronautical and Astronautical Society of R.O.C. 2011. Paper No. 02-15.
21. Li C.T., Chang K.C., Wang M.R. PIV measurements of turbulent flow in planar mixing layer // Experimental Thermal and Fluid Science. 2009. Vol. 33. Pp. 527-537.
22. Li C.T., Chang K.C., Wang M.R. Experimental study on evolution of joint velocity PDF in planar mixing layer // Experimental Thermal and Fluid Science. 2010. Vol. 34. Pp. 1122-1132.
23. Miau J. J., Fang C.H., Chen C.M., Yang R.J., Fomin V., Lebiga V., Zinovyev V. Discrete transition of flow over a circular cylinder in the pre-critical regime // Taiwan-Russia Bilateral Symposium on Mechanical Engineering. Taiwan, Hsinchu. November 8-9, 2011. Abstract Book. Pp. 8.
24. Menter F.R. Zonal two equation k-w turbulence models for aerodynamic flows // AIAA. 1993. No.2906. Pp. 1-21.
25. Hellsten A. Some improvements in Menter’s k-ω turbulence model // AIAA. 1998. No.98-2554. Pp. 1-11/
26. Smirnov P.E., Menter F. Sensitization of the SST turbulence model to rotation and curvature by applying the Spalart-Shur correction term // Proc. ASME Turbo Expo Conf., 2008. N GT2008-50480. 10 p.
27. Menter F.R., Kuntz M., Langtry R. Ten years of industrial experience with the SST turbulence model // Proceedings of the Fourth International Symposium on Turbulence, Heat and Mass Transfer, Antalya, Turkey, 12-17 October, 2003. Pp. 625–632.
28. Esch T., Menter F.R. Heat transfer predictions based on two-equation turbulence models with advanced wall treatment // Proceedings of the Fourth International Symposium on Turbulence, Heat and Mass Transfer, Antalya, Turkey, 12-17 October, 2003. Pp. 663-640.
29. Spalart P.R., Allmares S.R. A one-equation turbulence model for aerodynamic flows // AIAA Paper. 1992. №92-0439. 22 p.
30. Davidson L. Evaluation of the SST-SAS model: channel flow, asymmetric diffuser and axy-symmetric hill // Proceedings of European Conference on CFD / Eds. P. Wesseling, E. Onate and J. Periaux. TU Delft, The Netherlands. 2006. 20 p.
31. Tkachenko I., Kornev N., Jahnke S., Steffen G., Hassel E. Performances of LES and RANS models for simulation of complex flows in a coaxial jet mixer // Flow Turbulence Combust. 2007. Vol. 78. Pp. 111-127.
32. Van Doormaal J.P., Raithby G.D. Enhancement of the SIMPLE method for predicting incompressible fluid flow // Numerical Heat Transfer. 1984. Vol.7. No. 2. Pp. 147-163.
33. Ferziger J.H., Peric M. Computational methods for fluid dynamics. Berlin: Springer-Verlag, 1999. 389 p.
34. Leonard B.P. A stable and accurate convective modeling procedure based on quadratic upstream interpolation // Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering. 1979. Vol.19. No.1. Pp. 59-98.
35. Lien F.S., Leschziner M.A. Approximation of turbulence convection in complex flows with a TVD-MUSCL scheme // Proceedings of 5th International Symposium “Refined flow modelling and turbulence measurements”. Paris, 1993. Pp. 183–190.
36. Oosteriee C.W., Gaspar F.J., Washio T., Wienands R. Multigrid line smoothers for higher order upwind discretizations of convection-dominated problems // Journal of Computational Physics. 1998. No.1. Pp. 274-307.
37. Thompson J.F. Numerical solution of flow problems using body-fitted coordinate systems // Computational Fluid Dynamics. 1980. Vol. 1. Pp. 1-98.

**Сергей Александрович Исаев, Санкт-Петербург, Россия*
Тел. раб.: +7(812) 771-03-11; эл. почта: isaev3612@yandex.ru

© Исаев С.А., Ватин Н.И., Лебига В.А., Зиновьев В.Н., Keh-Chin Chang, Jiun-Jih Miau, 2013

Результаты экспериментальных исследований границ смены режимов течения за уступом

Соискатель А.А. Каверин*,
ФГБОУ ВПО Санкт-Петербургский государственный политехнический университет

Ключевые слова: течения за уступом; поверхностный режим; поверхностно-донный режим; экспериментальные исследования

Явление поверхностного режима течения известно почти 100 лет [1]. За это время построено большое количество водосбросов и совмещенных зданий гидроэлектростанций [2–8], но все они запроектированы на основании результатов, полученных экспериментально. В Европе и Америке исследования [7–13], как правило, проводились для обоснования принятия инженерных решений по конкретным водосбросам. Результаты таких исследований недостаточно проанализированы и не систематизированы. Основной интерес, с точки зрения применения в инженерной практике, представляет смена донного затопленного режима поверхностным и поверхностно-донным режимами при увеличении глубины за уступом. В справочной литературе [14, 15] и научных публикациях [16] часто приводятся теоретические и эмпирические зависимости по определению глубины потока, отвечающей границам смены режимов течения за водосбросами с уступом. Но эмпирические формулы имеют четкие пределы применимости. Зависимость М.Ф. Складнева [17] применима при $Fr \le 40$ и $\psi_d \ge 2$, зависимость Г.П. Скребкова [18] применима при $Fr \ge 5$, где $\psi_d = d / h_1$ – относительная высота уступа; d – высота уступа; h_1, V_1 – глубина и скорость потока на уступе; $Fr = V_1^2 / (g * h_1)$ – число Фруда на сходе потока с уступа; h_2 – глубина нижнего бьефа; $\xi_2 = h_2 / h_1$ – относительная глубина нижнего бьефа.

Приведенное в качестве примера на рис. 1 сравнение расчетных зависимостей, взятых из различных исследований, при $\psi_d = 1$ по верхней границе образования поверхностного режима показало, что они имеют значительное расхождение между собой. Это вызывает трудности при их использовании в гидравлических расчетах.

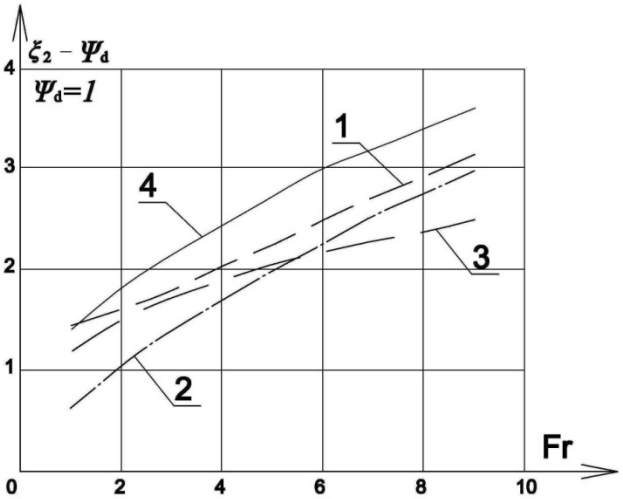


Рисунок 1. Сравнение расчетных зависимостей по образованию поверхностного режима при ψ_d = 1 (1-[17], 2-[18], 3-[4], 4-[20])

В гидравлической лаборатории инженерно-строительного факультета Санкт-Петербургского государственного политехнического университета были проведены эксперименты по изучению течения за уступом. Опыты проводились на гидравлической модели [19] по схеме истечения из-под щита. Толщина струи в опытах была 8 и 12 см, изменение высоты уступа в пределах $0.66 \le \psi_d \le 4$; $1.2 \le Fr \le 9$.

Всего было проведено более 70 опытов по изучению границ смены режимов течения за водосбросом с уступом в плоских условиях.

Учитывая, что не существует единого понятия, определяющего суть смены режимов, оговорим, что именно понималось под границей режимов в проведенных исследованиях.

Под 1-й критической границей смены режимов понималась такая глубина потока, при которой поверхностные скорости потока больше придонных. Измерение скоростей проводилось в 5 см от дна и в 5 см от уровня свободной поверхности в створе за второй волной. Под верхней границей $h_{2в}$ понималась глубина, соответствующая смене режимов при повышении глубины потока. Под нижней границей $h_{2н}$, соответственно, при понижении глубины потока. Под 2-й

критической границей смены режимов понимался уровень глубины потока h_{II}, при котором начиналось разрушение (образование водоворота) на гребне первой волны. Под 3-й критической границей смены режимов, соответствующей смене поверхностного режима поверхностно-донным, понималась такая глубина потока h_{III}, при которой скорости у дна за обрушением гребня второй волны становились больше, чем скорости у поверхности.

Параметры опытов приведены в табл. 1.

Таблица 1. Параметры опытов

Относительная высота уступа ψ_d	Число Фруда		Количество опытов
	Fr min	Fr max	
0,67	1,18	3,16	6
1	1,19	8,66	13
1,32	1,3	3,1	4
1,5	1,26	9,04	7
1,58	1,23	3	4
1,98	1,24	3,02	9
2	1,2	8,13	10
3	1,21	7,82	9
4	1,168	8,06	9

Результаты экспериментов по определению верхней границы образования представлены на рис. 2.

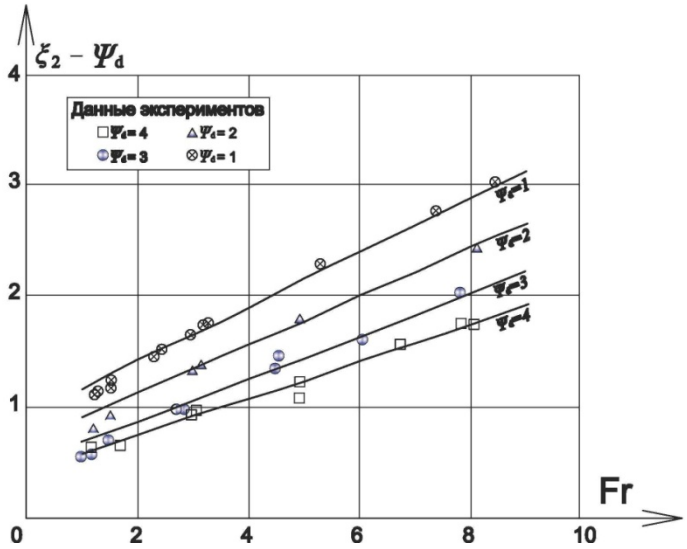


Рисунок 2. Результаты экспериментальных исследований верхней границы образования поверхностного режима

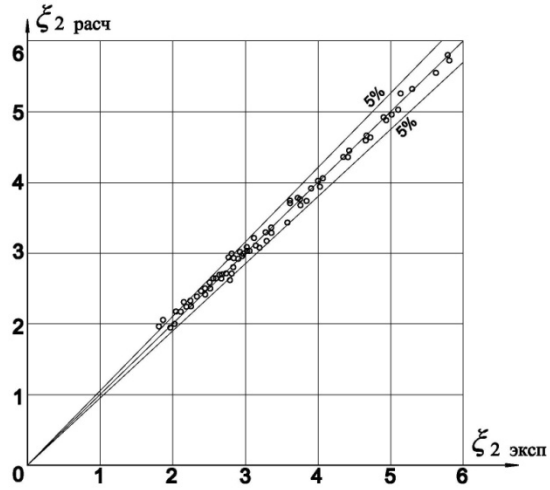


Рисунок 3. Сопоставление данных по зависимости (1) с данными экспериментов при верхней границе образования поверхностного режима

Задачей обработки результатов измерений было выявление функциональной зависимости глубины потока за уступом h_2 от исходных параметров эксперимента: высоты уступа d и кинематической характеристики потока на сходе с уступа – числа Фруда.

По результатам проведенных экспериментов выведена эмпирическая зависимость для верхней границы образования поверхностных режимов:

$$\xi_{2кр1} = 1 + \psi_d + A_2 * Fr + B_2, \quad (1)$$

где $A_2 = -0.02486\psi_d + 0.26648$; $B_2 = 0.03539\psi_d^2 - 0.34711\psi_d - 0.245$.

Полученные экспериментальные данные и эмпирическая зависимость (1) хорошо согласуются (см. рис. 2 и 3).

Диапазон глубин между верхней $h_{2в}$ и нижней $h_{2н}$ I критического режима фактически является зоной гидродинамического гистерезиса. В результате проведенных исследований выявлена качественная зависимость диапазона гидродинамического гистерезиса от высоты уступа и числа Фруда (Fr) на сходе потока с уступа [21]:

$$\Delta\xi_2 = (h_{в1} - h_{н1}) / h_1 = (0.0614\psi_d^2 - 0.076\psi_d + 0.414) / Fr. \quad (2)$$

Результаты обработки данных экспериментов позволили установить эмпирическую зависимость для определения границы затопления поверхностных режимов в виде

$$\xi_{2крII} = A_1(\psi_d + \frac{1}{2}(\sqrt{8Fr+1} - 1)) + B_1, \quad (3)$$

где $A_1 = -0.01448\psi_d + 0.79371$; $B_1 = 0.22256\psi_d + 0.45$.

Результаты полученных данных во многом совпадают с расчетной зависимостью Г.П. Скребкова [18] (см. рис. 4).

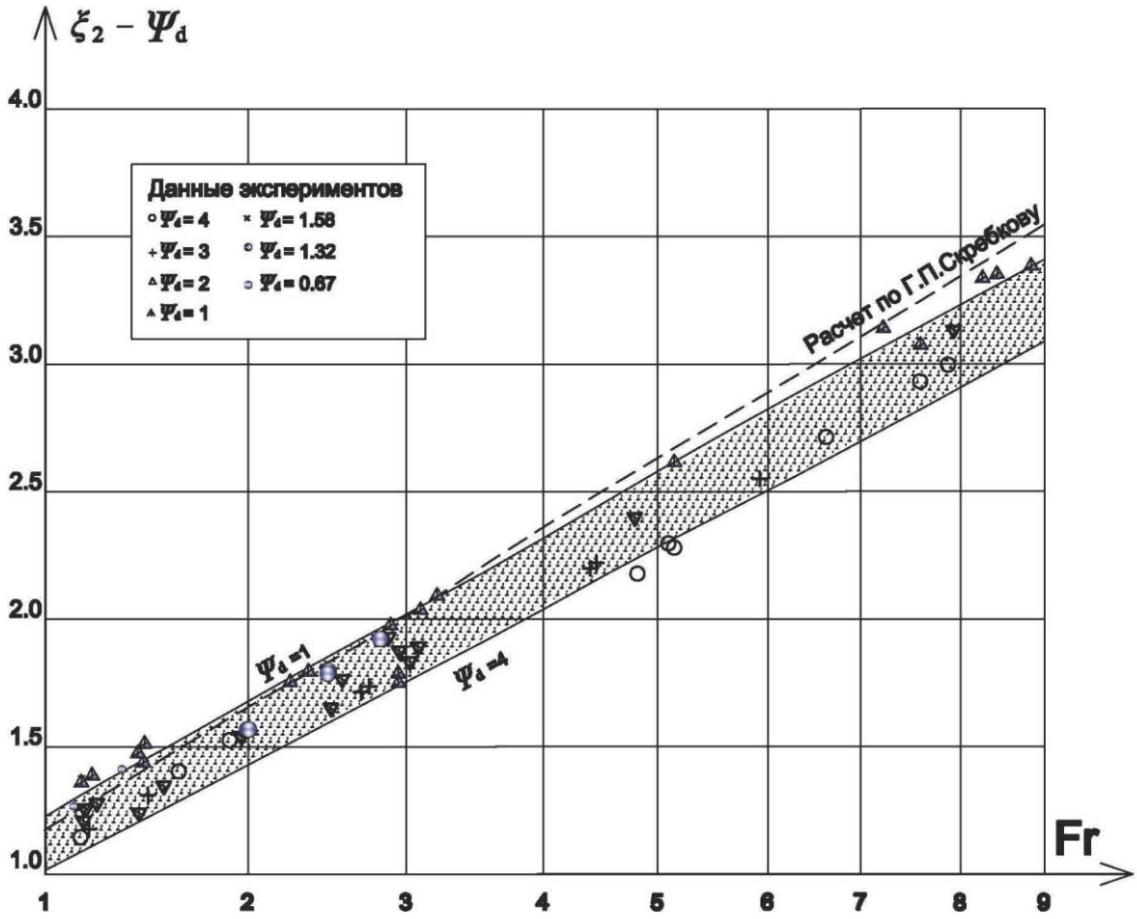


Рисунок 4. Сравнение экспериментальных данных и расчетных зависимостей по затоплению поверхностных режимов

Полученные экспериментальные данные и эмпирическая зависимость (3) хорошо согласуются (см. рис. 5).

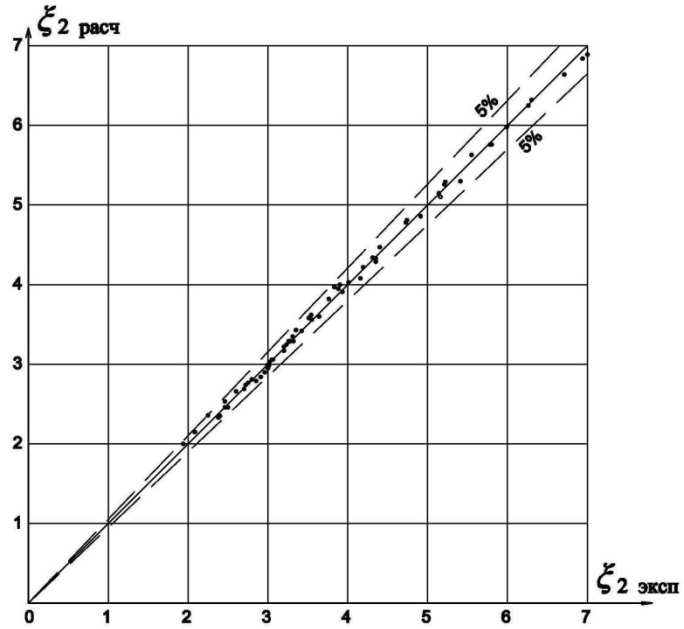


Рисунок 5. Сопоставление данных по зависимости (4.2) с данными экспериментов при затоплении поверхностных режимов

Образование поверхностно-донного режима зарегистрировано в 19 опытах, поэтому нельзя говорить о достаточной статистической точности обработки результатов.

Появление поверхностно-донного режима отмечено во всем диапазоне исследованных высот уступа. В результате опытов установлено, что при $\mathrm{Fr} < 2{,}4$ в исследованном диапазоне высот поверхностно-донный режим не образуется.

Сравнение полученных экспериментальных данных с зависимостями из ранее проведенных исследований М.Ф. Складнева [17] и Г.П. Скребкова [18] показало качественное совпадение (см. рис. 6). Но в исследованном диапазоне расчеты по [17] и [18] дают значительно завышенные данные по отношению к данным экспериментов настоящей работы.

Устойчивая зависимость получена только для $\psi_d = 1$ (6 точек) в виде

$$\xi_{2крIII} = 2.122 * Fr^{0.307} + 0.01. \qquad (4)$$

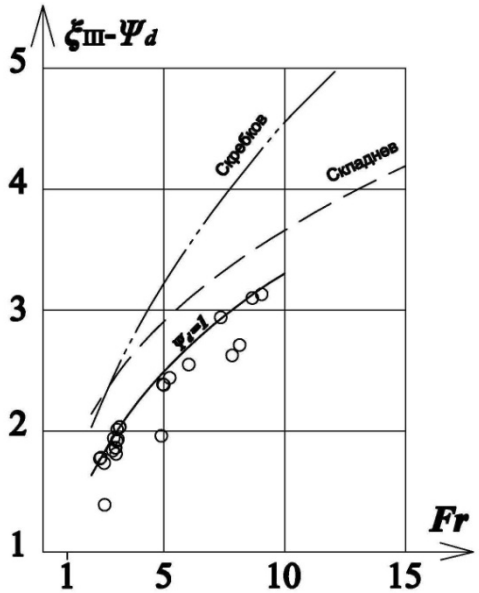


Рисунок 6. Сравнение экспериментальных данных по образованию поверхностно-донного режима

Выводы

Проведенное сравнение расчетных зависимостей различных исследователей показало, что они имеют значительное расхождение между собой, что вызывает трудности при их использовании в гидравлических расчетах. В результате проведенных экспериментов при $0{,}66 \le \psi_{\mathrm{d}} \le 4$; $1{,}2 \le Fr \le 9$ в плоских условиях установлено следующее.

1. В результате обработки экспериментальных данных получены эмпирические зависимости по расчету верхней границы образования (1) поверхностного режима и затопления поверхностного или поверхностно-донного режимов (3).

2. Представлена качественная зависимость по оценке величины гидродинамического гистерезиса между верхней и нижней границами образования поверхностного режима (2).

3. Экспериментально установлено, что поверхностно-донный режим не образуется при Fr<2.4.

4. Расчетные зависимости Г.П. Скребкова и М.Ф. Складнева по определению глубины в нижнем бьефе при образовании поверхностно-донного режима в исследованном диапазоне дают значительно завышенные значения по отношению к результатам экспериментов, проведенных автором.

Литература

1. Сабанеев А.А. О форме сопряжения водосливной поверхности плотины с дном нижнего бьефа // Труды МИИГ. 1929. Вып.XI. С. 241-262.
2. Беляшевский Н.Н. Сопряжение бьефов за водосливными плотинами носком. Киев: Изд-во АН УССР, 1953. 206 с.
3. Беляшевский Н.Н., Пивовар Н.Т., Калантыренко И.И. Расчеты нижнего бьефа за водосбросными сооружениями на нескальных основаниях. Киев: Наукова думка, 1973. 292 с.
4. Слисский С.М. Гидравлика зданий гидроэлектростанций. М.: Энергия, 1970. 424 с.
5. Тараимович И.И. Удельные расходы на водосливе и рисберме // Гидротехническое строительство. 1958. №5. С. 22-24.
6. Bodea S. The Motion of a Fluid in an Open Channel // Ann. Scuola Norm. Sup. Pisa Cl. Sci. 2006. Vol. 5. No.5. Pp. 77-105.
7. Chanson H. The hydraulics of open channel flow: an introduction. Second edition. Burlington: Elsevier Butterworth-Heinemann, Linacre House, 2002. 585 p.
8. Khatsuria R.M. Hydraulics of Spillways and Energy Dissipators. New York, 2005. 649 p.
9. Chow V.T. Open channel hydraulics. New York: McGraw – Hill Book Company, 1959. 204 p.
10. Forbes L.K., Schwartz L. Free-surface flow over a semicircular obstruction // Journal of Fluid Mechanics.1982. No.114. Pp. 299-314.
11. Chaudhry M.H. Open-channel flow. Columbia, 2008. 523 c.
12. Moore W.L., Morgan C.W. The hydraulic jump at an abrupt drop // Proc. ASCE, Journal of the Hydraulics Division. 1957. Vol. 83. No.HY6. Paper 1449.
13. Ferreri G.B., Nasello C. Hydraulic jumps at drop and abrupt enlargement in rectangular channel // Journal of Hydraulic Reseach. 2002. Vol. 40. No. 4. Pp. 491-505.
14. Гидравлические расчеты водосбросных гидротехнических сооружений. Справочное пособие. М., 1988. 624 с.
15. Киселев П.Г. Справочник по гидравлическим расчетам. М.: Энергия, 1974. 313 с.
16. Слисский С.М. Критические глубины нижнего бьефа за водосбросами с уступом. Плоская задача // Известия ВНИИГ им. Б.Е. Веденеева. 1985. Т. 179. С. 34-42.
17. Складнев М.Ф. О границах критических режимов поверхностного прыжка // Известия ВНИИГ им. Б.Е. Веденеева. 1958. Т. 58. С. 64-84.
18. Скребков Г.П. Расчет критических режимов за водосбросными сооружениями с уступом // Труды МЭИ. Вып.XXXVI. Гидравлика и гидротехнические сооружения. М.: МЭИ, 1961. С. 91-102.
19. Иванов В.М., Каверин А.А. Универсальная модель для изучения течения за уступом. Информационный листок №1026-85, ЛенЦНТИ. Л., 1985. 2 с.
20. Кузьмин С.А. О критических режимах поверхностного гидравлического прыжка // Известия ВНИИГ им. Б.Е. Веденеева. 1983. Т. 168. С. 86-91.
21. Каверин А.А., Миркин М.А., Пичугин Ю.А. К вопросу о гидродинамическом гистерезисе // Научная сессия ГУАП. Часть 1. Сборник докладов. СПб., 2011. С. 121-122.

** Александр Александрович Каверин, Санкт-Петербург, Россия*

Тел. раб.: +7(920)298-67-00; эл. почта: kaverin2004@mail.ru

© Каверин А.А., 2013

О моделировании местного размыва русла за водосбросными плотинами

Д.т.н., профессор М. А. Михалев*,
ФГБОУ ВПО Санкт-Петербургский государственный политехнический университет

Ключевые слова: водосливная плотина; русловой процесс; несвязный грунт; методы теории подобия и размерностей; критериальные уравнения; критерий Фруда; критерий Архимеда; критерий Рейнольдса; глубина местного размыва; модель; прототип

Проблема местного размыва русла у различных типов гидротехнических сооружений остается актуальной. Об этом, в частности, было сказано на 2-й конференции по размыву и эрозии (ICSE-2), которая прошла в 2004 году в Сингапуре, а также на 10-м Международном симпозиуме по речным наносам, состоявшемся в МГУ в августе 2007 года. Опубликованные доклады свидетельствуют о том, что к началу XXI века существенного прогресса в проблеме физического моделирования сложного явления взаимодействия гидротехнических сооружений с потоком и руслом достигнуто не было. Авторы работ, выполняя исследования на моделях сооружений, не оценивают условия и возможности моделирования; не уделяют должного внимания анализу явления; не задумываются о том, каким образом результаты, полученные на модели, можно пересчитывать в натурные условия; не используют достижения теории физического моделирования [1−8].

Современное положение дел убедительно проиллюстрировано в докладе членов американской делегации на конференции ICSE-2 [9] о местных размывах русла у мостовых переходов. В нем приводятся примеры крупных аварий, которые произошли в конце прошлого века в США на мостовых переходах вследствие подмыва опор и береговых устоев. Очевидно, многочисленные исследования местного размыва русла у подобного рода сооружений, проводимые в лабораторных условиях, не отражают тех процессов, которые происходят в натуре.

Опираясь на результаты работ [1−8], рассмотрим проблему физического моделирования местного размыва русла в несвязных грунтах за водосливными плотинами водохранилищных гидроузлов. При этом в качестве основы анализа будем использовать работу [8], расширяя и углубляя предложенную методику физического моделирования гидравлических явлений.

На рисунке 1 дана схема водосливной плотины 1 с водобоем 2, представляющим собой массивную бетонную плиту, длина которой обычно назначается равной размерам вальца гидравлического прыжка 3. За плитой водобоя размещаются плиты рисбермы 4, толщина которых постепенно уменьшается вниз по течению. В сумме длины водобоя и рисбермы равны протяженности крепления русла реки за водосливной плотиной $l_к$ с помощью бетонных плит. Рисберма заканчивается концевым креплением в виде шпунтовой стенки 5, как показано на рисунке, либо в виде призмы из крупного камня, которая защищает концевую часть рисбермы от подмыва потоком, обладающим высоким уровнем турбулентности. Глубина забивки шпунта должна быть не меньше глубины z_p воронки местного размыва 6.

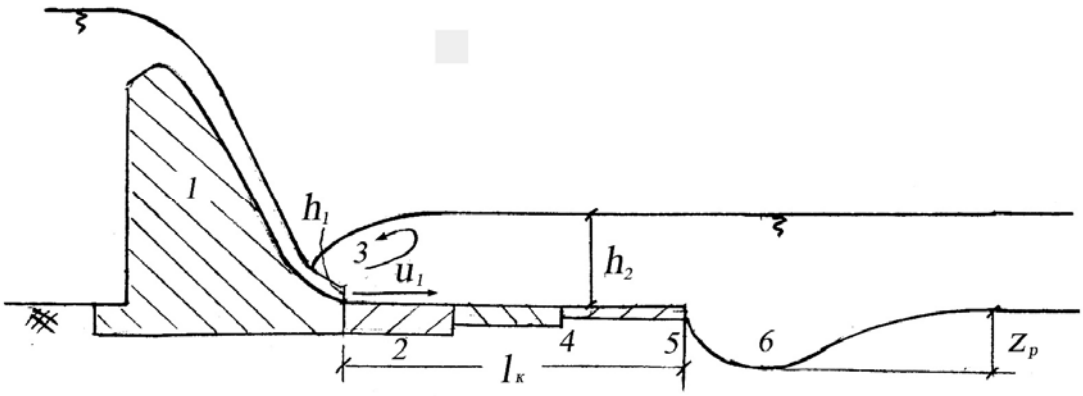


Рисунок 1. Схема водосливной плотины с водобоем

Существуют, по крайней мере, две причины образования местного размыва русла за водосбросными сооружениями. Первая − стеснение естественного русла реки сооружениями, входящими в состав гидроузла (в русле, помимо водосливной, может находиться глухая плотина, здание ГЭС и т.п.). По этой причине удельные расходы воды в нижнем бьефе за водосливной плотиной могут превышать удельные расходы воды в естественном состоянии реки в створе гидроузла.

Вторая причина − высокая степень турбулентности сбрасываемого через водослив потока, источником которой является гидравлический прыжок. Вследствие диссипации (рассеяния) энергии – перехода кинетической энергии турбулентных вихрей при их столкновении в теплоту – турбулентность потока постепенно уменьшается вниз по течению, достигая на большом удалении от створа гидроузла уровня, характерного для речного потока в естественном состоянии. Следовательно, глубина воронки местного размыва вниз по течению уменьшается. Наоборот, чем ближе расстояние к источнику турбулентности (чем короче длина крепления), тем больше глубина воронки местного размыва.

Значит, выбор оптимальной длины крепления можно сделать в рамках задачи поиска экономически обоснованного решения. Действительно: чем короче крепление (меньше его стоимость), тем больше глубина воронки размыва, тем глубже придется забивать шпунт (стоимость шпунтовой стенки увеличивается). И наоборот: чем длиннее крепление (больше его стоимость), тем меньше глубина воронки размыва, меньше глубина погружения шпунта (стоимость его уменьшается). Отсюда следует существование оптимальной длины крепления, при которой его стоимость и стоимость шпунтовой стенки будут минимальными. Задача будет решена, если найти метод определения глубины воронки местного размыва.

В настоящее время не существует математических методов решения этой задачи. Метод аналогий, как правило, не всегда можно реализовать, поскольку каждое гидротехническое сооружение уникально. Остается поиск решения с помощью метода физического моделирования [10−13], который требует обоснования.

Прежде всего, необходимо проанализировать явления в пределах длины крепления русла за водосливной плотиной: гидравлический прыжок, послепрыжковый участок, воронка местного размыва. Гидравлический прыжок довольно хорошо изучен методами математического и физического моделирования [14]. В соответствии с ними это явление в основном определяется числом Фруда в сжатом сечении и коэффициентом затопления гидравлического прыжка. Существует мнение, что параметры гидравлического прыжка должны зависеть от степени насыщения воды пузырьками воздуха − аэрации. Есть две причины аэрации гидравлического прыжка. Первая − аэрация струи воды в пределах водосливной грани плотины из-за выхода границы турбулентного пограничного слоя на поверхность струи. Пограничный слой зарождается на гребне плотины как ламинарный, который переходит ниже по течению в турбулентный. Турбулизация струи способствует захвату воздуха и ее аэрации. Естественно, на модели водослива из-за ее малых размеров этот вид аэрации не возникает (полагают, что такая аэрация не моделируется). Другая причина аэрации − защемление воздуха в месте зарождения вальца гидравлического прыжка (в сечении, практически совпадающем со сжатым). В некоторой степени этот вид аэрации прыжка исследуется методом физического моделирования. Следует заметить, что основные параметры гидравлического прыжка были определены в результате физического моделирования. Сравнение этих данных с результатами натурных наблюдений и математических расчетов не обнаруживает существенных отклонений, которые можно было бы объяснить влиянием аэрации водного потока.

Существует еще один параметр, который, как показывают результаты математического моделирования [15] и экспериментов на физических моделях [16], оказывает существенное влияние на такие параметры прыжка, как высота и протяженность вальца − это коэффициент гидравлического трения (или число Эйлера). Но коэффициент гидравлического трения в пределах гидравлического прыжка не является характерной величиной, так как его величина изменяется в зависимости от расстояния от сжатого сечения. В качестве характерного коэффициента гидравлического трения следует принимать его величину в конце рисбермы, где уровень турбулентности потока мало отличается от уровня в естественном состоянии.

Таким образом, оценить влияние гидравлического прыжка на процесс образования воронки местного размыва можно с помощью критериев, определяющих параметры прыжка. К ним относятся:

- коэффициент гидравлического трения λ;
- число Фруда в сжатом сечении $\mathrm{Fr}_1 = u_1^2 / g h_1$, где u_1 и h_1 − скорость течения и глубина воды в сжатом сечении (см. рис. 1);
- коэффициент затопления гидравлического прыжка $n_з = h_2 / h''$, где h_2 − глубина воды в нижнем бьефе в пределах рисбермы, h'' − вторая сопряженная глубина гидравлического прыжка (в качестве первой сопряженной глубины принимается глубина потока в сжатом сечении: $h' = h_1$).

В пределах послепрыжкового участка течение воды можно считать равномерным, но с особенностью: уровень турбулентности в потоке переменный − максимальный сразу за гидравлическим прыжком и минимальный в конце рисбермы. Как следует из работы [1], равномерное установившееся движение ньютоновской жидкости определяется тремя числами подобия: Фруда, Рейнольдса и Эйлера. Но условие равномерного движения потока в целом позволяет освободиться от числа Фруда, тогда число Эйлера (коэффициент гидравлического трения) будет функцией от критерия Рейнольдса и относительной шероховатости бетонной поверхности крепления. Кроме того, длина крепления играет здесь двоякую роль: с одной стороны, она выступает в качестве величины, характеризующей геометрию крепления, с другой − определяет уровень турбулентности потока в конце рисбермы. Таким образом, послепрыжковый участок вносит свою лепту в явление местного размыва. Прежде всего, это влияние критерия Рейнольдса $\mathrm{Re} = h_2 u_2 / \nu = q / \nu$, где u_2 и q − скорость течения и удельный расход воды в пределах крепления русла, ν − коэффициент кинематической вязкости воды. Далее следует перечислить такие параметры: безразмерная длина крепления $l_к / h_2$ (можно отнести к глубине h_1); относительная шероховатость бетонной поверхности Δ / h_2 (Δ − абсолютная величина выступов шероховатости); коэффициент гидравлического трения λ. Если учесть, что влияние коэффициента гидравлического трения на процесс местного размыва было обнаружено в пределах гидравлического прыжка, то в пределах крепления появляется возможность оценить его, используя критериальное уравнение $\lambda = f(\mathrm{Re}, \Delta / h_2)$. С учетом этого вывода можно сказать, что влияние послепрыжкового участка на процесс местного размыва определяется относительной длиной крепления $l_к / h_2$. Далее необходим анализ явлений, происходящих в самой воронке местного размыва.

В связи с тем, что размыв грунта происходит при скорости потока, большей неразмывающей, явление размыва грунта должно зависеть от отношения средней скорости в пределах крепления русла u_2 к соответствующей неразмывающей u_0 в том месте, где поток покидает крепление и переходит в естественное русло реки. Отношение u_2 / u_0 называется коэффициентом подвижности наносов, находящихся в речном ложе. Можно перейти от средних скоростей к динамическим, используя одну из формул равномерного движения: $u_* = u\sqrt{\lambda / 2}$. В соответствии с вышесказанным в качестве характерного принимается коэффициент гидравлического трения в конце крепления. Величина его определяется критерием Рейнольдса в пределах крепления русла и относительной шероховатостью поверхности бетона. Эти параметры не изменяются в процессе размыва русла, поэтому отношение средних скоростей течения можно заменить отношением соответствующих динамических скоростей: $u_2 / u_0 = u_* / u_{*0}$, где u_{*0} − динамическая скорость потока, соответствующая началу движения частиц несвязного материала [2, 17−19].

Теперь можно записать критериальное уравнение, связывающее относительную глубину воронки местного размыва с определяющими ее параметрами, в таком виде:

$$z_p / h_2 = f(u_* / u_{*0}, \mathrm{Fr}_1, n_з, l_к / h_2). \quad (1)$$

Зависимость (1) следует дополнить двумя критериальными уравнениями, описывающими в пределах крепления связь средней скорости с динамической и зависимость коэффициента гидравлического трения от критерия Рейнольдса и относительной шероховатости бетонной поверхности.

В критериальном уравнении (1) число Фруда характеризует уровень турбулентности потока, генерируемой гидравлическим прыжком. В то же время, вместе с коэффициентом затопления это число определяет размеры гидравлического прыжка. Относительная длина крепления также играет двоякую роль: с одной стороны, она характеризует линейный размер крепления, с другой − уровень турбулентности в конце потока.

Если моделирование осуществляется со строгим соблюдением равенства коэффициентов гидравлического трения и чисел Фруда на модели и в натуре («по Фруду»), то подобие потоков в пределах крепления русла будет обеспечено. Заметим, что поток в натурных условиях находится в области квадратичного сопротивления, поэтому величина числа Рейнольдса на модели должна быть не меньше значения на нижней границе этой области [1]. Остается обозначить условия, при которых будет обеспечено равенство на модели и в натуре параметра подвижности наносов, который под знаком функции стоит в критериальном уравнении (1) первым. Если такое равенство будет достигнуто, то относительные размеры глубин воронок местного размыва в натуре и на модели будут одинаковыми (воронка размыва на модели будет подобна воронке в натуре).

Для последующих расчетов удобно использовать величину, обратную коэффициенту подвижности. Запишем условие равенства параметра подвижности наносов (в данном случае обратного ему) в условиях натуры и модели:

$$(u_{*0}/u_*)_н = (u_{*0}/u_*)_м \ . \qquad (2)$$

Строго говоря, подобного рода утверждение справедливо в случае, когда в критериальное уравнение входят числа подобия. Перейдем к ним, используя результаты исследований, которые содержатся в работах [17−19], а также в обобщающей работе [2]. Опираясь на современные методы физического моделирования гидравлических явлений, автор статьи [2] приводит критериальные уравнения в виде зависимостей от критерия Архимеда числа Рейнольдса, содержащего динамическую скорость потока, при которой частицы зернистого несвязного материала начинают перемещаться. Вид критериальных уравнений зависит от области сопротивления, в конечном итоге − от крупности частиц грунта.

1. В зоне квадратичного сопротивления, которая для кварцевого песка с относительной плотностью $\rho_1/\rho = 2{,}65$ и при температуре воды, приблизительно равной 20^0 C (здесь ρ_1 и ρ − соответственно плотность вещества частиц и жидкости), реализуется при следующих условиях: $\mathrm{Re}_* \geq 21,\ \mathrm{Ar} \geq 1{,}62 \cdot 10^4,\quad d \geq 0{,}1$ см, справедлива формула:

$$\mathrm{Re}_* = 0{,}162\,\mathrm{Ar}^{0{,}5}\,. \qquad (3)$$

2. В переходной зоне при условиях $0{,}025\ \text{см} \leq \mathrm{d} < 0{,}1\ \text{см}$; $3{,}5 \leq \mathrm{Re}_* < 21$; $2{,}53 \cdot 10^2 \leq \mathrm{Ar} < 1{,}62 \cdot 10^4$ получена формула:

$$\mathrm{Re}_* = 0{,}314\,\mathrm{Ar}^{0{,}432}\,. \qquad (4)$$

3. В зоне гидравлически гладкого русла, где $0{,}1\ \text{см} \leq \mathrm{d} < 0{,}025\ \text{см}$; $1{,}4 \leq \mathrm{Re}_* < 3{,}5$; $16{,}2 \leq \mathrm{Ar} < 253$ имеем:

$$\mathrm{Re}_* = 0{,}502\,\mathrm{Ar}^{0{,}35}\,. \qquad (5)$$

Зависимости (3 − 5) можно представить в таком общем виде:

$$\mathrm{Re}_* = a\,\mathrm{Ar}^n\,. \qquad (6)$$

Откуда:

$$u_{*0} = a\,\mathrm{Ar}^n\,\nu/d\,. \qquad (7)$$

Формулы (3)−(7) содержат критерий Архимеда: $\mathrm{Ar} = g\,d^3\rho'/\nu^2$, где $\rho' = (\rho_1 - \rho)/\rho$. Зависимости относятся к динамической скорости потока, отвечающей началу трогания частиц наносов. С тем, чтобы в дальнейшем отличить число Рейнольдса $\mathrm{Re}_* = u_* d/\nu$, в которое входит динамическая скорость потока u_*, от числа Рейнольдса, содержащего динамическую скорость потока, отвечающую условию начала трогания частиц зернистого несвязного материала, u_{*0}, введем соответствующий символ в это число: $\mathrm{Re}_{*0} = u_{*0} d/\nu$. Кроме того, для этого числа подобия будем использовать в дальнейшем его зависимость от критерия Архимеда в общем виде (6). С учетом этих замечаний получим:

$$u_{0*}/u_* = \mathrm{Re}_{0*}/\mathrm{Re}_* = a\mathrm{Ar}^n/\mathrm{Re}_* \ . \tag{8}$$

Имея в виду зависимость (8), запишем равенство (2) в таком виде:

$$(a\mathrm{Ar}^n/\mathrm{Re}_*)_н = (a\mathrm{Ar}^n/\mathrm{Re}_*)_м \ . \tag{9}$$

Разделив левую часть равенства (9) на правую, получим индикатор подобия

$$\left(a\mathrm{Ar}^n/\mathrm{Re}_*\right)_н / \left(a\mathrm{Ar}^n/\mathrm{Re}_*\right)_м = 1 . \tag{10}$$

Преобразуем индикатор (10) таким образом, чтобы в него вошли отношения величин в натуре к сходственным величинам на модели. Эти отношения заменим масштабными коэффициентами. После преобразований индикатор подобия (10) станет таким:

$$\left[\frac{a_н}{a_м}(\mathrm{Ar})_м^{n_н - n_м}\frac{k_g k_d^{3n_н - 1} k_\rho^{n_н}}{k_\nu^{2n_н - 1} k_{u_*}}\right] = 1 \ . \tag{11}$$

В нем индексы «*н*» и «*м*», как и прежде, относят постоянные и показатели степени соответственно к натуре и модели. Кроме того, в него входят масштабные коэффициенты: динамической скорости потока $k_{u_*} = u_{*н}/u_{*м}$; размеров частиц $k_d = d_н/d_м$; относительной плотности вещества частиц $k_\rho = ((\rho_1 - \rho)/\rho)_н / ((\rho_1 - \rho)/\rho)_м$; ускорения силы тяжести $k_g = g_н/g_м$; кинематической вязкости жидкости $k_\nu = \nu_н/\nu_м$. В таком виде индикатор подобия (11) позволяет установить связь между масштабными коэффициентами, которые в нем содержатся, в частности, между масштабным коэффициентом размеров частиц и линейным масштабным коэффициентом $k_l = l_н/l_м$. В рассматриваемой задаче масштабный коэффициент динамической скорости потока равен масштабному коэффициенту средней скорости потока: $k_{u_*} = k_U$. Моделирование осуществляется «по Фруду», поэтому имеем: $k_U = k_{u_*} = \sqrt{k_l}$. Далее проанализируем условия, при которых размеры воронки местного размыва, полученные в результате проведенных на модели опытов, можно будет пересчитывать в натурные условия; либо разберем причины, по которым осуществить эту операцию будет невозможно.

1. В условиях модели используются жидкость и частицы грунта тех же размеров и того же минералогического состава, что и в натуре: $k_\nu = k_d = k_\rho = 1,\ \ a_н = a_м,\ \ n_н = n_м$. Моделирование проводят в поле сил земного тяготения: $k_g = 1$. В этих условиях равенство единице индикатора подобия (11) возможно в том случае, если $k_{u_*} = 1$, но тогда $k_U = 1,\ \ k_l = 1$. Это означает, что геометрические размеры натуры и модели одинаковы, следовательно, моделирование невозможно. Тем не менее, если иного выхода нет, то приближенное моделирование осуществляют в форме, которая получила название «масштабной серии экспериментов». На модели достаточно малых геометрических размеров (с большой величиной линейного масштабного коэффициента k_l) определяют глубину воронки размыва в натурном грунте z_p . Затем делается модель больших геометрических размеров (с меньшим коэффициентом k_l), и опыт повторяют.

Нужно провести подобного рода исследования, по крайней мере, на трех модельных установках, чтобы получить три глубины воронок размыва. Далее в системе координат $(z_p/h_2, k_l)$ наносятся по результатам опытов три точки, которые соединяют кривой (в частном случае − прямой) линией. Кривую экстраполируют до значения $k_l = 1$. Трудности проведения подобного рода исследований очевидны.

2. *На модели размеры частиц грунта относятся к той же области сопротивления, что и в натуре; остальные условия проведения опытов сохраняются.*

2.1. *Размеры частиц грунта относятся к области квадратичного сопротивления*: $k_\nu = k_g = k_\rho = 1, \quad a_н = a_м, \quad n_н = n_м = 0{,}5$. В этом случае индикатор подобия (11) равен единице при условии $\sqrt{k_d}/\sqrt{k_l} = 1, \quad k_d = k_l$. Следовательно, масштабный коэффициент размера частиц грунта равен линейному масштабному коэффициенту. Одновременно это означает, что относительные размеры воронки размыва в натуре и на модели в соответствии с критериальным уравнением (1) будут одинаковыми: $(z_p/h_2)_н = (z_p/h_2)_м$. Если, например, выбрать на модели крупность частиц грунта на нижней границе области квадратичного сопротивления ($d_м = 0{,}1\,\text{см}$ − это крупнозернистый песок), то при величине линейного масштабного коэффициента $k_l = 50$ в натуре ему будет соответствовать крупность частиц $d_н = 5{,}0\,\text{см}$, а это галька. Следовательно, область использования такого рода моделирования ограничена предгорными и горными участками рек.

2.2. *Грунт представляет собой мелкозернистый песок*: $k_\nu = k_g = k_\rho = 1, \quad a_н = a_м, \quad n_н = n_м = 0{,}35$. В этих условиях равенство единице индикатора подобия (11) станет возможным при условии $k_d^{0{,}05} = k_l^{0{,}5}, \quad k_d = k_l^{10}$. Даже если величину линейного масштабного коэффициента принять $k_l = 2$ (модель всего в два раза меньше натуры), то на модели размер частиц должен быть приблизительно в тысячу раз меньше размера частиц в натуре, а это связный грунт. Следовательно, моделирование невозможно.

Отсюда естественно желание принять крупность материала на модели и в натуре одинаковым, изменяя в условиях модели либо вязкость жидкости, либо плотность вещества частиц.

3. *На модели размеры частиц такие же, как в натуре:* $k_d = 1$.

3.1. *На модели используем жидкость, обладающую иной вязкостью, чем вода; грунт представлен мелкозернистым кварцевым песком:* $k_g = k_\rho = 1, \quad a_н = a_м, \quad n_н = n_м = 0{,}35$. Равенство единице индикатора подобия (11) станет возможным при условии $k_\nu^{0{,}3} = k_l^{0{,}5}, \quad k_\nu = k_l^{10/6}$. Например, если принять $k_l = 25$, то получим: $\nu_м = \nu_н/213{,}7$. Результат не требует комментариев.

3.2. *На модели используем воду; плотность вещества частиц на модели, заменяющих мелкозернистый кварцевый песок в натуре, отличается от плотности кварца:* $k_g = k_\nu = 1, \quad a_н = a_м, \quad n_н = n_м = 0{,}35$. В этом случае равенство единице индикатора подобия (11) станет возможным при условии $k_\rho^{0{,}35} = k_l^{0{,}5}, \quad k_\rho = k_l^{10/7}$. Если принять, как в предыдущем случае $k_l = 25$, то получим $k_\rho = 99{,}3$. Отсюда имеем: $((\rho_1 - \rho)/\rho)_м = ((\rho_1 - \rho)/\rho)_н/99{,}3$. При условии $\rho_1/\rho = 2.65$ получим $((\rho_1 - \rho)/\rho)_м = 0{,}027$; $(\rho_1/\rho) = 1{,}027$. Проводить опыты на модели с заменителем песка, плотность вещества которого практически не отличается от плотности воды, очень трудно (необходимо предварительно замачивать заменитель, наблюдается постоянное всплытие частиц на поверхность воды по причинам, не всегда объяснимым, и т. п.).

4. *На модели и в натуре один и тот же песчаный грунт, но размеры частиц грунта относятся к разным областям сопротивления: на модели используется мелкозернистый песок, в то время как в натуре песок относится к области квадратичного сопротивления.* Пусть на модели $d_м = 0{,}01\text{см}$, $n_м = 0{,}35$, $a_м = 0{,}502$, $\nu_м = 0{,}01\,\text{см}^2/\text{с}$, $(\rho_1/\rho)_м = 2.65$, тогда $\text{Ar}_м = 16{,}2$. В натуре $n_н = 0{,}5$, $a_н = 0{,}162$, кроме того, $k_\rho = 1$, $k_\nu = 1$. Из условия равенства единице индикатора подобия (11) имеем:

$\left[(16{,}2)^{0{,}15}\, 0{,}162\, k_d^{0{,}5} / 0{,}502\, k_l^{0{,}5}\right] = 1$, $k_d = 4{,}16\, k_l$. Если принять, как в п. 2.1, $k_l = 50$, то $k_d = 208$, $d_н = 2{,}08 см$. В п. 2.1 было принято $d_м = 0{,}1\text{см}$, в результате расчетов получили $d_н = 5{,}0\text{см}$. Следовательно, при использовании на модели более мелкого материала крупность частиц в натуре тоже уменьшается. Результат вполне ожидаем, однако при этом не достигается возможность осуществить моделирование местного размыва русла за водосбросами, расположенными на равнинных участках рек. В лучшем случае подобное моделирование путем использования на модели более мелкого песчаного материала, чем в натуре, возможно только на предгорных участках рек.

5. *Сформулируем задачу по-иному, а именно: каким должно быть максимальное значение линейного масштабного коэффициента (или минимальный размер модели) при моделировании местного размыва русла, сложенного в натуре среднезернистыми песками, с использованием на модели мелкозернистого материала иной, чем в натуре, плотностью, но такой, которая не создавала бы трудностей при выполнении исследований?* Допустим, что в условиях модели принято: $(\rho_1/\rho)_м = 1{,}1$, тогда $k_\rho = 16{,}5$, при $d_м = 0{,}01\text{см}$; $\text{Ar}_м = 0{,}98$; $a_м = 0{,}502$; $n_м = 0{,}35$. В натуре $0{,}025\text{см} \le d_н \le 0{,}1\text{см}$, $a_н = 0{,}314$, $n_н = 0{,}432$; $k_g = 1$, $k_\nu = 1$. Имеем: $\left[(0{,}98)^{0{,}082}\, 0{,}314\, k_d^{0{,}296}\, 16{,}5^{0{,}432} / 0{,}502\, k_l^{0{,}5}\right] = 1$; $k_l = 4{,}39\, k_d^{0{,}592}$. Допустим, что $d_н = 0{,}075\text{см}$, тогда $k_d = 7{,}5$, $k_l = 14{,}5$. Следовательно, размеры модели получаются довольно большими.

Выводы

1. Моделирование местного размыва русла за водосбросными плотинами требует глубокого анализа причин, влияющих на образование воронки размыва. К ним относятся: гидравлический прыжок как источник высокой турбулентности потока; послепрыжковый участок, в пределах которого происходит процесс затухания турбулентности; относительная шероховатость бетонного крепления русла; гранулометрический состав несвязного грунта в русле реки и величина скорости, при которой он приходит в движение.

2. В основу анализа должны быть положены современные методы физического моделирования сложных гидравлических явлений, позволяющие найти связи между коэффициентами подобия параметров, определяющих явление, в том числе связь линейного масштабного коэффициента с масштабным коэффициентом глубины потока.

3. На основании выполненных исследований можно утверждать, что при моделировании местного размыва русла за водосбросами, расположенными на горных и предгорных участках рек, русло которых сложено крупнозернистым несвязным материалом, глубину воронки размыва и крупность отдельностей можно переносить с модели на оригинал как линейные величины.

4. Моделирование местного размыва за водосбросами на равнинных реках, протекающих в речных отложениях, представленных мелко- и среднезернистыми песками, возможно только при использовании на модели заменителя песка с меньшей плотностью вещества, чем плотность кварца. Размеры модели получаются дольно большими (так, в рассмотренном выше примере модель должна быть не более чем в пятнадцать раз меньше натуры).

5. Альтернативой методу моделирования, изложенному в п. 4, может быть масштабная серия экспериментов.

Литература

1. Михалев М.А. Физическое моделирование гидравлических явлений: Учеб. пособие. СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2008. 443 с.
2. Михалев М.А. О моделировании условий начала трогания частиц несвязного зернистого материала // Журнал Университета водных коммуникаций. 2009. №1. С. 43-50.
3. Михалев М.А Скорость свободного движения плохообтекаемых тел в жидкости // Инженерно-строительный журнал. 2012. №2. С. 56−60.
4. Михалев М.А Гидравлический расчет напорных трубопроводов // Инженерно-строительный журнал. 2012. №6. С. 20−28.
5. Михалев М.А. Теория подобия и размерностей: Учеб. пособие. СПб.: Изд-во СПбГТУ, 2001. 68 с.
6. Кумина Т.Д., Михалев М.А. Инженерная гидрология: Учеб. пособие. Л.: Изд-во ЛПИ, 1989. 84 с.
7. Михалев М.А., Канарский Н.Д. Неразмывающая скорость для несвязных однозернистых грунтов в условиях мостовых опор различных конструкций // Совершенствование методов гидравлических расчетов водопропускных и очистных сооружений. Саратов: Изд-во СПИ, 1988. С. 40−48.
8. Mikhalev M.A. Modelling of Channel Processes in Lower Pools of Spillway Dams // Proceedings of 10th International Symposium on River Sedimentation. August 1−4. Moscow, Russia. Volume III. Moscow, 2007. Pp. 227–232.
9. Jones J.S., Richardson E.V. A Decade of High Priority Bridge Scour Research in the U.S. // Second International Conference on Scour and Erosion (ICSE-2), Singapore, 2004. Pier & Abutment Scour. Paper №3. Pp. 1−7. (CD-version).
10. Sharp J. Hydraulic modelling. London: Butterworths, 1981. 280 p.
11. Седов Л.И. Методы подобия и размерности в механике. М.: Наука, 1977. С. 1–32.
12. Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа. М.: Наука, 1973. С. 421–694.
13. Леви И.И. Моделирование гидравлических явлений. Л.: Энергия, 1967. 235 с.
14. Зегжда А.П. Теория подобия и методика расчета гидротехнических моделей. Л.–М.: Госстроойиздат, 1938. 162 с.
15. Михалев М.А. Гидравлический расчет потоков с водоворотом. Л.: Энергия. Ленингр. отд-ние, 1971. 184 с.
16. Хапаева А.К. Гидравлический прыжок на гладком и шероховатом дне как пристенная струя // Известия ВНИИГ им. Б.Е.Веденеева. 1970. Т. 92. С. 234–245.
17. Shields A. Anwendung der Ahnlichkeitmechanik und der Turbulenzforschung auf die Geschiebebewegung // Mitteilungen der Preuß. Versuchsanstalt für Wasser- und Schiffbau. 1936. No. 26.
18. Кнороз В.С. Неразмывающая скорость потока и факторы, ее определяющие // Известия ВНИИГ им. Б.Е. Веденеева. 1958. Т. 59. С. 62–81.
19. Кнороз В.С. «Неразмывающие» (предельные) скорости разнозернистых по крупности несвязных материалов // Известия ВНИИГ им. Б.Е. Веденеева. 1962. Т. 71. С. 19–38.

**Михаил Андреевич Михалев, Санкт-Петербург, Россия*

Тел. раб.: +7(812)535-46-10; эл. почта: mikhalev@cef.spbstu.ru

© Михалев М.А., 2013

Обеспечение качества морской воды в искусственных береговых акваториях

Д.т.н., профессор И.Г. Кантаржи*,
ФГБОУ ВПО Московский государственный строительный университет;
д.ф.-м.н., профессор В.С. Мадерич**,
Украинский центр экологических и водных проектов

Ключевые слова: качество морской воды; береговые гидротехнические объекты; прогнозирование качества воды; яхтенный порт; аварийные разливы топлива; численное моделирование полей течений; гидрометеорологические сценарии; экологический мониторинг

Согласно статье 60 Водного кодекса РФ, при проектировании, строительстве, реконструкции, вводе в эксплуатацию, эксплуатации гидротехнических сооружений должно учитываться их влияние на состояние водных объектов, должны соблюдаться нормативы допустимого воздействия на водные объекты. Несмотря на интенсивное строительство и реконструкцию рекреационных комплексов и морских портов в России, в настоящее время отсутствует современная методика прогнозирования влияния строительства и эксплуатации сооружений порта на качество морской воды в его акватории.

Вопросам обеспечения качества воды в акваториях с ограниченным водообменом с морем посвящено значительное количество работ. Рассматривались не только морские порты [1, 2], но и акватории, прилегающие к берегозащитным сооружениям [3, 4, 5]. Специально исследовались условия промывки морских портов приливными течениями [6]. Аналогичные модели применимы и к естественным береговым акваториям с ограниченным водообменом – бухтам, заливам [7–10].

Ранее показано, что для точного прогноза изменения качества воды в полузамкнутой акватории необходимо моделировать трехмерное поле течений, так как водообмен в большинстве практических задач имеет существенно трехмерный характер [11]. С помощью моделей течения меньшей размерности удается сделать только приближенные оценки водообмена [12].

Имеются несколько международных рекомендательных документов, в которых рассматриваются проблемы обеспечения качества воды в яхтенных портах – маринах [13, 14]. Интерес к таким портам связан, по-видимому, с тем обстоятельством, что для них качество воды в акватории является не только природоохранным, но и потребительским свойством. Кроме того, для яхтенных портов по сравнению с грузопассажирскими достаточно просто менять конфигурацию оградительных сооружений с целью увеличения интенсивности водообмена. Имеющиеся рекомендательные документы известной международной организации PIANC (Постоянно действующая международная ассоциация конгрессов по навигации) рассматривают часть вопросов: промывка акватории порта течениями [13] и способы принудительного увеличения интенсивности водообмена с помощью насосов с целью санитарной промывки [14]. В России также началось развитие яхтенных портов, уже реализуются первые проекты.

В настоящей работе рассмотрен проект яхтенного порта в морском порту г. Сочи, демонстрирующий проблемы обеспечения качества морских вод в полузамкнутых искусственных акваториях, образованных в результате строительства.

Целью статьи является моделирование полей течений и характеристик процессов загрязнения морской воды, а также прогнозирование изменения показателей качества морской воды в акватории проектируемой марины в морском порту г. Сочи в штатных и аварийных ситуациях на основе современных численных моделей.

Будут решены следующие задачи:

1) расчет трехмерных полей течений в районе порта г. Сочи до и после его реконструкции для трех выбранных сценариев гидрометеорологических ситуаций;
2) расчет распространения пятна дизельного топлива в порту г. Сочи (до и после реконструкции) в результате гипотетической аварийной ситуации на выходе судна из проектируемой марины для трех сценариев гидрометеорологических ситуаций;

3) моделирование изменения показателей качества морской воды в зависимости от времени года в случае сброса неочищенных сточных вод в акваторию марины с учетом интенсивности ее водообмена с основной акваторией.

Расчеты проводились с применением современных гидродинамических моделей: трехмерной численной модели циркуляции с использованием неструктурированных сеток SELFE [15,16], трехмерной модели распространения нефти и нефтепродуктов OILTOX [17,18], а также химико-биологической системно-динамической модели качества морской воды [19].

Строительство марины вместимостью до 200 яхт с технической зоной на территории существующего морского порта г. Сочи на побережье Черного моря запланировано с целью создания международного центра морских пассажирских и круизных перевозок.

Для моделирования полей течений была выбрана область протяженностью 120 км вдоль берега и шириной 50 км. Порт г. Сочи расположен в центре расчетной области. Все гидродинамические расчеты производились для двух вариантов порта: до и после реконструкции. Открытая граница в обоих случаях совпадает. Расчетная сетка состоит из 12247 ячеек в существующих условиях и 14148 ячеек в варианте после реконструкции. Размеры сторон ячеек варьируются от 10 м внутри марины до 5 км на открытых глубоководных границах. По вертикали использовалась сигма-система координат из 40 уровней со сгущением у поверхности. Расчеты проводились гидростатической версией модели с временным шагом 10 с. В модели использовалась $k-\varepsilon$ модель турбулентности. На открытых границах задавались условия излучения.

Было выбрано три сценария расчета ветровых течений: со скоростями ветра 5, 10 и 15 м/с, направление юго-юго-восток. На рис. 1 приведены установившиеся через одни сутки поля средних по глубине течений для двух конфигураций порта для сценария 3 (сильный ветер). Моделирование поверхностной и придонной циркуляции показывает, что они качественно близки, но влияние градиентных течений, возникших за счет наклонов поля уровня, на поверхностные течения существенно, особенно вблизи окончания мола, где поток существенно интенсифицируется. Средние по глубине течения образуют вихревые структуры внутри марины. Поля течений внутри марины при обеих конфигурациях портовых сооружений отличаются незначительно, течения на глубинах образуют круговороты и в обоих случаях существуют застойные зоны со слабой вентиляцией.

Для моделирования аварийной ситуации при эксплуатации яхтенного порта был выбран худший сценарий, при котором в результате аварии происходит разлив дизельного топлива на входе в порт, а ветер направлен в марину. Общий объем разлитого дизельного топлива был 500 литров, время непрерывного вытекания 10 мин. Общее количество лагранжевых частиц 6200, объем каждой частицы 0.008 литра, временной шаг модели 0.5 с.

Из результатов моделирования (рис. 2) видно, что сооружение волнолома напротив входа в марину несколько замедляет скорость распространения нефтепродуктов и изменяет траекторию движения пятна, однако загрязнение берега остается примерно одинаковым. Во всех сценариях дизельное топливо оказывалось полностью вынесенным на берег в течение двух часов после начала разлива. При ситуации с ветром 15 м/с все топливо оказывалось на берегу через 20 мин при старой конфигурации порта и через 30 мин при наличии волнолома.

Рассмотрим результаты прогнозирования изменения качества воды в акватории проектируемой марины при наличии гипотетического аварийного сброса неочищенных сточных вод в эксплуатационный период с учетом времени года, а также интенсивности водообмена акватории марины с открытым морем.

Качество морской воды рассматривается в химико-биологическом контексте, поэтому в качестве параметров, по которым оценивается состояние акватории проектируемой марины, были отобраны фосфаты, нитраты, нитриты, растворенный кислород и азот аммонийный. В качестве загрязнителей, попадающих с берега с хозяйственно-бытовыми стоками, рассматриваются фосфаты и азот аммонийный.

В качестве исходных данных использовались данные ГУ «СЦГМС ЧАМ» за 2008-2009 гг. о фоновых концентрациях основных загрязняющих веществ в морской воде в акватории порта г. Сочи и в открытом море в районе порта.

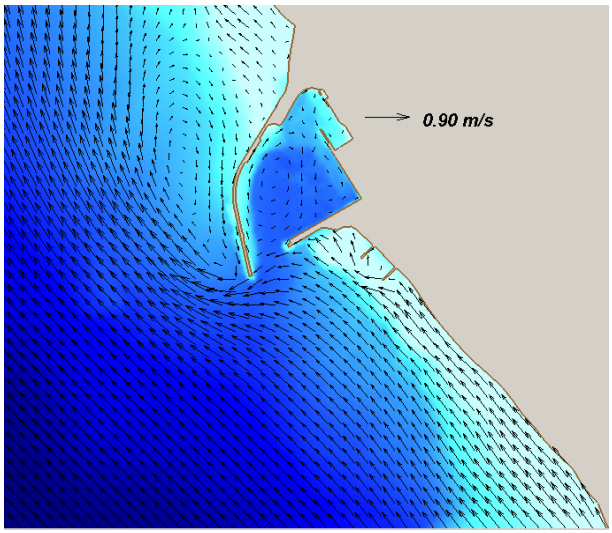


Рисунок 1а. Установившееся поле средней по глубине скорости для старой конфигурации порта

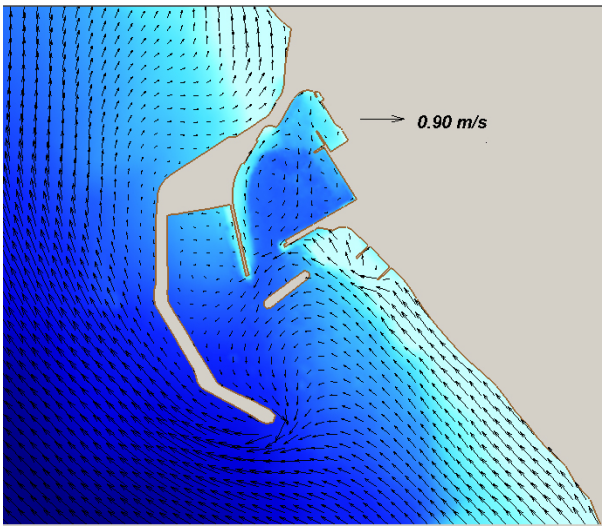


Рисунок 1б. Установившееся поле средней по глубине скорости для новой конфигурации порта

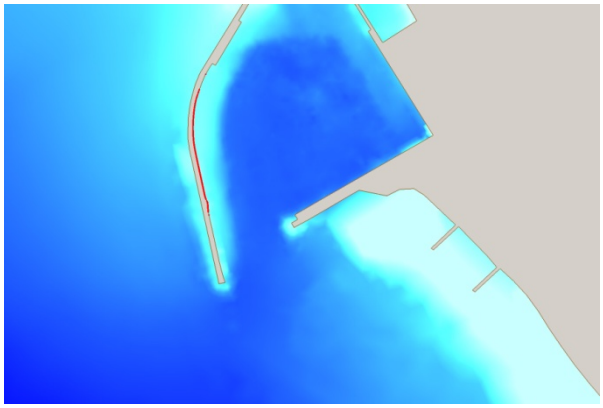


Рисунок 2а. Распространение пятна дизельного топлива через 20 мин после начала разлива при скорости ветра 15м/с в старой конфигурации порта

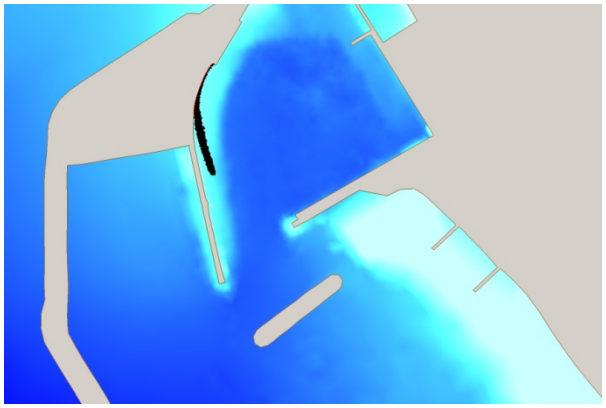


Рисунок 2б. Распространение пятна дизельного топлива через 20 мин после начала разлива при скорости ветра 15 м/с в новой конфигурации порта

Расчетный расход бытовых стоков в акваторию проектируемой марины составляет 162,9 м^3/сут, а объем воды в акватории составляет 632199,4 м^3. Состав и качество бытовых сточных вод приняты согласно требованиям СНиП 2.04.03-85 «Канализация. Наружные сети и сооружения».

Черное море относится к рыбохозяйственным объектам высшей категории, поэтому приняты соответствующие значения предельно допустимых концентраций (ПДК) для очищенных сточных вод.

Моделирование изменения показателей качества морской воды в случае сброса неочищенных сточных вод в акваторию проектируемой марины проводилось для эксплуатационного периода, то есть в предположении, что все проектируемые гидротехнические сооружения круизной и яхтенной гаваней построены в полном объеме (рис. 3).

Так как процессы трансформации биогенов интенсифицируются летом и замедляются зимой, то было принято, что аварийные сбросы произошли в июле и феврале.

Начальные концентрации веществ берутся завышенные в предположении, что аварийный сброс неочищенных сточных вод в объеме 162,9 м^3 уже произошел, а также с учетом кратности разбавления сточных вод и концентраций этих веществ в неочищенных сточных водах.

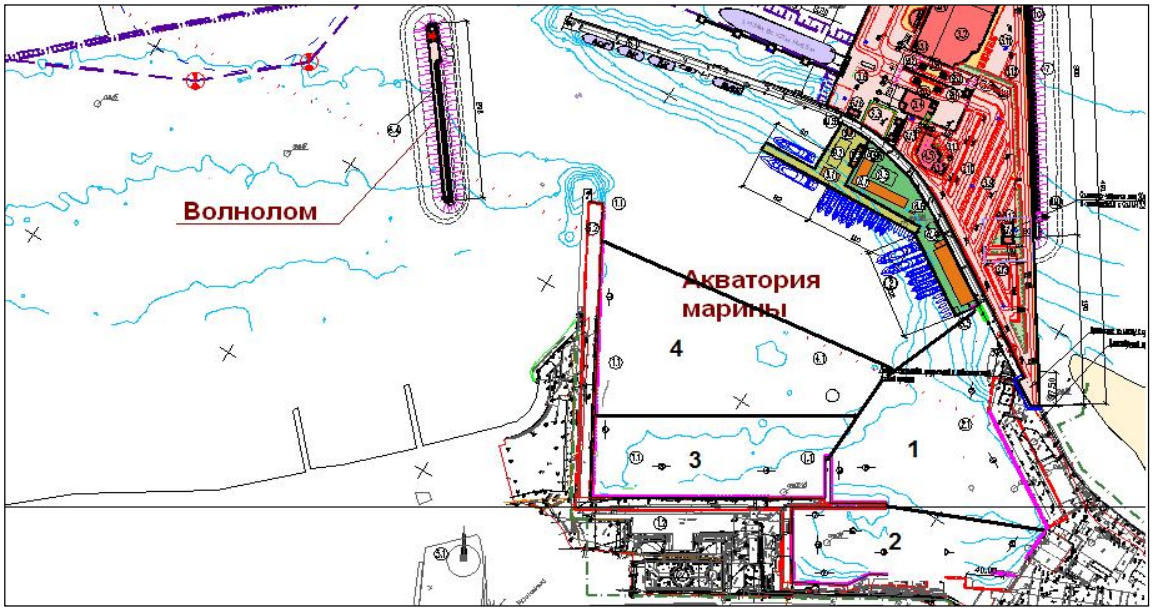


Рисунок 3. Принятая компоновка гидротехнических сооружений для реконструкции порта г. Сочи

Прогнозируемые изменения основных показателей качества морской воды без учета водообмена в акватории проектируемой марины на примере фосфатов (PO4) и растворенного кислорода (O2) для июля и февраля приведены на рис. 4 и рис. 5.

Фосфаты и растворенный кислород являются наиболее характерными показателями для оценки процесса эвтрофикации водоема.

Анализ результатов показывает, что в летний период концентрация фосфатов превышает ПДК уже на третий день при одновременном резком уменьшении растворенного кислорода. Это свидетельствует о начале процесса эвтрофикации водоема и его активном «цветении». Зимой наблюдается незначительное уменьшение кислорода из-за низкой температуры воды. Однако зимой происходит аккумуляция остальных загрязняющих веществ (нитратов, нитритов и аммония) вследствие снижения скорости трансформации веществ.

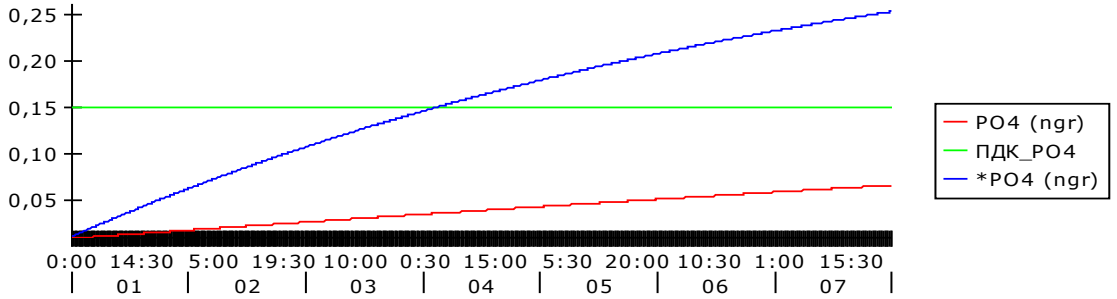


Рисунок 4. Изменение концентрации растворенного кислорода в акватории проектируемой марины для июля (синяя линия) и февраля (красная линия)

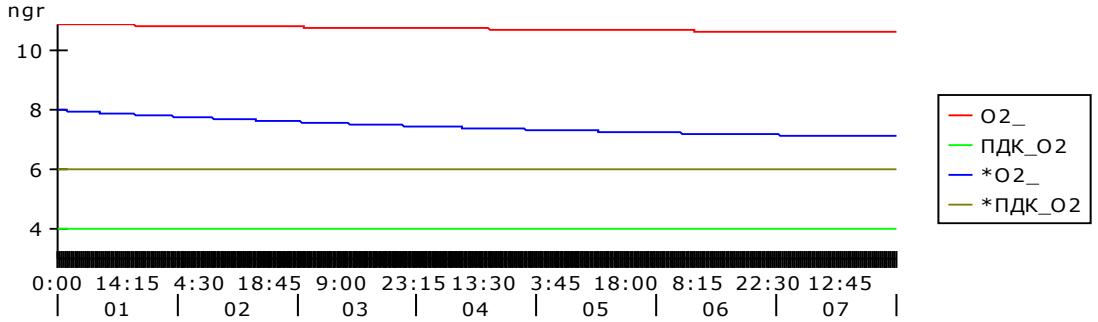


Рисунок 5. Изменение концентрации фосфатов в акватории проектируемой марины для июля (синяя линия) и февраля (красная линия)

Так как акватория проектируемой марины имеет сложную геометрическую форму, то при моделировании изменения показателей качества морской воды в случае сброса неочищенных сточных вод в акваторию учитывался не только внешний водообмен (с открытым морем), но и внутренний (внутри акватории между различными участками).

Для этого акваторию марины разбили на 4 участка (рис. 3). Наиболее неблагоприятная обстановка складывается на участках 1, 2 и 3. На участке 1 находятся глубоководный водовыпуск и техническая зона, на участках 2 и 3 – низкие скорости поверхностного и придонного течений.

Анализ результатов показывает, что летом значения фосфатов даже к концу 8-го дня не достигают фоновых значений. Присутствие соединений фосфора в избыточном количестве приводит к резкому, неконтролируемому росту биомассы в водоеме. Остальные параметры как для июля, так и для февраля достигают фоновых концентраций только на 8-й день, что является показателем слабого водообмена.

В качестве выводов по выполненной работе можно отметить следующее.

1. С помощью трехмерной гидродинамической модели рассчитаны трехмерные поля течений в районе порта г. Сочи до и после реконструкции для трех сценариев гидрометеорологических ситуаций.
2. Показано, что течения в гавани порта г. Сочи до и после реконструкции имеют сложную трехмерную структуру. Тогда как поверхностные течения в основном направлены по ветру, течения на глубинах направлены в противоположную сторону. При этом возникают круговороты и застойные зоны в угловых областях гаваней.
3. С помощью модели распространения нефти и нефтепродуктов OILTOX и по результатам расчета течений для трех сценариев гидрометеорологических ситуаций в районе порта г. Сочи рассчитано распространение пятна дизельного топлива в порту (до и после реконструкции), образовавшегося в результате гипотетической аварийной ситуации на выходе из проектируемой марины.
4. Расчеты показали, что пятно дизельного топлива переносится ветром и при слабом ветре растекается под действием сил плавучести и поверхностного натяжения. Ввиду небольшого размера марины пятно достигает мола через 40 мин при слабом ветре (5 м/с) и уже через 10 мин при сильном ветре (15 м/с). Поэтому наряду со средствами сбора нефтепродуктов с поверхности воды необходимо предусмотреть средства очистки молов и причалов.
5. Ввиду небольших временных масштабов процессов испарение не играет существенной роли в бюджете разлива. Оно не превосходит 6–7%, тогда как почти все остальное топливо налипает на берег в течение 30 минут – 1,5 часов.
6. Необходим контроль качества воды в акватории марины для своевременного обнаружения опасных тенденций в рамках производственно-экологического мониторинга. Рекомендуется производить отбор проб воды не реже 1 раза в месяц (для того, чтобы учесть сезонные изменения), а также особое внимание уделить содержанию биогенных элементов.

В моделировании изменения качества морских вод для марины в акватории порта г. Сочи принимали участие: Л.В. Прохода-Шумских (Сочинский государственный университет), с.н.с., к.ф-м.н. И.А. Бровченко и с.н.с., к.ф-м.н. Е.В. Терлецкая (Украинский центр экологических и водных проектов АТН).

Литература

1. Botes W.A.M., McConkey G., Ferguson L., Taljaard S., Van Driel D., Du Toir S.F. Integration of Water Quality Management Tools // Proceedings of the 5th Int. Conference on Coastal and Port Engineering in Developing Countries, COPEDEC V. Cape Town, South Africa, 19-23 April 1999. Vol. 3. Pp. 2076-2087.
2. Kantardgi I., Mairanovsky F. and Sapova N. Water Exchange and Water Quality in Coastal Zone in the Presence of Structures // Coastal Engineering. 1995. Vol. 26. Pp. 207-223.
3. Кантаржи И.Г., Майрановский Ф.Г. Развитие береговой зоны моря и проблемы качества воды // Водные ресурсы. 1998. №25(5). С. 631-638.
4. Balas L., Özhan E. Three Dimensional Modelling of Transport Processes in Stratified Coastal Waters // Proceedings of the 3rd International Conference on Hydroinformatics, International Association of Hydraulic Research. Copenhagen. 1998. Vol. 1. Pp. 97-104.
5. Kantardgi I. Water Exchange and Water Quality in the Coastal Zone in the Presence of Structures. Hydraulic Approach // 4th International Conference on Coastal and Port Engineering in Developing Countries, COPEDEC IV. Rio de Janeiro, Brazil, 25-29 September 1995. Vol. 3. Pp. 2105-2119.
6. Balas L., Özhan E. A Comprehensive Mathematical Model for Coastal Water Pollution Studies // Proceedings of the International Conference on Water Problems in the Mediterranean Countries, Yakın Doğu Üniversitesi. 1997. Vol. 2. Pp. 1149-1156.
7. Balas L., Ozhan E. Flushing of Oludeniz Lagoon // Proceedings of the MEDCOAST'99 – EMECS'99 Joint Conference: Land Ocean Interactions – Managing Coastal Ecosystems. 9-13 November 1999, Antalya, Turkey. Vol. 3. Pp.1873-1884.
8. Balas L., Özhan E. Flushing of Ölüdeniz Lagoon. // Proceedings of the Joint Conference MEDCOAST'99-EMECS'99. Antalya. 1999. Vol. 3. Pp.1873-1884.
9. Balas L., Özhan E. A Three Dimensional Baroclinic Numerical Model Applied to Göksu Lagoon System // Proceedings of the 3rd International Conference on Coastal and Port Engineering in Developing Countries, COPEDEC'99. Cape Town. 1999. Vol. 1. Pp.180-191.
10. Balas L., Özhan E., Öztürk C. Three Dimensional Modelling of Hydrodynamic and Transport Processes in Ölüdeniz Lagoon // Proceedings of the 3rd Int. Conference on the Mediterranean Coastal Environment, MEDCOAST'97, Qawra. 1997. Vol. 2. Pp.1097-1109.
11. Balas L., Özhan E. Applications of a 3-D Numerical Model to Circulation in Coastal Waters // Coastal Engineering. 2001. Vol. 43. No.2. Pp.99-120.
12. Kantradgi I. Eco-Indicator Method in Environmental Management of Coastal Waters // Proceedings of the 5th International Conference on the Mediterranean Coastal Environment, MEDCOAST'01. 23-27 October 2001, Hammamet, Tunisia. 2001. Pp. 359-369.
13. Protecting water quality in marinas. PIANC report no.98 / PIANC. 2008. 22 p.
14. Guidance on marine sanitation pumpouts. Report of working group no.7 / PIANC. 1997. 23 p.
15. Бровченко И.А., Мадерич В.С., Терлецкая Е.В. Численное моделирование трехмерной структуры течений в районе глубоководных каньонов восточного побережья Черного моря // International Journal for Computational Civil and Structural Engineering. 2011. №7(2). С. 47-53.
16. Бровченко И.А. Применение методов частиц в задачах с нестуктурированніми сетками // Мат. машины и системы. 2010. №3. С. 111-115.
17. Бровченко И.А., Мадерич В.С. Численный лагранжевый метод моделирования распространения поверхностных пятен нефти // Прикладная гидромеханика. 2002. №4(76). С. 23-31.
18. Бровченко И.А. Модель образования спектра нефтяных капель в приповерхностном слое океана // Прикладная гидромеханика. 2004. №2(78). С. 20-26.
19. Прохода-Шумских Л.В., Кантаржи И.Г., Дрейзис Ю.И. Применение системно-динамической модели для прогнозирования качества воды в прибрежной зоне моря // Вестник МГСУ. 2010. Спецвыпуск №1. С. 66-73.

**Игорь Григорьевич Кантаржи, Москва, Россия*

Тел. моб.: +7(903)533-78-30; эл. почта: kantardgi@yandex.ru

*** Владимир Степанович Мадерич, Киев, Украина*

Тел. раб.: +380 44 526 6187; эл. почта: vladmad@gmail.com

© Кантаржи И.Г., Мадерич В.С., 2013

Применение цеолитов клиноптилолитового типа для очистки природных вод

Д.т.н., профессор Н.И. Ватин;
К.т.н., старший научный сотрудник В.Н. Чечевичкин;
инженер А.В. Чечевичкин;
инженер Е.С. Шилова*,
ФГБОУ ВПО Санкт-Петербургский государственный политехнический университет

Ключевые слова: природные цеолиты; клиноптилолит; очистка природных вод

Природные воды содержат различные загрязнители как естественного, так и искусственного происхождения. Очистка этих вод осуществляется разными методами, как правило, комплексно, что значительно повышает затраты. Высокая цена очищенной природной воды приводит к необходимости поиска дешевых и эффективных материалов для водоочистки. В последнее время для решения практических задач водоочистки стали применяться природные цеолиты, в основном, клиноптилолитовой структуры [1–3]. На территории России месторождения клиноптилолита представлены весьма широко, однако свойства их пород еще недостаточно изучены. Являясь природным алюмосиликатом каркасного строения [4, 5], клиноптилолит обладает рядом уникальных свойств (способность к катионному обмену, ситовые свойства, высокая химическая и термическая стабильность), которые используются в процессах водоочистки.

Современное состояние проблемы

Наиболее распространенным методом очистки природных вод является их коагуляционная обработка [6] с использованием, как правило, алюминийсодержащих коагулянтов [7, 8]. Несмотря на широкое распространение метода, продолжается его дальнейшее усовершенствование [9, 10].

Очистка вод от ионов тяжелых металлов [11] наиболее эффективна и рентабельна при использовании сорбционных методов и материалов [12–23], таких как природные цеолиты различных типов, в частности, клиноптилолит.

Для удаления иона аммония также наиболее эффективным является сорбционный метод [24–31] с использованием природных цеолитов, в том числе, и модифицированных [32–34].

Известно применение природных цеолитов и клиноптилолита для обесфторивания воды [35] и удаления радионуклидов [36] .

Часто адсорбционная очистка с применением природных цеолитов используется в комплексе с электромембранными технологиями [37], а также другими физико-химическими методами [38].

Таким образом, сведения, полученные из опубликованных источников, носят отрывочный характер и не содержат достаточной информации о возможностях и преимуществах использования клиноптилолита для очистки вод от ионов тяжелых металлов, что и обусловило необходимость настоящих исследований.

Методика исследований

В работе изучались сорбционные свойства клиноптилолитовых пород различных месторождений России с содержанием клиноптилолита не менее 60–70% вес. Оценивалась статическая обменная емкость (СОЕ, мг/г, мг-ион/г) в стандартных условиях (концентрация ионов 7,0±0,1 мг-ион/л, соотношение твердой и жидкой фаз 1:10, размер частиц КП 0,8÷1,2 мм, время статической сорбции 24 часа). Определение концентраций различных ионов из водных растворов проводили аттестованными методами в аккредитованных лабораториях.

Результаты исследований

В таблице 1 представлены значения СОЕ (мг/г, мг-ион/г) для ионов тяжелых металлов при использовании цеолитов Бадинского (Восточная Сибирь) и Мысовского (Западная Сибирь) месторождений.

Таблица 1. Значения СОЕ (мг/г, мг-ион/г) для катионов тяжелых металлов

Катион		Co^{2+}	Ni^{2+}	Cu^{2+}	Zn^{2+}	Sr^{2+}	Cd^{2+}	Ba^{2+}	Hg^{2+}	Pb^{2+}
Бадинский цеолит	мг/г	1,60	1,55	1,83	2,28	2,60	4,48	1,58	2,01	2,50
	мг-ион/г	0,027	0,026	0,029	0,035	0,030	0,040	0,011	0,010	0,012
Мысовской цеолит	мг/г	1,52	1,53	3,97	1,85	2,20	5,32	1,40	1,99	2,20
	мг-ион/г	0,026	0,025	0,065	0,028	0,025	0,048	0,010	0,010	0,010

Из таблицы видно, что изучавшиеся образцы клиноптилолита имеют значительную и близкую сорбционную способность не только по ионам особо токсичных (Hg^{2+}, Cd^{2+}, Pb^{2+}), но и других тяжелых металлов (Cu^{2+}, Co^{2+}, Ni^{2+}, Zn^{2+}, Ba^{2+} , Sr^{2+}), нахождение которых в природных водах в настоящее время весьма вероятно. Вместе с тем, образец Бадинского клиноптилолита более селективен к иону Zn^{2+}, а Мысовского клиноптилолита – к иону Cu^{2+} , хотя оба имеют также повышенную избирательность к иону Cd^{2+}.

Особую роль играет значительная сорбционная емкость изучавшихся образцов клиноптилолита по иону свинца Pb^{2+}, что дает возможность использования их для очистки ливневых вод и детоксикации почв на прилегающих территориях крупных автодорог. Динамическая сорбционная емкость по иону свинца до проскока 0,01мг/л (при исходной концентрации иона свинца 1,0 мг/л) составила для клиноптилолита Бадинского месторождения 0,69 мг/г, а для клиноптилолита Мысовского месторождения – 0,51 мг/г.

Весьма характерной является и зависимость значений СОЕ (мг-ион/г) от величины заряда иона. В таблице 2 представлено сравнение этих значений для пар: однозарядный/двухзарядный, двухзарядный/трехзарядный и двухзарядный/двухзарядный при практически одинаковой атомной массе этих ионов.

Таблица 2. Сравнение значений СОЕ (мг-ион/г) для ионов тяжелых металлов с различным зарядом

Катион		Ag^{+}	Cd^{2+}	%	Ba^{2+}	La^{3+}	%	Hg^{2+}	Pb^{2+}	%
Бадинский КП	мг-ион/г	0,035	0,044	26	0,011	0,018	64	0,010	0,011	10
Мысовской КП	мг-ион/г	0,034	0,048	41	0,010	0,017	70	0,010	0,011	10
Атомная масса	Дальтон	108	112	4	137	139	1,5	201	207	3

Видно, что величина СОЕ значительно возрастает при увеличении заряда иона и практически одинакова при равных зарядах ионов для обоих образцов клиноптилолитов.

Особо следует рассмотреть вопрос об удалении с помощью клиноптилолита ионов железа и марганца, широко распространенных в подземных водах на территории России [6, 39, 40]. Как было показано [41], удаление различных форм железа из природных вод при помощи природных цеолитов весьма эффективно как на чистых клиноптилолитовых породах, так и в сочетании клиноптилолита с другими минералами [42, 43]. Однако в отношении иона марганца сведений по сорбционно-ионообменному удалению его из природных вод практически нет, и, в основном, используется его окисление кислородом воздуха на материалах, модифицированных MnO_2, в том числе, и на природных цеолитах [2, 44–46].

На рис. 1 представлены изотермы сорбции иона Mn^{2+} на клиноптилолитах различных месторождений в сравнении с другими сорбционными материалами для концентраций иона 0÷4 мг/л, реально встречающихся в природных водах.

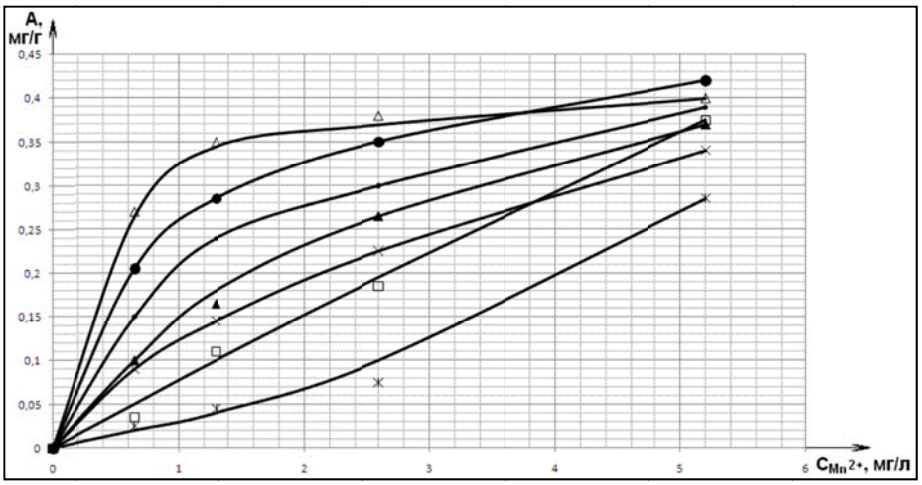


Рисунок 1. Изотермы сорбции иона Mn^{2+} из водных растворов различными материалами. Цеолиты: –△– – NaX, –▲– – Шивыртуйский, –●– – Бадинский, –✳– – Сокирницкий, –●– – Сокирницкий Na^+ форма, –✳– – активированный уголь АБГ, –□– – Катионит КУ-2-8

Видно, что сорбционная способность клиноптилолита (особенно в Na^+ форме) значительно выше, чем у синтетических ионообменников и активированных углей. Динамическая сорбционная емкость клиноптилолита Сокирницкого месторождения до проскока 0,01 мг/л составила не менее 0,022 мг/г, а до проскока 0,1 мг/л – не менее 0,034 мг/г.

В таблице 3 представлены значения СОЕ образцов клиноптилолита в отношении различных галагенид-ионов. Из таблицы видно, что анионообменные свойства клиноптилолита выражены довольно слабо.

Таблица 3. Значения СОЕ (мг/г, мг-ион/г) для галогенид-ионов

Анион		F^-	Cl^-	Br^-	I^-
Бадинский цеолит	мг/г	3,20	0,45	0,40	0,20
	мг-ион/г	0,168	0,013	0,004	0,002
Мысовской цеолит	мг/г	1,51	0,43	0,30	0,15
	мг-ион/г	0,079	0,012	0,004	0,001

Исключение составляет ион F^-, который поглощается более значительно, вероятно, вследствие химического связывания его в малодиссоциируемые соединения на катионах Ca^{2+}, присутствующих в обменном комплексе клиноптилолита. Это обстоятельство, подтверждающее выводы работы [47], позволяет применять клиноптилолит (особенно в модифицированной Ca^{2+} форме) для очистки природных скважинных вод от фтора вместо громоздких и дорогих методов химреагентной очистки [39].

Известно, что клиноптилолиты являются селективными сорбентами иона аммония [2–4], который может встречаться в природных водах как подземных источников, так и открытых водоемов в значительных количествах. Высокие требования к его содержанию в питьевой и особенно в питьевой бутилированной воде могут быть выполнены только с применением клиноптилолита. Следует отметить, что динамические кривые сорбции иона аммония на природных цеолитах [4] имеют достаточно пологий вид (рис. 2), что требует для получения высокой эффективности очистки и приемлемого ресурса (для зернения 1–5 мм) применения высоты сорбционной загрузки не менее 2,0÷2,5 м.

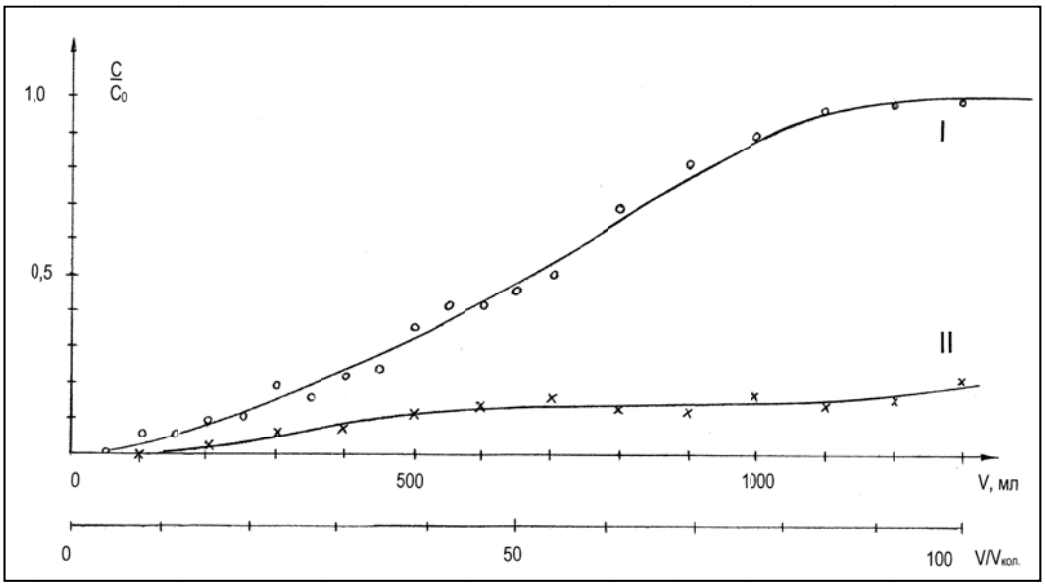


Рисунок 2. Динамические кривые адсорбции иона NH_4^+ Бадинским цеолитом в природной (I) и Na^+ форме (II).

Как видно из рис. 2, применение Na^+ формы природного цеолита значительно увеличивает ресурс работы сорбционной колонны по сравнению с применением его природной формы.

Весьма перспективным для удаления иона аммония является применение мелкодисперсного природного цеолита в аппарате с перемешиванием [4]. В этом случае доза порошка природного цеолита будет составлять 1,0–1,6 г/л для природных вод и 1,6–2,0 г/л для сточных вод, что позволит достичь эффективности процесса не менее 85%. Существенным преимуществом такой технологии является ее безотходность, так как отработанный и насыщенный ионом NH_4^+ природный цеолит может быть использован в качестве питательной добавки (мелиоранта) в почву – как источник азота для питания растений.

Клиноптилолиты могут найти эффективное применение и в очистке природных вод от ионов-природных радионуклидов (α-активного иона Ra^{226} и β-активного иона K^{40}). Так, на территории Ленинградской области эти ионы встречаются в водах глубоких скважин (более 150 м) и образуются на Карельском перешейке из гранитных пород, а на южном берегу Финского залива – из диктеонемовых сланцев Балтийского глинта. В таблице 4 представлены результаты очистки природных вод некоторых скважин на клиноптилолите Бадинского месторождения по показателям суммарной α и β-активности.

Таблица 4. Очистка скважинных глубинных вод от естественных природных радионуклидов с помощью сорбции на клиноптилолите Бадинского месторождения

№ п/п	Показатели скважины	∑α (Ra^{226}), Бк/дм^3			∑β (K^{40}), Бк/дм^3		
		Исходная вода	Вода после очистки цеолитом		Исходная вода	Вода после очистки цеолитом	
			Природная форма	Na^+ форма		Природная форма	Na^+ форма
1	Скважина 1 (пос. Белоостров), 165 м	1,20	<0,1	<0,1	0,58	0,50	0,28
2	Скважина 2 (г. Сосновый бор), 190 м	2,99	<0,1	<0,1	1,43	1,40	0,55
3	Скважина 3 (г. Зеленогорск), 185 м	1,85	<0,1	<0,1	1,24	1,20	0,41
4	Норма	0,1			1,0		

Видно, что эффективность очистки по радию-226 при исходной его концентрации в воде до очистки 3,0 Бк/л (т.е. 30 ПДК) составляет не менее 96% независимо от формы клиноптилолита. При очистке вод от иона калия-40 эффективность очистки сильно зависит от формы клиноптилолита, причем природная его форма почти не поглощает этот ион, в то время как Na^+ форма снижает его концентрацию в 2-3 раза.

На рис. 3 представлены зависимости значений СОЕ мг-ион/г от атомной массы двухвалентных ионов щелочно-земельных металлов.

Обе зависимости, полученные для различных образцов клиноптилолита, практически сходятся в области высоких значений атомных масс. Это позволяет с высокой точностью определить методом экстраполяции предельное значение СОЕ для радия-226, равное 0,004 мг-ион/г (или 0,9 мг/г), которое экспериментально определить для высоких концентраций этого изотопа весьма сложно ввиду большой активности таких растворов.

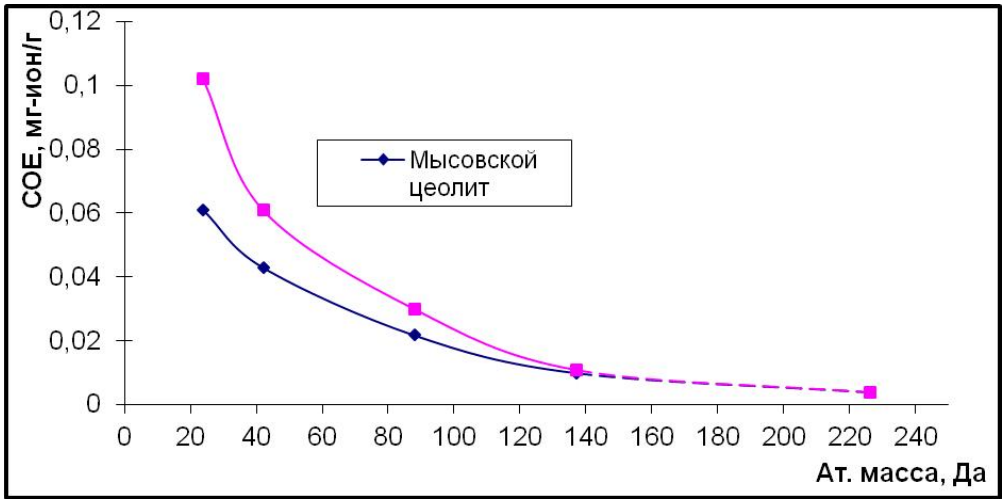


Рисунок 3. Зависимость значений СОЕ (мг-ион/г) для ионов щелочно-земельных металлов от атомной массы.
Цеолиты: Бадинский, Мысовской

При очистке природных вод методом коагуляции возникает проблема удаления из них остаточного алюминия. В таблице 5 представлены результаты по очистке воды из реки Вуокса Ленинградской области на установке непрерывной реагентной очистки, полученные в разное время одного сезона (май-июнь).

Таблица 5. Доочистка поверхностных вод после коагулянтной обработки сульфатом алюминия с помощью сорбции на клиноптилолите в Na^+ форме

№п/п	Показатель	Проба 1			Проба 2			ПДК
		Исходная вода	После коагуляции и фильтрации	После сорбции на цеолите	Исходная вода	После коагуляции и фильтрации	После сорбции на цеолите	
1	Цветность, град	82	18	10	90	16	12	20
2	Запах, балл	4	2	1	4	2	0	2
3	Перманганатная окисляемость, мг O_2/дм^3	10,9	4,8	4,0	11,2	4,8	3,5	5,0
4	Аммоний, мг/дм^3	0,3	0,3	<0,05	0,8	0,8	<0,05	2,0
5	Алюминий, мг/дм^3	0,07	0,34	0,10	0,07	0,52	0,12	0,2
6	Цинк, мг/дм^3	<0,2	0,96	<0,2	<0,2	1,35	0,3	1,0

После обработки воды техническим сульфатом алюминия и двухстадийной механической фильтрации в ней значительно возрастает содержание алюминия и цинка. Сорбционный фильтр с клиноптилолитом в Na^+ форме позволяет, как видно из таблицы, не только производить доочистку по алюминию и цинку, но также уменьшить показатели запаха, цветности и снизить содержание иона аммония.

Немаловажным обстоятельством является хорошая совместимость природных цеолитов, как естественных алюмосиликатов, с цементными вяжущими. Это позволяет концентрировать опасные (токсичные и радиоактивные) загрязнители, удаляемые из природных вод в небольших объемах, и фиксировать их в виде компактных бетонных блоков, предназначенных для дальнейшей утилизации или захоронения на спецполигонах.

Заключение

С целью выявления дополнительных возможностей применения клиноптилолита для очистки природных вод в данной работе различными физико-химическими методами были изучены адсорбционные свойства цеолитовых пород по широкому кругу ионов тяжелых металлов и других ионов. По результатам проведенных исследований сделаны следующие выводы.

1. Образцы клиноптилолита имеют значительную сорбционную способность по ионам тяжелых металлов и иону аммония.
2. Сорбционная емкость клиноптилолита по иону марганца в области концентраций 0-4 мг/л значительно выше, чем у активированных углей и ионообменных смол, а сорбционная способность клиноптилолита в Na форме по тому же иону – выше, чем у исходного образца необработанного клиноптилолита.
3. Анионобменные свойства клиноптилолита выражены слабо. Исключение составляет ион фтора.
4. Предложено использовать отработанный и насыщенный ионом NH_4^+ природный цеолит в качестве питательной добавки (мелиоранта) в почву как источник азота для питания растений.
5. При исходной концентрации 30 Бк/л для радия-226 эффективность очистки клиноптилолитом составляет 96% независимо от формы природных цеолитов. Na форма клиноптилолита снижает концентрацию калия-40 в 2–3 раза. Природная форма почти не поглощает этот ион.
6. Показано, что используя клиноптилолит в Na форме, можно не только производить доочистку вод после их коагуляционной обработки по цинку и алюминию, но еще и уменьшать содержание иона аммония, цветность и запах.

Литература

1. Цицишвили Г.В., Анроникашвили Т.Г., Киров Г.Н., Филизова Л.Д. Природные цеолиты. М.: Химия, 1985. 224 с.
2. Тарасевич Ю.И. Природные цеолиты в процессах очистки воды // Химия и технология воды. 1988. Т.10. №3. С. 210-218.
3. Челищев Н.Ф, Беренштейн Б.Г., Володин В.Ф. Цеолиты — новый тип минерального сырья. М.: Недра, 1987. 176 с.
4. Ватин Н.И., Чечевичкин А.В., Чечевичкин В.Н. Сорбционная очистка промышленных высококонцентрированных вод природными цеолитами от иона аммония. СПб: Изд-во СПб ОДЗПП, 2007. 34 с.
5. Брек Д. Цеолитовые молекулярные сита. М.: Мир, 1976. 781 с.
6. Клячко В.А., Апельцин Н.Э. Очистка природных вод. М.: Стройиздат, 1971. 579 с.
7. Гетманцев С.В., Сычев А.В., Гандурина Л.В. Алгоритм выбора эффективного реагента для очистки природных вод // Водоснабжение и санитарная техника. 2009. №9. С. 17-20.
8. Гетманцев С.В., Гандурина Л.В., Сычев А.В. Сравнение эффективности алюмосодержащих коагулянтов при очистке мутных речных вод // Водоснабжение и санитарная техника. 2012. №4. С. 44-46.

9. Дзюбо В.В., Алферова Л.И. Фильтрование природных вод в режиме неравномерных скоростей // Вестник Томского государственного архитектурно-строительного университета. 2007. №2. С. 180-190.

10. Говорова Ж.М. Обоснование и разработка технологий очистки природных вод, содержащих антропогенные примеси: автореф. дисс. … д-ра техн. наук. М.: 2004. 56 с.

11. Пимнева Л.А. Очистка природных и сточных вод от цветных металлов // Успехи современного естествознания. 2011. №5. С. 99-100.

12. Кирсанов М.П. Разработка и применение адсорбционных процессов в технологиях очистки сточных и природных вод от кислород-, азот- и хлорсодержащих органических соединений: автореф. дисс. … д-ра техн. наук. Институт водных и экологических проблем Сибирского отделения Российской академии наук. Барнаул, 2007. 32 с.

13. Алыков Н.М., Павлова А.В., Нгуэн К.Х., Абуова Г.Б., Утюбаева Н.В. Новый сорбент для очистки воды от ионов токсичных металлов // Естественные науки. Журнал фундаментальных и прикладных исследований. 2009. №4(29). С. 150-158.

14. Джигола Л.А., Симакова Ю.М., Рублева А.В., Никитина О.В., Уразалиева А.К. Изучение сорбции на опоках и диффузии в глинах ионов тяжелых металлов // Естественные науки. Журнал фундаментальных и прикладных исследований. 2009. №4(29). С. 175-180.

15. Campos V. The sorption of toxic elements onto natural zeolite, synthetic goethite and modified powdered block carbon // Environmental Earth Sciences. 2009. No.59(4). Pp. 737-744.

16. Рогалева Е.В., Воронцова Н.В., Пилипенко А.И., Ганяев В.П. Очистка природных вод от ионов тяжелых металлов методом сорбции и озонирования // Известия высших учебных заведений. Нефть и газ. 2008. №2. С. 102-104.

17. Kosobucki P., Kruk M., Buszewski B. Immobilization of selected heavy metals in sewage sludge by natural zeolites // Bioresour. Technol. 2008. Vol. 99. No.13. Pp. 5972-5976.

18. Чечевичкин А.В., Ватин Н.И. Использование природных цеолитов для очистки вод от ионов тяжелых металлов. Материалы Всероссийской межвузовской научной конференции студентов и аспирантов «XXXVII неделя науки СПБГПУ» 24–29 ноября 2008 г. СПб.: Изд-во Политехн. унта, 2008. С. 196–197.

19. Ватин Н.И., Чечевичкин В.Н., Чечевичкин А.В. Особенности очистки воды из р.Вуокса в летний период // Инженерно-строительный журнал. 2010. №2(12). С. 23-26.

20. Lihareva N., Dimova L., Petrov O., Tzvetanova Y. Investigation of Zn sorption by natural clinoptilolite and mordenite // Bulgarian Chemical Communications. 2009. No.41(3). Pp. 266-271.

21. Nyembe D.W., Mamba B.B., Mulaba-Bafubiandi A.F. Adsorption mechanisms of Co^{2+} and Cu^{2+} from aqueous solutions using natural clinoptilolite: Equilibrium and kinetic studies // Journal of Applied Sciences. 2010. No.10(8). Pp. 599-610.

22. Nyembe D.W., Mamba B.B., Mulaba-Bafubiandi A.F. The effect of Si and Fe impurities on the removal of Cu 2+ and Co 2+ from Co/Cu aqueous solutions using natural clinoptilolite as an ion-exchanger // Desalination and Water Treatment. 2010. No.21(1-3). Pp. 335-345.

23. Onthong U., Pungpo P., Thongnueakhaeng W. The applications of natural zeolites for cadmium removal from sample water: Models on laboratory scale // Advanced Materials Research. 2012. Vol.347-353. Pp. 1930-1933.

24. Чуднова Т.А., Маркина У.С., Тавруева И.Ю. Обесфторивание и умягчение воды на цеолитах // Прикладная экология: опыт, результаты, прогнозы. Сборник. Вып. 1. М.: ЦИТвП, 2007. С. 148-157.

25. Самбурский Г.А. Эколого-экономические аспекты выбора технологии удаления аммиака (аммонийного азота) из воды, предназначенной для локального питьевого водоснабжения // Вестник МИТХТ им. М.В.Ломоносова. 2010. Т. 5. №5. С.106-110.

26. Wen D., Ho Y.-S., Tang X. Comparative sorption kinetic studies of ammonium onto zeolite // Journal of Hazardous Materials. 2006. Vol.133. №1-3. Pp. 252-256.

27. Langwaldt J. Low-concentration ammonium removal by commercial natural zeolites // Proceedings of 24 International Mineral Processing Congress (IMPC), Beijing, 24-28 September 2008. Beijing: Sci. Press, 2008. Pp. 3888-3893.

28. Langwaldt J. Ammonium removal from water by eight natural zeolites: A comparative study // Separation Science and Technology. No.43(8). Pp. 2166-2182.

29. Никашина В.А., Серова И.Б., Кац Э.М. Очистка артезианской питьевой воды от иона аммония на природном клиноптилолитсодержащем туфе. Математическое моделирование и расчет процесса сорбции // Сорбционные и хроматографические процессы. 2008. Т. 8. №1. С.23-29.

30. Lei L., Li X., Zhang X.g. Ammonium removal from aqueous solutions using microwave-treated natural Chinese zeolite // Separation and Purification Technology. 2008. Vol. 58. No. 3. Pp. 359-366.

31. Vassileva P., Voikova D. Investigation on natural and pretreated Bulgarian clinoptilolite for ammonium ions from aqueous solutions // Journal of Hazardous Materials. 2009. Vol. 170. No.2-3. Pp. 948-953.

32. Siljeg M., Foglar L., Kukucka M. The ground water ammonium sorption onto Croatian and Serbian clinoptilolite // Journal of Hazardous Materials. 2010. Vol. 178. No.1-3. Pp. 572-577.

33. Кац Э.М. Сорбция аммония их поверхностной воды на клиноптилолите, модифицированном полиэтиленом // Сорбционные и хроматографические процессы. 2011. Т.11. №2. С. 194-201.

34. Ding S., Wang D., Huang M., Ni Q. Suzhou keji xueyuan xuebao. Ziran kexue ban // J. Univ. Sci. and Technol. Suzhou. Natur. Sci. Ed. 2010. Vol. 27. No.2. Pp. 33-36.

35. Jha V.K., Hayashi S. Modification on natural clinoptilolite zeolite for its NH_4^+ retention capacity // Journal of Hazardous Materials. 2009. Vol. 169. No. 1-3. Pp. 29-35.

36. Климова Е.В. Цеолиты как средство очистки воды от радионуклидов (очистка питьевой воды) // Экологическая безопасность в АПК. Реферативный журнал. 2011. №2. С. 302-302.

37. Лукашев Е.А. Теоретические и экспериментальные исследования процессов электромембранной и адсорбционной технологий в применении к опреснению и очистке природных вод: автореф. дисс. … д-ра техн. наук. М., 1996. 33 с.

38. Шилова Е.С., Чечевичкин А.В., Ватин Н.И. Современное состояние исследований в области применения природных цеолитов для сорбционно-фильтрационной очистки жидких и газовых сред // XXXVIII Неделя науки СПбГПУ. Материалы международной научно-практической конференции 30 ноября - 5 декабря 2009 г. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та. С. 250.

39. Золотарёва Е.Ф., Асс Г.Ю. Очистка вод от железа, марганца, фтора и сероводорода. М.: Стройиздат, 1975. 176 с.

40. Николадзе Г.И. Обезжелезивание природных и оборотных вод. М.: Стройиздат, 1978. 160 с.

41. Чечевичкин В.Н. Обезжелезивающая способность минеральных природных адсорбентов // Научно-технические ведомости СПбГТУ. 2000. №1(19). С. 93-96.

42. Рысьев О.А., Чечевичкин В.Н. Способ сорбционной очистки питьевой воды от железа. Патент России С 02 F 1/28 №2100282, опубл. 27.12.97, бюл. №36.

43. Рысьев О.А., Широкова З.В. Способ сорбционной очистки питьевой воды. Патент России С 02 F 1/28, №2041167, опубл. 09.08.95, бюл. №22.

44. Хаммер М. Технология обработки природных и сточных вод. М.: Стройиздат, 1979. 400 с.

45. Тарасевич Ю.Н., Поляков В.Е., Иванова З.Г., Крысенко Д.А. Получение и свойства клиноптилолита, модифицированного диоксидом марганца // Химия и технология воды. 2008. Т.30. №2. С 159-170.

46. Поляков В.Е., Остапенко В.Т., Полякова Н.Г. и др. Пат.2091158. Россия МКИ. С 02 F 1/28. опубл. 27.09.97, бюл. №27.

47. Леонов С.Б., Мартынова Т.М., Черняк А.С., Салов В.М. Очистка природных и сточных вод минеральными цеолитами. Иркутск: Изд-во Иркутского университета, 1994. 56 с.

** Екатерина Станиславовна Шилова, Санкт-Петербург, Россия*

Тел. моб.: 89217946093; эл. почта: ekaterinaxiii@mail.ru

© Ватин Н.И., Чечевичкин В.Н., Чечевичкин А.В., Шилова Е.С., 2013

Модель управления работами эксплуатирующей организации по содержанию инженерных систем комплекса недвижимости

Старший преподаватель Т.Н. Солдатенко*,
ФГБОУ ВПО Санкт-Петербургский государственный политехнический университет

Ключевые слова: физический износ объекта инженерной системы; бинарная переменная; индивидуальное прогнозирование; задача булева программирования

Комплекс недвижимости в данной статье рассматривается как земельный участок с находящимися на нем зданиями, сооружениями и соответствующей инженерной инфраструктурой. Важной составной частью инженерной инфраструктуры являются инженерные системы, обеспечивающие производство коммунальных услуг для пользователей комплекса недвижимости [1].

На уровень результативности производства коммунальных услуг в наибольшей степени влияют два основных фактора: техническое состояние инженерных систем и применяемые методы управления их содержанием [2, 3]. Инженерные системы в настоящее время характеризуются высоким уровнем износа, что является результатом управления ими в 70–90-е гг. прошлого века. Обобщенные данные по степени износа инженерных систем приведены на диаграмме, рис. 1 [2, 3, 4].

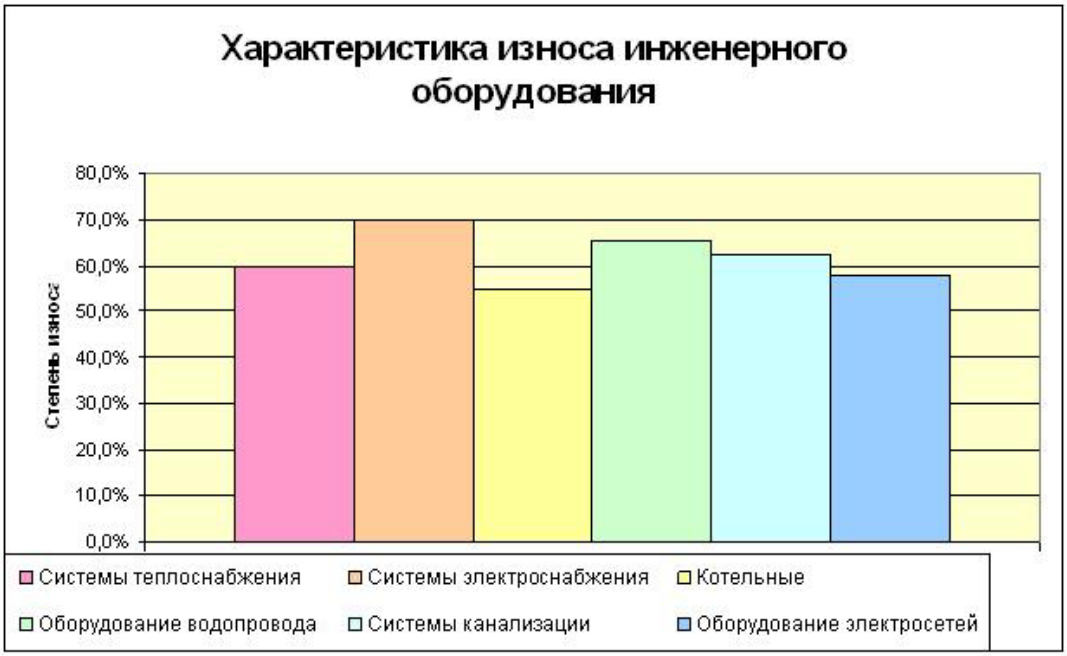


Рисунок 1. Характеристика технического состояния инженерных систем коммунального хозяйства

Под содержанием инженерных систем в статье понимается комплекс работ (мероприятий), направленных на поддержание объектов инженерных систем (ОИС) в состоянии готовности к применению в сроки, определенные нормативными документами [5, 6, 7]. В настоящее время применяются методы содержания, в большей мере характерные для полного бюджетного обеспечения деятельности коммунальных предприятий. Однако такой подход не соответствует современному состоянию нашей экономики. В последние годы усовершенствована нормативная база коммунальной отрасли, на основе которой возможен переход к прогрессивным методам содержания систем [8, 9, 10]. Особенностью этих методов является учет фактического состояния ОИС и ограниченных возможностей их содержания.

Развитию новых подходов к содержанию объектов инженерных систем уделяется в настоящее время достаточно большое внимание [11–19]. Задачи по их содержанию выполняют

эксплуатационные подразделения коммунальных предприятий. Эксплуатационное подразделение (ЭП) коммунального предприятия – его структурное, функционально обособленное подразделение, имеющее функциональную и структурную организацию и отвечающее за содержание соответствующего типа инженерных систем. Управление содержанием инженерных систем рассматривается как выбор наиболее результативного варианта производственной программы ЭП и его последующая реализация. Тенденции к децентрализации деятельности эксплуатирующих организаций коммунальной отрасли [3, 8] приводят к сокращению информационной базы принятий решений при организации содержания ОИС. Выходом из сложившейся ситуации является использование результатов индивидуального прогнозирования изменения работоспособности каждого из объектов инженерных систем [19–24]. Однако анализ известных работ в этой области показал, что такое решение для обоснования показателей производственных программ ЭП еще недостаточно исследовано.

В статье рассматривается новый подход к моделированию управления деятельностью эксплуатирующей организации по содержанию инженерных систем комплекса недвижимости. При описании этой деятельности предложено использовать результаты аналитического и вероятностного индивидуального прогнозирования изменения технического состояния каждого ОИС в составе показателя ресурсоемкости производственной программы ЭП, а допустимые значения по затратам времени и средств на осуществление содержания ввести в ограничения задачи поиска рационального варианта содержания. Новизна исследования при данной постановке задачи состоит в учете в составе целевой функции, имеющей экономический смысл, не только показателей финансовых потоков, но и показателей процесса изменения работоспособности объекта инженерной системы, которые влияют на указанные потоки.

Математическая модель производственной программы содержания инженерной системы

Формализованная постановка задачи моделирования производственной программы содержания инженерной системы имеет следующий вид.

Дано

Инженерная система, включающая N объектов. Техническое состояние каждого из объектов характеризуется параметром $\xi_i(t)$ ($i = 1(1)N$), значения которого можно прогнозировать по результатам его контроля в предшествующие моменты времени.

Значения S_k выделяемых финансовых средств и продолжительности времени G_k ($k = 1(1)K$) для K этапов содержания инженерной системы, разделенных интервалами t_k управления ($k = 1(1)K$);

Множество A_j ($j = 1(1)M$) видов управления работами по содержанию объектов инженерной системы.

Значения $\tau_{ij}^{(pc)}$ ($i = 1(1)N$, $j = 1(1)M$) длительности и $v_{ij}^{(pc)}$ стоимости плановых работ j-го вида для i-го объекта инженерной системы (ОИС); $\tau_i^{(AP)}$ и $v_i^{(AP)}$ продолжительности и стоимости аварийных работ при потере работоспособности i-го ОИС.

Множество $X = \{x_{ijk}\}$ вариантов программы содержания ОИС, где x_{ijk} – бинарный индикатор использования для i-го ОИС j-го вида работы на k-м этапе производственной программы эксплуатационного подразделения ($i = 1(1)N$, $j = 1(1)M$, $k = 1(1)K$).

Результативность производственной программы $\mathbf{x} \in X$ ЭП характеризуется показателем $W(\mathbf{x})$ экономического критерия (ресурсоемкость содержания).

Необходимо

Получить рациональный вариант $\mathbf{x}^*$ ($\mathbf{x}^* \in X$) программы работ по содержанию N взаимосвязанных ОИС, удовлетворяющий условию:

$$\mathbf{x}^*:\ \mathbf{x}^* = \{\ \arg\max_{\mathbf{x}\in X}\ W(\mathbf{x})\} \mid\ \{\underset{k\in K}{S_k^{(u)}}(\mathbf{x}^*) \le S_k;\ \underset{k\in K}{G_k^{(u)}}(\mathbf{x}^*) \le G_k\}\ , \tag{1}$$

где $G_k^{(u)}(\mathbf{x})$ и $S_k^{(u)}(\mathbf{x})$ – суммарные затраты финансовых средств и времени соответственно, на k-м этапе производственной программы $\mathbf{x}^*$ эксплуатационного подразделения.

Построим модель работоспособности ОИС на интервале управления. Пусть известны n ретроспективных значений параметра $y_i(t)$ i-го объекта ($i = 1(1)N$), полученные в предшествующий период. Значения $y_i(t_j)$ ($j = 1(1)n$) контролируемого параметра будем рассматривать как точки временного ряда. Тренд, характеризующий тенденцию физического износа параметра $y_i(t)$ ($i = 1(1)N$) во времени, будем описывать математической моделью линейного полинома $y_i^{(np)}(t)$ вида [23]:

$$y_i^{(np)}(t) = d_{i0} + d_{i1}\cdot t + \varepsilon_i\ ,\ i = 1(1)N\ , \tag{2}$$

где d_{i0}, d_{i1} – коэффициенты полинома; ε_i – случайная ошибка моделирования зависимости (2), имеющая нормальное распределение.

Введем допущение [23, 24], что случайная величина значения параметра $y_i(t_j)$ для j-й точки временного ряда (в сечении времени t_j) имеет нормальный закон распределения с математическим ожиданием $M[y_i(t_j)]$ и дисперсией $D\left[y_i(t_j)\right]$ ($i = 1(1)N$, $j = 1(1)n$). Установим, что математическое ожидание нормального закона распределения $M[y_i(t_j)]$ для каждого j-го сечения соответствует значению тренда прогнозной модели (2.1) износа ОИС по параметру $y_i(t)$ ($i = 1(1)N$). Поэтому можно записать:

$$M[y_i(t)] = y_i^{(np)}(t)\ . \tag{3}$$

Оценка неизвестных параметров d_{i0}, d_{i1} модели осуществляется с помощью метода наименьших квадратов [25].

Оценка величины дисперсии $D\left[y_i^{(np)}(t)\right]$ прогнозного значения $y_i^{(np)}(t)$ при сделанных допущениях вычисляется с помощью соотношения [26]:

$$D\left[y_i^{(np)}(n^{(np)})\right] = \left(\frac{n+1}{n} + \frac{3\cdot\left(n+2\cdot n^{(np)}-1\right)^2}{n\cdot(n^2-1)}\right)\cdot\frac{\sum_{j=1}^{n}\left(y_i(t_j)-y_i^{(np)}(t_j)\right)^2}{n-2}\ , \tag{4}$$

где $n^{(np)}$ – значение интервала прогноза.

Пусть для i-го ОИС эксплуатационной документацией установлены границы поля допуска (ГПД), которые определяют область работоспособности объекта по параметру $y_i(t)$ ($i = 1(1)N$). Введем в рассмотрение вероятность недостижения границы работоспособности $P_i(t)$ параметра $y_i(t)$ ($i = 1(1)N$) за интервал времени (0, t). Событием достижения границы работоспособности для ОИС по параметру $y_i(t)$ ($i = 1(1)N$) будем считать выход данного параметра за установленные для объекта границы поля допуска [9, 24]. Возможны три основных случая:

- область работоспособности ОИС двухсторонняя и имеются верхняя $y_i^{(в)}$ и нижняя $y_i^{(н)}$ границы поля допуска;
- область работоспособности ОИС односторонняя с нижней границей поля допуска;
- область работоспособности ОИС односторонняя с верхней границей поля допуска.

Рассмотрим расчетные соотношения для показателя $P_i(t)$ при разных способах задания ГПД [11, 25].

Случай 1. Для ОИС установлен двухсторонний допуск на параметр. Объект находится на интервале времени $[0,t]$ с вероятностью недостижения границы работоспособности $P_i(t)$, определяемой по формуле

$$P_i(t) = BEP\{y_i^{(н)} \le y_i(t) \le y_i^{(в)}\} = \int_{y_i^{(н)}}^{y_i^{(в)}} f(z,t)dz\,. \tag{5}$$

Случай 2. Для ОИС установлен односторонний допуск с нижней границей поля допуска. Тогда выражение для $P_i(t)$ определяется соотношением

$$P_i(t) = BEP\{y_i^{(н)} \le y_i(t)\} = 1 - \int_{-\infty}^{y_i^{(н)}} f(z,t)dz\,. \tag{6}$$

Случай 3. Для ОИС установлен односторонний допуск с верхней границей поля допуска. В этом случае выражение для вероятности недостижения границы работоспособности имеет вид

$$P_i(t) = BEP\{y_i(t) \le y_i^{(в)}\} = 1 - \int_{y_i^{(в)}}^{\infty} f_i(z,t)dz\,. \tag{7}$$

В формулах (5), (6) и (7) $f_i(z,t)$ имеет следующий вид [23, 25]:

$$f_i(z,t) = \frac{1}{\sqrt{2\cdot\pi\cdot D\left[y_i^{(пр)}(t)\right]}}\cdot\exp\left(-\frac{\left(z-y_i^{(пр)}(t)\right)^2}{2\cdot D\left[y_i^{(пр)}(t)\right]}\right)\,. \tag{8}$$

В соотношении (8) параметры нормального закона распределения определяются по формулам (3) и (4).

Установим, что для каждого из N объектов инженерной системы используется одинаковое число M видов A_j работ по их содержанию ($j = 1(1)M$). Эти виды работ отличаются друг от друга объемами управляющих воздействий (работ), которые должны оказываться на ОИС. Будем рассматривать виды управления, представленные в табл. 1.

Таблица 1. Виды управления содержанием объектов инженерной системы

№п/п	Вид управления работами	Содержательное описание вида управления работами
1	Вид 1	Продолжить выполнение текущих действий по содержанию объекта без изменения показателей его работоспособности. При этом значения коэффициентов тренда физического износа d_0 и d_1 остаются прежними.
2	Вид 2	Проводится частичный ремонт объекта. Изменение модели работоспособности ОИС состоит в следующем: снижается значение d_0, значение d_1 остается прежним.
3	Вид 3	Проводится замена отдельных элементов ОИС. Изменение модели работоспособности ОИС состоит в следующем: сохраняется прежнее значение d_0, значение d_1 снижается.
4	Вид 4	Проводится замена объекта на аналогичный новый объект. Изменение модели работоспособности ОИС состоит в следующем: снижаются значения d_0 и d_1.

Введем для i-го ОИС математическое описание варианта u_{ijk} управления работами по его содержанию ($i = 1(1)N$, $j = 1(1)M$, $k = 1(1)K$). Модель u_{ijk} варианта управления работами эксплуатационного подразделения по содержанию i-го объекта представляет собой вектор:

$$u_{ijk} = < p_{ij}(t_k), e_i, v_{ij}^{(pc)}, v_i^{(AP)}, \tau_{ij}^{(pc)}, \tau_i^{(AP)}, t_k >, \quad i = 1(1)N,\ j = 1(1)M,\ k = 1(1)K, \tag{9}$$

где e_i – удельная стоимость времени предоставления коммунальной услуги; $\tau_i^{(AP)}$ – среднее время выполнения аварийных работ; $\tau_{ij}^{(pc)}$ – средние затраты времени на выполнение плановой работы j-го вида, $v_{ij}^{(pc)}$ – средняя удельная стоимость выполнения плановой работы j-го вида; $v_i^{(AP)}$ – средняя удельная стоимость выполнения аварийных работ ($i = 1(1)N$, $j = 1(1)M$).

Для критерия ресурсоемкости (экономической эффективности) производственной программы ЭП наиболее полное его описание позволяет получить такой показатель, как среднее сальдо w_{ijk} на интервале содержания t_k [11, 27]. С учетом смыслового содержания этого показателя и ранее сделанных допущений выражение для w_{ijk} при варианте управления u_{ijk} имеет следующий вид [2, 24]:

$$w_{ijk} = e_i \cdot \int_0^{t_k} p_{ij}(z)dz - v_i^{(AP)} \cdot \tau_i^{(AP)} \cdot \frac{1 - p_{ij}(t_k)}{p_{ij}(t_k)} - v_{ij}^{(pc)} \cdot \tau_{ij}^{(pc)}, \quad i = 1(1)N,\ j = 1(1)M,\ k = 1(1)K. \tag{10}$$

Выражение в форме интеграла соотношения (10) определяет среднее значение времени нахождения ОИС в работоспособном состоянии на интервале управления [2, 17]. Второй член выражения (10) численно равен длительности неплановых затрат времени на устранение возможных отказов объекта, третий компонент количественно определяет затраты времени на плановые работы по содержанию объекта инженерной системы. В целом, первый компонент в правой части выражения (10) определяет величину финансового притока за интервал управления, обусловленного работоспособностью объекта и, соответственно, исполнением коммунальной услуги. Второй и третий компоненты выражения (10) количественно определяют финансовые оттоки за интервал управления, обусловленные затратами на плановые и неплановые мероприятия по содержанию объекта, соответственно. Таким образом, аналитическое соотношение для показателя результативности эксплуатационного подразделения по содержанию объекта инженерной системы учитывает текущий уровень работоспособности объекта, а также затраты ресурсов на проведение работ персоналом ЭП.

Инженерная система с функциональной точки зрения представляет собой совокупность N объектов, организованных для исполнения коммунальной функции. Будем рассматривать двухуровневую модель «инженерная система – объект». Аналитическое соотношение для расчета значения W_{jk} ($j = 1(1)M$, $k = 1(1)K$) среднего сальдо инженерной системы имеет следующий вид:

$$W_{jk} = \sum_{i=1}^{N} w_{ijk},\ j = 1(1)M,\ k = 1(1)K, \tag{11}$$

где значения j соответствуют виду выбранного управления для каждого объекта, t_k – выбранному интервалу управления i-м объектом инженерной системы ($i = 1(1)N$, $j = 1(1)M$, $k = 1(1)K$).

Рассмотрим теперь модель производственной программы ЭП по содержанию инженерной системы. Данная модель представляет собой математические соотношения, связывающие варианты управления u_{ijk}, описываемые выражением (9), и показатели W_{jk} из выражения (11). Определим сначала способ формирования исходных данных для задачи. Для значения

вероятности недостижения границы работоспособности при каждом из K рассматриваемых интервалов управления, совместно с затратами на изменение уровня износа объектов при каждом виде управления работами, для каждого из N объектов инженерной системы будем использовать матричную форму записи (табл. 2).

Таблица 2. Матрица показателей работоспособности объектов инженерной системы

Номер объекта	Номер вида работы	Значения вероятности недостижения границы работоспособности на интервале содержания			
		t_1	t_2	...	t_K
1	1	$p_{11}^{(pr)}(t_1)$	$p_{11}^{(pr)}(t_2)$	...	$p_{11}^{(pr)}(t_K)$
	2	$p_{12}^{(pr)}(t_1)$	$p_{12}^{(pr)}(t_2)$	...	$p_{12}^{(pr)}(t_K)$
	...	...	...	...	...
	M	$p_{1M}^{(pr)}(t_1)$	$p_{1M}^{(pr)}(t_2)$	...	$p_{1M}^{(pr)}(t_K)$
2	1	$p_{21}^{(pr)}(t_1)$	$p_{21}^{(pr)}(t_2)$	...	$p_{21}^{(pr)}(t_K)$
	2	$p_{22}^{(pr)}(t_1)$	$p_{22}^{(pr)}(t_2)$	...	$p_{22}^{(pr)}(t_K)$
		...	...	...	...
	M	$p_{2N}^{(pr)}(t_1)$	$p_{2N}^{(pr)}(t_2)$	...	$p_{2N}^{(pr)}(t_K)$
...	...	...	...	...	...
N	1	$p_{N1}^{(pr)}(t_1)$	$p_{N1}^{(pr)}(t_2)$	...	$p_{N1}^{(pr)}(t_K)$
	2	$p_{N2}^{(pr)}(t_1)$	$p_{N2}^{(pr)}(t_2)$	...	$p_{N2}^{(pr)}(t_K)$
	...	...	...	...	...
	M	$p_{NM}^{(pr)}(t_1)$	$p_{NM}^{(pr)}(t_2)$	...	$p_{NM}^{(pr)}(t_K)$

В матрице табл. 2 вероятности $p_{ij}^{(pr)}(t_k)$ для производственной программы соответствуют вероятности недостижения границы работоспособности для i-го объекта инженерной системы при использовании j-го варианта управления и на k-м интервале управления ($i = 1(1)N$, $j = 1(1)M$, $k = 1(1)K$). Для показателей параметров управления будем использовать векторную форму записи. Эти данные будем представлять в виде векторов в табл. 3.

Таблица 3. Вектор-столбцы параметров управления работами для объектов

Номер объекта	Удельная стоимость единицы времени работы объекта	Средняя длительность аварийного ремонта объекта	Средняя стоимость аварийного ремонта объекта	Средняя длительность планового обслуживания объекта	Средняя стоимость планового обслуживания объекта
1	e_1	$\tau_1^{(AP)}$	$v_1^{(AP)}$	$\tau_1^{(pc)}$	$v_1^{(pc)}$
2	e_2	$\tau_2^{(AP)}$	$v_2^{(AP)}$	$\tau_2^{(pc)}$	$v_2^{(AP)}$
...	...	...	...	...	...
N	e_N	$\tau_N^{(AP)}$	$v_N^{(AP)}$	$\tau_N^{(pc)}$	$v_N^{(AP)}$

Введем также два вектора-строки, характеризующие предельные значения финансовых ресурсов и длительностей, которые установлены для проведения работ по содержанию инженерной системы. Эти векторы представим в форме табл. 4.

Таблица 4. Значения ресурсов, выделенных для содержания инженерной системы

	Номер этапа содержания			
	1	2	...	K
Объем средств для этапа содержания	G_1	G_2	...	G_K
Длительность этапа	S_1	S_2	...	S_K

Сформируем теперь матрицу индикаторов вариантов управления X размерностью $[N \cdot M \times K]$. Каждый элемент матрицы X соответствует рассматриваемому управлению u_{ijk} ($i = 1(1)N$, $j = 1(1)M$, $k = 1(1)K$). Элементы матрицы X представляют собой бинарные переменные. Переменная $x_{ijk} = 1$, если для i-го объекта инженерной системы выбран j-й вариант управления и k-й интервал управления; элемент матрицы X $x_{ijk} = 0$ во всех остальных случаях. Матрица X состоит из N блоков, содержащих индикаторы выбора варианта управления для каждого из объектов инженерной системы. Размерность такого блока $[M \times K]$. Для каждого объекта инженерной системы установим требование, чтобы число единичных элементов x_{ijk} при фиксированном значении i ($i = 1(1)N$) было точно равно одному. Это требование означает, что для каждого объекта инженерной системы должен быть выбран только один какой-либо вариант u_{ijk} управления ($i = 1(1)N$, $j = 1(1)M$, $k = 1(1)K$). Для этого будем использовать соотношение

$$\sum_{j=1}^{M} \sum_{k=1}^{K} x_{ijk} = 1, \; i = 1(1)N. \tag{12}$$

Значение вероятности недостижения границы работоспособности $p_i^{(u)}$ для i-го объекта инженерной системы при варианте u_{ijk} производственной программы эксплуатационного подразделения формируется с помощью следующей формулы:

$$p_i^{(u)} = \sum_{j=1}^{M} \sum_{k=1}^{K} x_{ijk} \cdot p_{ij}^{(pr)}(t_k), \; i = 1(1)N. \tag{13}$$

Очевидно, что значение $p_i^{(u)}$ является единственным для i-го объекта инженерной системы при варианте u_{ijk} управления, поскольку в блоке матрицы X, содержащем индикаторы выбора варианта управления для i-го объекта инженерной системы, имеется только один единичный элемент x_{ijk} ($i = 1(1)N$, $j = 1(1)M$, $k = 1(1)K$). Величина $V_k^{(AP)}$ затрат финансовых средств на проведение аварийных ремонтов, приходящихся на k-й этап производственной программы при варианте u_{ijk} управления, определяется с помощью соотношения

$$V_k^{(AP)} = \sum_{i=1}^{N} \sum_{j=1}^{M} x_{ijk} \cdot v_i^{(AP)} \cdot \tau_i^{(AP)}, \; k = 1(1)K. \tag{14}$$

Объем затрат $V_i^{(pc)}$ на плановые мероприятия на k-м этапе производственной программы при варианте u_{ijk} управления рассчитывается по формуле

$$V_k^{(pc)} = \sum_{i=1}^{N} \sum_{j=1}^{M} x_{ijk} \cdot v_i^{(pc)} \cdot \tau_i^{(pc)}, \; k = 1(1)K. \tag{15}$$

Расчетное соотношение для формирования затрат времени на проведение аварийных ремонтов при осуществлении варианта u_{ijk} управления производственной программы эксплуатационного подразделения по каждому из K ее этапов имеет вид

$$\mathrm{T}_k^{(AP)} = \sum_{i=1}^{N} \sum_{j=1}^{M} x_{ijk} \cdot \tau_i^{(AP)}, \; k = 1(1)K. \tag{16}$$

Величина затрат времени на проведение плановых работ при осуществлении варианта u_{ijk} управления производственной программы эксплуатационного подразделения по каждому из K ее этапов определяется по формуле

$$\mathrm{T}_k^{(pc)} = \sum_{i=1}^{N} \sum_{j=1}^{M} x_{ijk} \cdot \tau_i^{(pc)}, \; k = 1(1)K . \tag{17}$$

Соотношения (12)–(17) полностью формируют исходные расчетные соотношения для формирования показателей производственной программы эксплуатационного подразделения по содержанию инженерной системы в соответствии с вариантом u_{ijk} управления ($i = 1(1)N$, $j = 1(1)M$, $k = 1(1)K$). При этом в состав этих соотношений входят неизвестные переменные x_{ijk}, которые определяют использование соответствующего варианта управления. С учетом сформированных соотношений выражение для показателя результативности управления работами эксплуатационного подразделения по содержанию i-го ОИС имеет следующий вид:

$$W_i^{(u)} = e_i \cdot \int_0^{t^{(u)}} p_i^{(u)}(z)dz - v_i^{(AP)} \cdot \tau_i^{(AP)} \cdot \frac{1 - p_i^{(u)}(t^{(u)})}{p_i^{(u)}(t^{(u)})} - V_i^{(pc)} \cdot \mathrm{T}_i^{(pc)}, \; i = 1(1)N . \tag{18}$$

Критерием задачи по определению рациональной производственной программы содержания инженерной системы выступает условие максимизации экономического эффекта при реализации соответствующего варианта ее осуществления. Запишем условие приведенного критерия для целевой функции задачи, в роли которой выступает выражение E для среднего сальдо (18):

$$E = \sum_{i=1}^{N} W_i^{(u)} \to \max_{x \in \Delta_\beta}, \tag{19}$$

где Δ_β – область допустимых значений для задачи.

Рассмотрим теперь, как учесть ограничения по ресурсам финансов и времени для этапов производственной программы. Финансовые ограничения по каждому этапу имеют вид неравенства:

$$V_k^{(pc)} \le S_k . \;\; k = 1(1)K . \tag{20}$$

Ограничения по затратам времени на каждом этапе производственной программы учитываются с помощью неравенства

$$\mathrm{T}_k^{(pc)} \le G_k, \; k = 1(1)K . \tag{21}$$

Учтем также требование к тому, чтобы число единичных элементов x_{ijk} при фиксированном значении i ($i = 1(1)N$) было точно равно 1. Это ограничение имеет следующий вид:

$$\sum_{j=1}^{M} \sum_{k=1}^{K} x_{ijk} = 1, \; i = 1(1)N . \tag{22}$$

Кроме этого, необходимо ввести также ограничение по виду применяемых неизвестных задачи – бинарных переменных x_{ijk}. Указанное ограничение в модели оптимизации имеет вид:

$$x_{ijk} \in \{0, \; 1\}, \; i = 1(1)N, \; j = 1(1)M, \; k = 1(1)K . \tag{23}$$

Таким образом, модель рациональной производственной программы эксплуатационного подразделения по содержанию инженерных систем комплекса недвижимости сформирована. Используем алгоритмический метод решения этой задачи с учетом вида линейности целевой функции и ограничений, а также вида неизвестных переменных. Поскольку переменные задачи x_{ijk} относятся к классу бинарных переменных, то будем для решения использовать булевый метод ветвей и границ [28]. Рассмотрим расчетный пример.

Расчетный пример

Дано

Рассматривается инженерная система, в состав которой входят четыре объекта ($N = 4$), каждые два из которых дублируют друг друга при производстве коммунальной услуги. Реальным примером такой системы является насосный узел инженерно-технического пункта, который содержит по два насоса горячего водоснабжения (Grandforce) разной мощности (фото на рис. 2 и рис. 3).

Рисунок 2. Насосы горячего водоснабжения Grandforce первого типа

Рисунок 3. Насосы горячего водоснабжения Grandforce второго типа

У каждого объекта наблюдается и прогнозируется изменение одного параметра технического состояния. Применительно к объектам, приведенным на фото (рис. 2 и рис. 3), такими параметрами могут служить виброскорость, виброперемещение или температура подшипника [21, 22].

Исходные данные по процессам изменения контролируемых параметров объектов в зависимости от используемых вариантов управления работами эксплуатационного подразделения приведены в табл. 5. Элементы табл. 5 представляют собой результаты расчетов по формуле (2).

Таблица 5. Матрица прогнозных значений параметров объектов

Номер объекта	Номер варианта управления	Величина интервала управления				
		1	2	3	4	5
		Прогнозное значение параметра для варианта управления				
1	Значение границы поля допуска для объекта	290,00	290,00	290,00	290,00	290,00
	1	279,80	283,31	286,83	290,34	293,86
	2	279,58	283,03	286,48	289,93	293,38
	3	277,60	281,11	284,63	288,14	291,66
	4	277,36	280,84	284,32	287,80	291,28
2	Значение границы поля допуска для объекта	21,00	21,00	21,00	21,00	21,00
	1	20,14	20,56	20,99	21,42	21,85
	2	19,74	20,11	20,48	20,85	21,22
	3	19,92	20,35	20,78	21,21	21,64
	4	19,50	19,87	20,24	20,61	20,98
3	Значение границы поля допуска для объекта	250,00	250,00	250,00	250,00	250,00
	1	257,07	252,90	248,72	244,55	240,38
	2	259,67	255,87	252,07	248,27	244,47
	3	260,80	256,63	252,46	248,29	244,11
	4	263,40	259,60	255,80	252,00	248,20

Номер объекта	Номер варианта управления	Величина интервала управления				
		1	2	3	4	5
		Прогнозное значение параметра для варианта управления				
4	Значение границы поля допуска для объекта	272,00	272,00	272,00	272,00	272,00
	1	266,13	268,79	271,45	274,10	276,76
	2	264,60	267,26	269,91	272,57	275,23
	3	263,48	265,38	267,28	269,18	271,08
	4	259,30	261,20	263,10	265,00	266,90

Будем рассматривать варианты управления, которые приведены в табл. 1. Объединенные исходные данные по показателям вариантов управления содержанием инженерной системы приведены в табл. 6. Элементы табл. 6 соответствуют элементам табл. 3.

Таблица 6. Исходные данные по управлению содержанием инженерной системы

Номер объекта	Номер варианта управления	Показатель притока от работы объектов	Показатели аварийного ремонта объектов		Показатели плановых управляющих воздействий на объекты	
			Мат. ожидание времени аварийного ремонта	Мат. ожидание стоимости аварийного ремонта	Мат. ожидание времени плановых воздействий на объект	Мат. ожидание стоимости плановых управляющих воздействий на объект
1	1	2	20	500,00	15	50
	2	2	20	500,00	15	150
	3	2	20	500,00	15	200
	4	2	20	500,00	15	350
2	1	2	20	500,00	15	50
	2	2	20	500,00	15	150
	3	2	20	500,00	15	200
	4	2	20	500,00	15	350
3	1	2	20	800,00	15	70
	2	2	20	500,00	15	170
	3	2	20	800,00	15	270
	4	2	20	800,00	15	370
4	1	2	20	800,00	15	70
	2	2	20	800,00	15	170
	3	2	20	800,00	15	270
	4	2	20	800,00	15	370

Исходные данные по ограничениям на управление работами эксплуатационного подразделения приведены в табл. 7. Данные табл. 7 соответствуют данным табл. 4.

Таблица 7. Исходные данные по ограничениям на управление работами

Величина интервала управления				
1	2	3	4	5
Допустимая длительность этапа содержания				
40	40	40	40	40
Допустимая величина финансовых затрат на этапе содержания				
700	700	700	700	700

Необходимо

Сформировать рациональную по критерию максимальной экономической эффективности производственную программу эксплуатационного подразделения по содержанию инженерной системы.

Решение задачи

Сначала на основе моделируемых трендов параметров объектов инженерной системы получим значения вероятности недостижения границы работоспособности для этих ОИС с помощью формул (6) и (7). Результаты расчетов приведены в табл. 8. Элементы табл. 8 соответствуют элементам табл. 2. Они представляют собой результаты расчетов по формулам (6) и (7).

Таблица 8. Матрица значений вероятности недостижения границы работоспособности для вариантов управления

Номер объекта	Номер варианта управления	Величина интервала управления				
		1	2	3	4	5
		Значение вероятности недостижения границы работоспособности объекта для варианта управления				
1	1	0,9998	0,9823	0,8144	0,4654	0,1883
	2	0,9999	0,9859	0,8399	0,5076	0,2195
	3	1,0000	0,9974	0,9351	0,6812	0,3520
	4	1,0000	0,9980	0,9454	0,7115	0,3846
2	1	0,8211	0,6614	0,5031	0,3739	0,2784
	2	0,9102	0,8022	0,6717	0,5459	0,4392
	3	0,8750	0,7325	0,5746	0,4359	0,3282
	4	0,9449	0,8596	0,7421	0,6179	0,5055
3	1	0,9388	0,7148	0,4114	0,1949	0,0849
	2	0,9827	0,8749	0,6416	0,3922	0,2148
	3	0,9909	0,9030	0,6669	0,3933	0,2004
	4	0,9983	0,9700	0,8457	0,6239	0,3986
4	1	0,9562	0,7989	0,5514	0,3291	0,1827
	2	0,9844	0,8921	0,6871	0,4522	0,2697
	3	0,9934	0,9579	0,8649	0,7231	0,5692
	4	0,9999	0,9976	0,9813	0,9294	0,8338

Теперь, используя соотношение (18), получим значения среднего сальдо для каждого из рассматриваемых вариантов управления работами эксплуатационного подразделения. Характер изменения указанного показателя для каждого ОИС и вида управления для работ по его содержанию приведен на графиках (рис. 4–7).

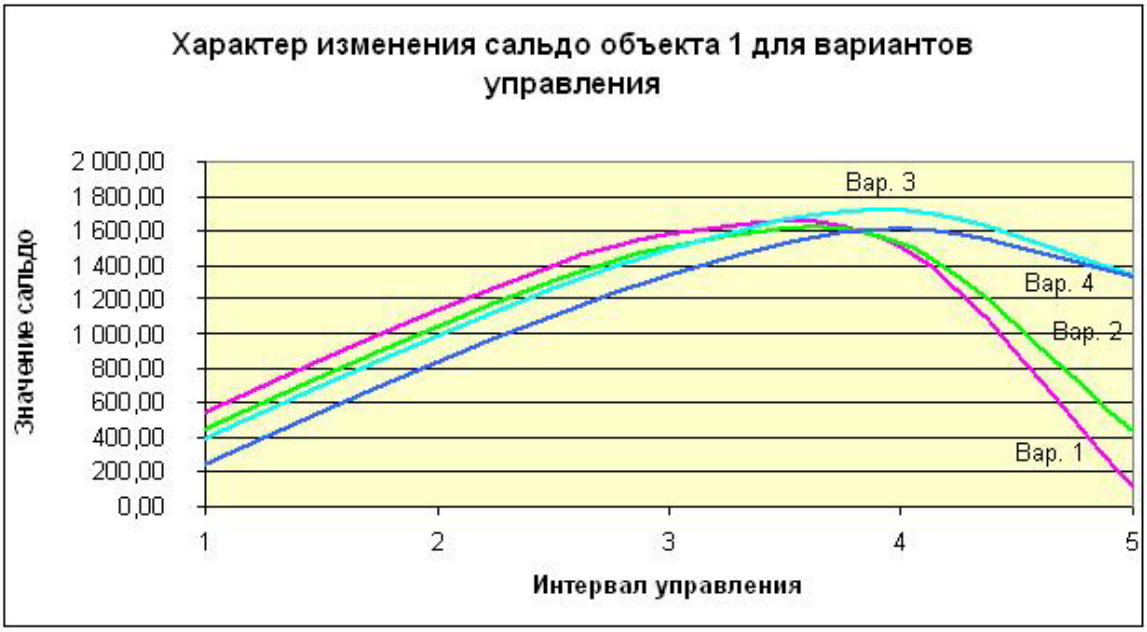


Рисунок 4. Характер изменения сальдо ОИС 1 на интервалах управления

Рисунок 5. Характер изменения сальдо ОИС 2 на интервалах управления

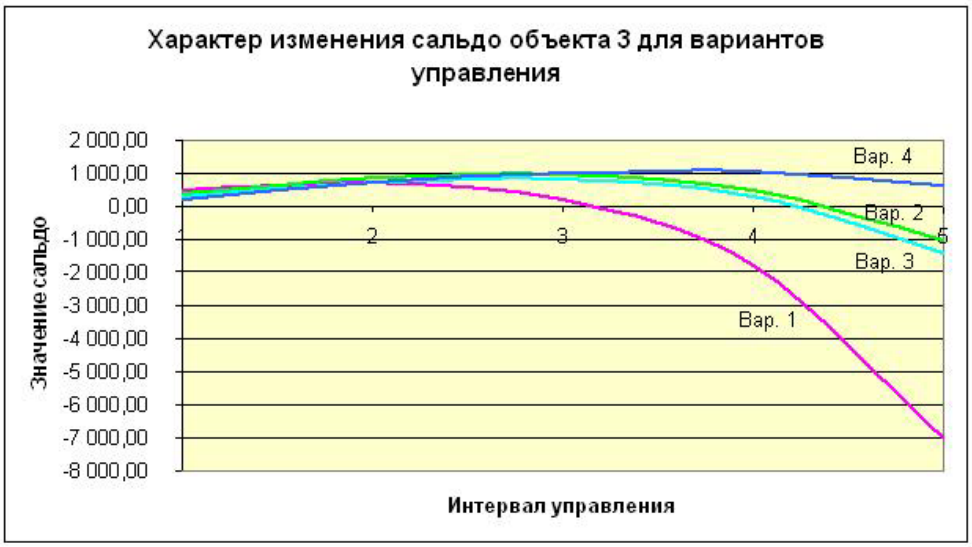


Рисунок 6. Характер изменения сальдо ОИС 3 на интервалах управления

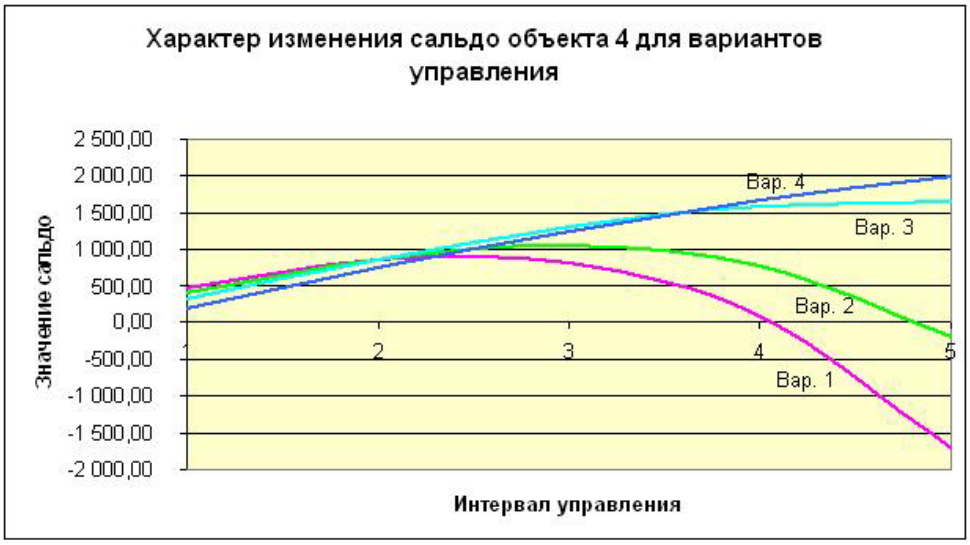


Рисунок 7. Характер изменения сальдо ОИС 4 на интервалах управления

Целевая функция для задачи формируется в соответствии с выражением (19). Ограничения по задаче рассчитываются с помощью соотношений (20), (21), (22) и (23).

Для алгоритмического метода решения задачи булева программирования воспользуемся надстройкой «Поиск решения» пакета MS Excel. При этом достигается значение среднего сальдо, вычисляемое по формуле (18), равное 6 136,20. Это значение соответствует рациональной производственной программе эксплуатационного подразделения, которая характеризуется матрицей индикаторов вариантов, приведенной в табл. 9.

Таблица 9. Матрица индикаторов управления работами по содержанию инженерной системы

Номер объекта	Номер варианта управления	Величина интервала управления				
		1	2	3	4	5
		Значение индикатора управления для варианта управления				
1	1	0	0	0	0	0
	2	0	0	0	0	0
	3	0	0	0	1	0
	4	0	0	0	0	0
2	1	0	0	0	0	0
	2	0	0	0	0	1
	3	0	0	0	0	0
	4	0	0	0	0	0
3	1	0	0	0	0	0
	2	0	0	0	0	0
	3	0	0	0	0	0
	4	0	0	0	1	0
4	1	0	0	0	0	0
	2	0	0	0	0	0
	3	0	0	0	0	0
	4	0	0	0	0	1

Результат решения задачи определения рациональной производственной программы, представленный элементами табл. 9, конкретизируется следующим образом: для объекта 1 инженерной системы рекомендуется использовать 3-й вид управления и осуществлять соответствующие действия с интервалом, равным 4; для объекта 2 – 2-й вид управления и интервал управления, равный 5; для объекта 3 – 4-й вид управления и интервал, равный 4; для объекта 4 – 4-й вид управления и интервал, равный 5.

Выводы

На основе представленного материала можно сделать следующие выводы. Рассмотренный в статье подход к моделированию производственной программы по содержанию инженерной системы комплекса недвижимости позволяет найти рациональный по экономическому критерию вариант деятельности эксплуатационного подразделения. Новизной разработанной модели является использование в составе показателя ресурсоемкости результатов индивидуального прогнозирования тренда значений параметра каждого объекта. Это прогнозирование осуществляется по ограниченной ретроспективной информации о физическом износе объекта на интервалах управления. Полученное аналитическое выражение для среднего сальдо учитывает как фактическое техническое состояние объектов инженерной системы, так и возможности эксплуатационного подразделения по управлению работами обеспечения исполнения коммунальных услуг для комплекса недвижимости.

Это позволяет более точно и полно учесть существующие ограничения по затратам средств и времени на поддержание работоспособности инженерной системы, своевременно корректировать интервалы и объемы работ по ее содержанию.

Заключение

Анализ известных работ, посвященных построению правил содержания объектов инженерных систем, показал, что в рассматриваемых ранее методах и моделях не в полной мере учитывается постепенное изменение физического износа ОИС, а также его влияние на показатели экономической эффективности деятельности эксплуатационного подразделения. Это может привести к несоответствию затрат ресурсов коммунального предприятия фактическому состоянию инженерных систем, а также к невыполнению требований нормативных документов относительно качества коммунальных услуг. Выходом из создавшегося положения является совершенствование оценки физического износа объектов и получение зависимостей для показателей результативности производственных программ эксплуатационного подразделения в направлении объединения прогнозируемых значений физического износа объектов и показателей, характеризующих возможности по управлению содержанием инженерной системы.

С помощью предлагаемого подхода обеспечивается возможность формирования рациональной производственной программы на строгой научной основе с использованием методов булева программирования. Данный подход может найти практическое применение на коммунальных предприятиях различных форм собственности, при планировании и обосновании мероприятий по поддержанию работоспособного состояния инженерных систем комплексов недвижимости.

Литература

1. Услуги жилищно-коммунальные. Термины и определения. ГОСТ 51929-2002. М.: Стандартинформ, 2003. 57 с.
2. Кондратьева М. Н. Организация и управление жилищно-коммунальным хозяйством: учеб. пособие для студентов высших учебных заведений. Ульяновск: УлГТУ, 2009. 160 с.
3. Кобилев А.Г., Кирнев А.Д., Рудой В.В. Муниципальное управление и социальное планирование в муниципальном хозяйстве. Ростов н/Д.: Феникс, 2007. 608 с.
4. Российский статистический ежегодник. [Электронный ресурс]. Режим доступа: www.cir.ru/docs/ips/collections/gks_ejeg_full.jsp
5. Дмитриев В.Д. и др. Эксплуатация систем водоснабжения, канализации и газоснабжения: Справочник. Л.: Стройиздат, 1988. 382 с.
6. Жилищно-коммунальные услуги. Общие технические условия [Текст] ГОСТ Р 51617-2000.
7. Положение об организации, проведении реконструкции, ремонта и технического обслуживания жилых зданий, объектов коммунального хозяйства и социально-культурного назначения (ВСН 58-88(р)). Приказ Госкомархитектуры Госстроя СССР №312 от 23.11.1988 г.
8. Концепция федеральной целевой программы «Комплексная программа модернизации и реформирования жилищно-коммунального хозяйства на 2010 – 2020 годы». Распоряжение Правительства Российской Федерации от 2 февраля 2010 г. №102-р. [Электронный ресурс]. Режим доступа: www/consultant.ru/document/cons_doc_LAW_97439.
9. Методические рекомендации по определению технического состояния систем коммунальной инфраструктуры. Рекомендательное письмо Министерства регионального развития Российской Федерации от 26 апреля 2012 г. №9905-АП/14.
10. Здания и сооружения. Правила обследования и мониторинга технического состояния. ГОСТ Р 53778-2010. Стандартинформ, 2010. 112 с.
11. Солдатенко Т.Н. Программа обслуживания комплекса жизнеобеспечения здания, оптимальная по нескольким критериям // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2011. №2(120). С. 81-86.
12. Рогонский В.А. Эксплуатационная надежность зданий и сооружений. СПб.: Стройиздат СПб, 2004. 272 с.
13. Поршнев В.Н., Привен Е.М., Битиев А.В. Принципы обеспечения надежности функционирования системы водоснабжения // Водоснабжение и санитарная техника. 2007. №7. Ч. 1. С. 40.
14. Величкин В.З., Солдатенко Т.Н. Модель интеллектуальной поддержки принятия решений по управлению состоянием строительных конструкций зданий // Инженерно-строительный журнал. 2012. №3. С. 74-82.

15. Солдатенко Т.Н. Экспертно-статистический метод оценивания параметров управляющих воздействий на инженерные сети зданий в условиях неопределенности // Инженерно-строительный журнал. 2011. №5. С. 60-66.

16. Merenkov A., Sennova E., Sumarokov S. Optimization of development of heat and water supply system // Sov. Techn. Rev. Energy. 1994. Vol. 6.1. Part 4. Pp. 1-31.

17. Kim Y.W., Kim S.C. Cost analysis of information technology-assisted quality inspection using activity-based costing // Construction Management &Economics. 2011. Vol. 29. No.2. Pp. 163-172.

18. Engelund S., Sorensen J., Sorensen B. Evaluation of Repair and Maintenance Strategies for Concrete Coastal Bridges on a Probabilistic Basis // ACJ Materials Journal. 1999. Vol. 96. No.2. Pp. 160-166.

19. Liu K.F.R. A Possibilistic Petri Net Model for Diagnosing Cracks in RC Structures // Computer-Aided Civil and Infrastructure Engineering. Vol. 18. 2003. Pp. 426-439.

20. Алексеев М. И., Ермолин Ю. А. Вероятностные характеристики времени наработки между отказами восстанавливаемых объектов водопроводно-канализационного хозяйства // Водоснабжение и санитарная техника. 2009. №5. С. 26.

21. Шаров В.В. Методика прогнозирования отказов электрооборудования в условиях эксплуатации // Промышленная энергетика. 2009. №4. С. 13-19.

22. Мачнев В.А. Прогнозирование остаточного ресурса по результатам вибрационного диагностирования // Нива Поволжья. 2012. №1. С. 83-87.

23. Солдатенко Т.Н. Модель остаточного ресурса инженерных систем с высоким уровнем износа // Инженерно-строительный журнал. 2012. №6. С. 64-72.

24. Миронов А.Н. Теоретические основы и методы многомодельного прогнозирования долговечности сложных военно-технических систем космического назначения. СПб.: МО РФ, 2000. 430 с.

25. Вентцель Е.С. Теория вероятностей. М.: Высшая школа, 2006. 575 с.

26. Миронов А.Н. Интеллектуальное управление риском при эксплуатации сложных технологических систем. Монография. СПб.: ВКА им. А.Ф. Можайского, 2008. 523 с.

27. Степанов И.С. Экономика строительства: Учебник для вузов. М.: Юрайт-Издат, 2002. 591 с.

28. Уздемир А.П. Динамические целочисленные задачи оптимизации в экономике. М.: Физматлит, 1995. 236 с.

*Тамара Николаевна Солдатенко, Санкт-Петербург, Россия

Тел. раб.: +7(812)297-59-49; эл. почта: soldatenko-tn@bk.ru

© Солдатенко Т.Н., 2013

Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего профессионального образования
Санкт-Петербургский государственный политехнический университет
Инженерно-строительный институт

Магистратура по направлениям «Строительство» и «Природообустройство и водопользование»

Что такое магистратура?

- Фундаментальное профессиональное образование
- Получение специализированных знаний в рамках направления
- Подготовка к научно-исследовательской или педагогической деятельности
- Получение квалификации, признанной во всем мире
- Возможность дальнейшего обучения в аспирантуре и получения ученой степени

Условия поступления и обучения

- ✓ На обучение принимаются лица, имеющие высшее образование (квалификация «бакалавр», «специалист» или «магистр»)
- ✓ Документы принимаются в период работы приемной комиссии ФГБОУ ВПО «СПбГПУ»
- ✓ Зачисление проходит на конкурсной основе по результатам междисциплинарного экзамена в объеме требований ФГОС ВПО по направлению подготовки
- ✓ Обучение проходит в течение 2 лет
- ✓ Обучение проходит на бюджетной или контрактной основе
- ✓ Обучение проходит по очной или заочной форме

Особенности обучения на инженерно-строительном факультете:

- фундаментальность образования Политехнического университета
- научная школа, проверенная временем – в 2007 г. факультету исполнилось 100 лет
- широкий выбор самых актуальных специальностей
- индивидуальная работа с каждым студентом, включающая активную научно-исследовательскую работу и опыт педагогической деятельности;
- регулярное участие магистров в семинарах, конференциях, научных форумах;
- ориентация учебного процесса на применение современных компьютерных технологий;
- постоянное общение с представителями ведущих строительных и проектных организаций.

Магистерская программа	Кафедра
Теория и практика организационно-технологических и экономических решений в строительстве	СУЗИС
Морские гидротехнические сооружения и сооружения водных путей	ВИГС
Речное и гидротехническое строительство	ВИГС
Проектирование, строительство, управление и экспертиза объектов недвижимости в энергетике и водном хозяйстве	ВИГС
Теория и проектирование зданий и сооружений	СМИСК
Организация и управление инвестиционно-строительными проектами	СУЗИС
Теория и методы компьютерного моделирования в расчетах сооружений	СМИСК
Строительство объектов ландшафтной архитектуры	ВИГС
Техническая эксплуатация и реконструкция зданий и сооружений	СМИСК
Автоматизированное проектирование зданий и сооружений	СУЗИС
Инженерные системы зданий и сооружений	СУЗИС
Ландшафтное обустройство территории	ВИГС
New! Civil engineering (на англ. яз.)	СУЗИС

Контакты

195251, Санкт-Петербург, ул. Политехническая, д. 29, Гидрокорпус-2
552-79-03, 535-25-09
dekanat@cef.spbstu.ru; www.cef.spbstu.ru