

ВЕСТИ ГАЗОВОЙ НАУКИ

ПОВЫШЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ И БЕЗОПАСНОСТИ ОБЪЕКТОВ ГАЗОВОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ

1
2020

Научно-технический
сборник

«Вести газовой науки»

№ 1 (42) / 2020

Повышение надежности и безопасности объектов газовой промышленности

Издается

с 2010 г.

ISSN

2306-8949

Учредитель

Общество с ограниченной ответственностью
«Научно-исследовательский институт природных газов и газовых технологий –
Газпром ВНИИГАЗ»

**Включен в Перечень ВАК российских рецензируемых научных журналов,
в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций
на соискание ученых степеней доктора и кандидата наук**

Свидетельство
о регистрации СМИ

ПИ № ФС77-56652
от 26.12.2013 г.

Главный редактор

Б.А. Григорьев, член-корреспондент РАН, д.т.н., профессор, ООО «Газпром ВНИИГАЗ»

Зам. главного редактора

В.А. Истомин, д.х.н., ООО «Газпром ВНИИГАЗ»,
А.Е. Рыжов, к.г.-м.н., ООО «Газпром ВНИИГАЗ»

Редакционная коллегия

М.А. Анисимов, д.ф.-м.н., профессор, Мэрилендский университет, США
Б.А. Сулейманов, д.т.н., профессор, Азербайджанская государственная нефтяная академия
В.Н. Башкин, д.б.н., профессор, Институт физико-химических и биологических проблем
почвоведения РАН
А.Н. Дмитриевский, д.г.-м.н., профессор, академик РАН, Институт проблем нефти и газа РАН
И.Т. Мищенко, д.т.н., профессор, Российский государственный университет нефти и газа
(НИУ) имени И.М. Губкина
А.Н. Шахвердиев, д.т.н., профессор, Азербайджанский технический университет

Научный редактор

В.С. Сафонов, д.т.н., профессор

Рецензент

А.И. Комкин, д.т.н., профессор кафедры экологии и промышленной безопасности
МГТУ им. Н.Э. Баумана

Над номером работали

Ответственный редактор
Редактор
Корректор
Редактор перевода
Верстка
Дизайн

Т.Г. Осияненко
А.Я. Стефанова
М.В. Бурова
А.Я. Стефанова
Н.А. Владимиров
И.Ю. Белов

Адрес редакции

142717, Московская обл., Ленинский р-н, пос. Развилка,
Проектируемый пр-д № 5537, вл. 15, стр. 1.

По вопросам подписки и приобретения обращаться:
Тел./факс: + 7 (498) 657-41-73
E-mail: vesti-gas@vniigaz.gazprom.ru
www.vesti-gas.ru

Подписано в печать 17.07.2020 г. Тираж 500 экз.
Подписной индекс по каталогу ОАО Агентство «Роспечать» № 58685.

Отпечатано в ООО «Газпром ВНИИГАЗ»
142717, Московская обл., Ленинский р-н, пос. Развилка,
Проектируемый пр-д № 5537, вл. 15, стр. 1.

© ООО «Газпром ВНИИГАЗ», 2020

Цена свободная.

Правообладатель уведомляет о недопустимости полного или частичного
воспроизведения и распространения материалов сборника (ст. 1233 и 1255 ч. IV ГК РФ).

Слово редактора

Основами государственной политики Российской Федерации в области промышленной безопасности на период до 2025 г. и дальнейшую перспективу, утвержденными Указом Президента Российской Федерации от 06.05.2018 № 198, и планом мероприятий по их реализации перед страной поставлены задачи последовательного снижения риска аварий на опасных производственных объектах (ОПО) и совершенствования государственного регулирования в области промышленной безопасности с учетом современных требований и условий.

С целью реализации указанных задач в настоящее время подготовлен и обсуждается проект нового федерального закона «О промышленной безопасности», планируемого к вводу в действие в 2020–2021 гг. с одновременным признанием утратившим силу Федерального закона от 21.07.1997 № 116-ФЗ. Предлагаются следующие основные изменения:

- *пересмотр критериев отнесения объектов к ОПО с учетом согласованной на глобальном уровне системы классификации опасности и маркировки химической продукции;*
- *установление правового статуса организаций научно-технической поддержки;*
- *внедрение системы риск-ориентированного динамического моделирования опасностей (государственный мониторинг, дистанционный контроль);*
- *разграничение требований промышленной безопасности для ОПО и опасных передвижных технических устройств (ПТУ);*
- *дифференциация ПТУ и ОПО, введение системы учета таких объектов, а также проведение в отношении них экспертиз промышленной безопасности и их технического диагностирования, определение порядка осуществления надзора за соблюдением требований промышленной безопасности при эксплуатации ПТУ;*
- *пересмотр предмета экспертизы промышленной безопасности, повышение уровня независимости экспертов и экспертных организаций от заказчиков экспертизы промышленной безопасности;*
- *совершенствование механизмов осуществления федерального государственного надзора в области промышленной безопасности (в том числе в отношении подведомственных объектов и организаций);*
- *введение нового вида деятельности в области промышленной безопасности – технического диагностирования опасных технических устройств для целей определения возможности продления срока их эксплуатации сверх нормативного, установление порядка принятия решения о продлении указанных сроков с учетом результатов технического диагностирования;*
- *уточнение требований к процедуре технического расследования причин аварии, утраты взрывчатых веществ и изделий на их основе;*
- *введение негосударственных форм контроля соблюдения обязательных требований в области промышленной безопасности, а именно аудита промышленной безопасности (создание возможности учета результатов аудита промышленной безопасности при формировании ежегодного плана проверок, а также подготовка рекомендаций по устранению нарушений требований промышленной безопасности без проведения надзорных мероприятий и назначения санкций за их нарушение);*
- *выявление бесхозных промышленных объектов, несущих угрозу населению и территориям;*
- *формирование научно-технической поддержки органа государственного регулирования промышленной безопасности;*



главный научный сотрудник Центра перспективного развития и эффективности технологий ООО «Газпром ВНИИГАЗ», д.т.н., профессор В.С. Сафонов

- сокращение избыточных и дублирующих требований в области промышленной безопасности;
- совершенствование правовых механизмов ответственности за нарушение требований промышленной безопасности.

Грядущие изменения в законодательстве о промышленной безопасности самым непосредственным образом затронут и ПАО «Газпром», его производственные объекты (практически целиком относящиеся к категории ОПО) и бизнес-процессы, сопровождающие весь жизненный цикл ОПО: проектирование, строительство, эксплуатацию, реконструкцию, техническое перевооружение, капитальный ремонт, консервацию и ликвидацию. Соответственно, производственные, проектные, строительные, научно-исследовательские, сервисные и другие общества и организации, включенные в бизнес-сферу ПАО «Газпром», должны быть готовы к новым вызовам времени, новым целевым ориентирам, а также к оперативной трансформации своей повседневной деятельности применительно к стремительно обновляющимся требованиям промышленной безопасности в стране. Весьма важным при этом является дальнейшее совершенствование научно-методической базы принятия различных решений в области повышения надежности и безопасности объектов газовой отрасли.

Включенные в настоящий сборник статьи подготовлены сотрудниками ООО «Газпром ВНИИГАЗ», РГУ нефти и газа (НИУ) им. И.М. Губкина, ООО «НИИгазэкономика», ООО «Газпром газнадзор», ООО «НПК Изотермик», ОАО «Криогенмаш», АО «НПП Криосервис». Тематически они представляют следующие научные направления:

- моделирование режимно-технологических особенностей эксплуатации газотранспортной системы;
- методические аспекты анализа риска структурно сложных энергетических систем;
- моделирование аварийных процессов на трубопроводах с термодинамически нестабильными сжиженными газами и обоснование мероприятий по минимизации их последствий;
- исследование неравновесных гидрогазодинамических и тепломассообменных, в том числе аварийных, процессов на объектах производства и хранения криогенных сжиженных газов;
- повышение эффективности шумовой диагностики и шумозащиты на объектах газовой промышленности;
- повышение надежности и безопасности морских объектов.

Материалы сборника рассчитаны на широкий круг читателей, интересующихся проблемами повышения надежности и безопасности объектов газовой промышленности.

Содержание

- 4 **Сухарев М.Г., Кочуева О.Н.**
Исследование феноменологических эффектов нестационарных течений газа по данным пассивного эксперимента на магистральном газопроводе
- 19 **Кисленко Н.А., Прудников И.А., Васильев В.В., Стурейко И.О., Грыб Р.Я., Соколова Н.А.**
Технологические вопросы контроля теплотворной способности газа, поставляемого потребителям Единой системы газоснабжения России
- 23 **Сулейманов В.А.**
Расчет значений коэффициента Джоуля – Томсона на основе уравнения Ли – Кеслера – Плёкера для условий транспорта природного газа по магистральным подводным газопроводам
- 32 **Долгов С.И., Пожидаев Е.В.**
Подход к моделированию работы больших газотранспортных систем в условиях крупномасштабных возмущений с применением методов линейного программирования
- 40 **Бочков А.В.**
Развитие методов оценки эффективности функционирования целенаправленных систем
- 53 **Сафонов В.С.**
Влияние технико-технологических и природно-климатических факторов на специфику развития аварий на трубопроводах, транспортирующих широкую фракцию легких углеводородов. Часть I. Особенности протекания гидродинамических и тепломассообменных процессов при аварийных разрывах трубопроводов
- 70 **Сафонов В.С.**
Влияние технико-технологических и природно-климатических факторов на специфику развития аварий на трубопроводах, транспортирующих широкую фракцию легких углеводородов. Часть II. Возможные последствия аварийных выбросов из трубопроводов и методы их снижения
- 84 **Бочков А.В., Сафонов В.С.**
Специфика анализа и оценок показателей риска редких событий на опасных производственных объектах
- 96 **Вольнец И.Г., Терехов А.Л., Маянц Ю.А., Горлова А.Ю.**
Применение метода шумовой диагностики на объектах Единой системы газоснабжения: проблемы и перспективы
- 103 **Ханухов Х.М., Четвертухин Н.В., Алипов А.В., Симонов И.И., Коломыцев А.В., Чернобров А.Р.**
Инновационные решения систем хранения сжиженного природного газа
- 110 **Домашенко А.М.**
Тепломассообмен при неравновесном процессе нагрева термодинамически подобных криопродуктов до закритического состояния
- 124 **Домашенко А.М.**
Тепломассообмен при истечении криогенной жидкости в воду
- 130 **Горбачев С.П., Клеблеев Т.И.**
Аварийные режимы в криогенных неизотермических резервуарах для сжиженного природного газа
- 136 **Погодаева А.Э., Волохина А.Т., Глебова Е.В.**
Обеспечение взрывопожаробезопасности воздуходелительных установок на основе анализа основных опасностей
- 143 **Гамера Ю.В., Петрова Ю.Ю., Овчаров С.В., Ягупова Л.В.**
К вопросу об излучении огненных шаров, образовавшихся при сгорании выбросов углеводородных газов
- 151 **Онищенко Д.А.**
Методические аспекты определения расчетных нагрузок низкой обеспеченности на примере ледовых воздействий на морские сооружения
- 164 **Алексеев И.Н., Терехов А.Л.**
Оценка опасности производственной деятельности персонала газотранспортных предприятий
- 173 **Герасимов А.А., Александров И.С., Григорьев Б.А.**
Термодинамические свойства компонентов природных углеводородных систем. Метилциклогексан
- 186 **Сведения об авторах**
- 190 **Information about the authors**

УДК 533:622.691.4

Исследование феноменологических эффектов нестационарных течений газа по данным пассивного эксперимента на магистральном газопроводе

М.Г. Сухарев^{1*}, О.Н. Кочуева¹

¹ Российский государственный университет нефти и газа (национальный исследовательский университет) им. И.М. Губкина, Российская Федерация, 119991, г. Москва, Ленинский пр-т, д. 65, к. 1
* E-mail: mgsukharev@mail.ru

Ключевые слова: нестационарное течение газа, математическое моделирование, газотранспортная система, волновые процессы, скорость звука, уединенные волны, адекватность модели.

Тезисы. Работа затрагивает ряд вопросов, касающихся моделирования нестационарных течений газа в длинных трубопроводах. Рассматривается широко используемая в исследованиях модель течения в форме системы уравнений в частных производных, полученная методами механики сплошных сред. В работе поставлены вопросы правомочности упрощающих предположений, принятых при выводе этих уравнений и их дальнейших преобразованиях. Констатируется, что отсутствует экспериментальное подтверждение допустимости этих упрощений.

В работе проанализированы данные манометрической съемки для эксплуатирующегося магистрального газопровода высокого давления, описаны условия проведения пассивного эксперимента над режимами и исследованы волновые процессы, имевшие место в период проведения эксперимента. Оценены скорости распространения и затухания волн давления, выявлены некоторые физические явления, причину которых не удалось объяснить с использованием имеющейся информации. Фактические наблюдения сверяются с результатами расчетов на модели. Отмечаются некоторые несоответствия между ними.

Разработка моделей течения газов в трубопроводах шла по пятам аналогичных исследований для капельных жидкостей. Объясняется это несколькими причинами, главные из них следующие: во-первых, водопроводы появились и получили широкое распространение раньше, чем газопроводы; во-вторых, проводить экспериментальные исследования на воде несравненно проще, чем на газе, в частности, это относится к точности измерения параметров потока. Несмотря на прогресс метрологии, вопросы, связанные с точностью замеров расхода газа, не утратили актуальности.

Трубопроводная гидравлика и гидродинамика не могут обойтись без экспериментальных исследований. Принятая модель течения содержит компоненту, обязанную потерям энергии из-за трения. Эту компоненту представляют в виде произведения нескольких множителей, один из которых, эмпирический параметр, – коэффициент гидравлического сопротивления λ . Терминологически *коэффициент* определяется как числовой множитель, однако λ является не числовым множителем, а функцией. Общеизвестна зависимость λ от числа Рейнольдса: $\lambda = \lambda(\text{Re})$. В истории развития гидравлики насчитываются десятки модификаций этой зависимости. До сих пор ставятся целенаправленные эксперименты, на основании которых предлагаются все новые уточнения. Специалистам известно, что окончательной ясности здесь вряд ли когда-нибудь удастся достигнуть: эксперименты дают несколько отличающиеся результаты для труб, произведенных разными заводами и даже одним заводом в разное время¹.

Эксперименты, на основании которых делались выводы, проводились на капельных жидкостях, главным образом на воде. Получившиеся зависимости экстраполированы на течение газа. Несогласованность с наблюдениями над промышленными газопроводами неоднократно заставляла вносить уточнения в модель. Опубликованные результаты свидетельствуют о значительном расхождении натуральных и модельных данных. Следует также учесть изменения в технологиях транспорта газа в сторону повышения рабочего давления (за счет увеличения толщины стенки трубы) и расходов газа

¹ См. Справочник по гидравлическим сопротивлениям / И.Е. Идельчик. – М.: Госэнергоиздат, 1960. И последующие издания.

(за счет увеличения диаметра труб). В настоящее время в России эксплуатируются морские газопроводы с не предполагающими компримирования газа участками длиной до 1000 км и перепадом высот около 2 км на протяжении примерно 90 км. Достаточно обоснованного подтверждения возможности использования традиционных расчетных моделей применительно к новым объектам нет. По этой причине на них еще формально не распространены нормативные документы, регламентирующие использование прежних стационарных моделей². Из изложенного следует, что модели стационарного течения газа в трубопроводах нуждаются в дополнительном обосновании и, возможно, корректировке.

Еще больше вопросов возникает в связи с моделями нестационарных течений. Особенно сомнительной представляется справедливость так называемой гипотезы квазистационарности, согласно которой сопротивление трения при нестационарном режиме характеризуется той же формулой, что и при стационарном. В то же время системы информатизации магистральных газопроводов дают возможность провести исследования, направленные на повышение степени обоснованности моделей нестационарного течения газа, и тем самым способствовать повышению качества диспетчерских решений.

В настоящей статье приводятся сведения об исследовании совокупности измеренных значений давления на двухточечном коридоре магистральных газопроводов. Внимание сосредотачивается на волновых процессах, наблюдавшихся при эксплуатации объекта. Оценены скорости распространения и затухания волн давления, выявлены некоторые физические явления неясной природы. Фактические наблюдения сопоставлены с результатами расчетов на модели, отмечены некоторые несоответствия между ними.

Модель нестационарного изотермического течения газа

Для описания течений в протяженных трубопроводах принято использовать одномерные модели – системы уравнений, связывающие параметры газового потока как функции пространственной (x) и временной (t) переменных. Эти функции являются осредненными по сечению трубопровода значениями параметров. Если к параметрам газового потока отнести давление p , коммерческий³ расход q и температуру T , то получится модель нестационарного неизотермического течения. Во многих задачах температура оказывает меньшее влияние на результаты моделирования, чем давление. Пренебрегая изменением температуры, получим изотермическую модель течения. Если же расщепить систему уравнений и определять температуру после нахождения значений p и q , получим квазиизотермическую модель. В настоящей работе нас будут интересовать модели, где неизвестными являются средние по перпендикулярному трассе (оси трубопровода) сечению трубы значения давления и расхода, т.е. функции $p(x,t)$, $q(x,t)$.

Модель состоит из уравнений неразрывности (сохранения массы) и количества движения. Пользуясь традиционными в механике сплошных сред и имеющими ясный физический смысл переменными, систему запишем в виде

$$\begin{cases} \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{1}{f} \frac{\partial M}{\partial x} = 0; \\ \left[\frac{1}{f} \frac{\partial M}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} (p + \rho w^2) \right] = -\rho g \frac{dh}{dx} - \frac{\lambda}{\rho f^2} \frac{M|M|}{2D}, \end{cases} \quad (1)$$

где M , ρ и w – массовый расход, плотность и скорость течения газа соответственно; f и D – площадь поперечного сечения и внутренний диаметр трубы соответственно; $h = h(x)$ – высота трассы над уровнем моря; g – ускорение свободного падения. Система (1) дополняется уравнением состояния

$$\rho = \frac{p}{zRT}, \quad (2)$$

где R – газовая постоянная; $z = z(p,T)$ – коэффициент сжимаемости. Аргументами функции z служат средние по трубопроводу значения давления (p_{cp}) и температуры (T_{cp}). В практической деятельности пользуются не массовым,

² Речь идет прежде всего об основополагающем для проектирования стандарте СТО Газпром 2-3.5-051-2006. Нормы технологического проектирования магистральных газопроводов. – М.: Полиграфия, 2006. – 198 с.

³ Расход газа, приведенный к стандартным условиям: давлению $p_{ст} = 1 \text{ атм} = 1,01325 \text{ бар} = 1,01325 \cdot 10^5 \text{ Па}$ и температуре $T_{ст} = 20 \text{ }^\circ\text{C} = 293,15 \text{ К}$.

а коммерческим расходом $q = M/\rho_{\text{ст}}$, где $\rho_{\text{ст}} = p_{\text{ст}}/RT_{\text{ст}}$. С учетом сказанного система (1) примет вид

$$\begin{cases} \frac{\partial}{\partial t} \frac{p}{zRT} + \frac{\rho_{\text{ст}}}{f} \frac{\partial q}{\partial x} = 0; \\ \frac{\rho_{\text{ст}}}{f} \frac{\partial q}{\partial t} + \frac{\partial(p + \rho w^2)}{\partial x} = \\ = - \frac{pg}{zRT} \frac{dh}{dx} - \frac{\lambda \rho_{\text{ст}}^2 zRT}{pf^2} \frac{q|q|}{2D}. \end{cases} \quad (3)$$

Возникают некоторые вопросы о правомочности предположений, принятых при выводе и дальнейших преобразованиях этих уравнений:

1) систему (3) иногда несколько упрощают, опуская во 2-м уравнении член ρw^2 , так как $\rho w^2 \ll p$. Это соотношение не вызывает сомнения, но будет ли $\frac{\partial(\rho w^2)}{\partial x} \ll \frac{\partial p}{\partial x}$?

2) последний член в правой части 2-го уравнения (3) определяется сопротивлением трения. Его вид установлен эмпирическим путем исходя из наблюдений над стационарными течениями и перенесен без экспериментального подтверждения на течения нестационарные (гипотеза квазистационарности). Насколько далеко уводит от истины эта гипотеза?

3) при переходе от системы (1) к системе (3) использована гипотеза квазиизотермичности. Когда это допустимо?

4) какие аппроксимации функции $z(p, T)$ надо использовать, чтобы влиянием ошибок аппроксимации можно было бы пренебречь?

5) хорошо известно, что такие величины как λ и коэффициент теплопередачи от трубы к грунту меняются вдоль трассы. Считая их постоянными, мы, естественно, вносим некоторую погрешность. Как сказывается эта погрешность на решении?

Уверенный ответ на поставленные вопросы можно получить, только привлекая данные тщательно проведенного эксперимента, причем желательно на реальном объекте, а не в лабораторных условиях. Такие данные в принципе не могли быть получены тогда, когда закладывались основы трубопроводной гидродинамики. К тому же неизмеримо выросли масштабы производственных объектов, диаметры труб, рабочие давления, мощности газоперекачивающих агрегатов. Современные условия и технологии транспорта газа требуют проверки моделей, полученных более полувека назад.

Заметим, что в последние годы условия для проведения промышленных экспериментов улучшились. Поскольку современные системы газоснабжения выполняют исключительно ответственные функции в энергетике и экономике страны, информационные комплексы для мониторинга их состояния непрерывно совершенствуются. Как следствие, изменяются приемы диспетчерского управления, возрастает оперативность принимаемых решений. Однако потенциальные возможности систем информатизации, установленных на объектах магистрального транспорта газа, используются не в полной мере.

Обзор публикаций по теме

История моделирования нестационарных режимов газопроводов и их систем насчитывает не одно десятилетие. Дать сколько-нибудь подробный обзор работ по этой тематике чрезвычайно трудно.

По понятным причинам исследование течений газа в длинных трубопроводах отставало от аналогичных работ по капельным жидкостям. Интерес к предмету обусловил появление первых промышленных газопроводов. Сначала исследовались лишь стационарные режимы [1], затем появились работы, где были затронуты также режимы нестационарные [2–4]. Среди русскоязычных изданий на тему нестационарных течений газа в трубопроводах следует прежде всего назвать монографию И.А. Чарного [5]. Это фундаментальное исследование до сих пор не утратило актуальности. В связи с беспрецедентным размахом строительства газопроводов больших диаметров с высоким рабочим давлением в период становления и развития газовой отрасли в Советском Союзе потребовались промышленно ориентированные исследования нестационарных течений в системах магистрального транспорта газа [6–8]. Так, И.Е. Ходанович [6] для расчета штатных режимов течения рекомендует систему уравнений

$$\begin{cases} \frac{\partial p}{\partial t} + B \frac{\partial q}{\partial x} = 0; \\ \frac{\partial p^2}{\partial x} + \Lambda q|q| = 0, \end{cases} \quad (4)$$

где $B = \frac{zRT\rho_{\text{ст}}}{f}$, $\Lambda = \frac{\lambda \rho_{\text{ст}}^2 zRT}{f^2 D}$. Уравнения (4)

получаются из системы (3), если в последней

пренебречь членами $\frac{\partial(p + \rho w^2)}{\partial x}$ и $\frac{pg}{zRT} \frac{dh}{dx}$.

Исследования в области нестационарных течений газа в длинных трубопроводах не прекращаются вплоть до настоящего времени [9–32]. Из их числа отметим лишь некоторые ранние работы, написанные в основном 15–30 лет назад, и специально остановимся на работах последних лет. Например, в монографии И. Кралика и др. [9] рассматривается комплекс проблем, связанных с эксплуатацией систем газоснабжения, в том числе и при нестационарном режиме течения. Влияние нестационарности и неизотермичности течения газа исследовано А.Я. Осядачем и М. Хачиковским [10], приведенные ими примеры использовались в дальнейшем некоторыми авторами как образец для сравнения. В ряде работ [11–14] рассматриваются различные аспекты оптимальной эксплуатации газотранспортной системы (ГТС). Исследование нестационарности течения в больших системах газоснабжения представляет особый практический интерес, так как позволяет численно охарактеризовать эффект изменения аккумулярованного в трубах газа. В частности, перечень соответствующих публикаций, вышедших ранее 2014 г., можно найти в обзоре Р.З. Риос-Меркадо и С. Боррас-Санчеса [15].

В последние годы отмечается всплеск интереса к нестационарным течениям в сетях газопроводов в связи с широким распространением за рубежом интегрированных систем (электроэнергетика плюс газ) и систем с возобновляемыми источниками энергии, где газ выполняет функции резервного топлива. Основной целью исследований является скоординированное управление крупномасштабными системами электроэнергетики и газоснабжения в суточном цикле функционирования [16–22]. Для имитации нестационарных течений чаще других используется система гиперболического типа, получающаяся из системы (3), в которой член $\frac{\partial(\rho w^2)}{\partial x}$ считается пренебрежимо

малым и поэтому отбрасывается. А. Злотник и др. [16–18] систему уравнений в частных производных аппроксимируют моделью с сосредоточенными параметрами. Каждый из трубопроводов системы разбивается, при необходимости, на части, и решение строится на расширенном таким образом графе сети, отвечающем структуре трубопроводной системы. Тем самым фактически используется

метод конечных разностей с укрупненными шагами разбиения по пространственной переменной. Расчет режима в трубопроводной сети сводится к решению системы обыкновенных дифференциальных уравнений для параметров газового потока в узловых точках. Алгоритмы иллюстрируются численными примерами расчета течений в различных трубопроводных структурах. Представление о степени близости результатов моделирования к реальным режимам функционирования на предстоящий суточный цикл функционирования дает работа Х.А. Бехруза и др. [22], где исследуется влияние неопределенности информации на результаты процедур оптимизации. Г.Р. Прайс и др. [23] систему в частных производных сводят в конечном счете к алгебраической системе уравнений, напоминающей математическую модель электроэнергетической сети. Весьма эффективна модель с сосредоточенными параметрами [24–25], где за основу аппроксимации взята система параболического типа (4).

Чаще всего для решения системы (3) гиперболического типа используется метод характеристик. Иногда численное интегрирование выполнено с помощью неявных схем [27, 30]. Т. Киучи [27] основывает алгоритм решения конечно-разностных уравнений на методе Ньютона – Рафсона. Результаты нескольких конкретных расчетов сопоставлены с результатами, полученными методом характеристик и двухступенчатым методом Лакса – Вендроффа. При достаточно малом шаге по времени они прекрасно согласуются между собой. Оказалось, что метод неявных разностных схем требует меньших затрат времени. К такому же выводу пришел Г.П. Грейвенштейн [30].

Г.П. Грейвенштейн и Д.П. Лори [31] приводят примеры колебательных процессов. Вычисления выполняются с применением разных алгоритмов теории гидравлических цепей, чаще других – алгоритма Патанкара и Спалдинга. Показано, что этот метод не чувствителен к начальным условиям и имеет преимущества перед методом Ньютона – Рафсона.

А. Маклин и др. [32] реализовали численное интегрирование системы уравнений (3) без упрощающих предположений. Для вычислений ими использовался программный пакет ANSYS FLOTRAN, основанный на методе конечных элементов. Исследовались, к примеру, колебательные процессы. Надо заметить, что

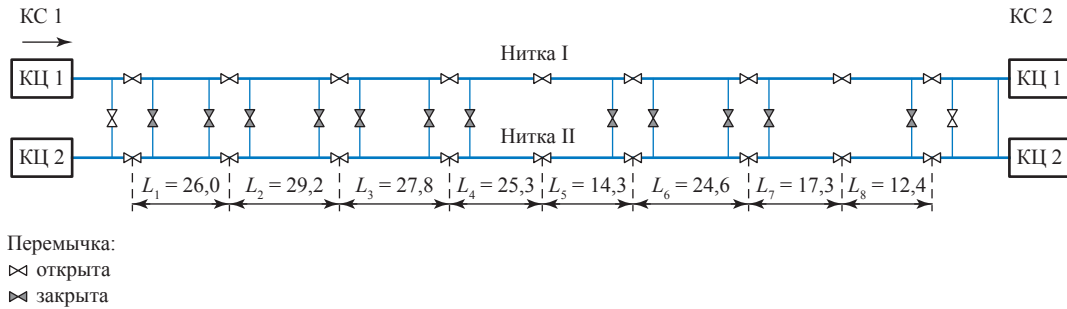


Рис. 1. Принципиальная схема участка двухниточного коридора магистральных газопроводов: L_i – длина i -й секции, км; КЦ – компрессорный цех

пакет не всегда приводил к технологически оправданным решениям.

Технологическая специфика задач оперативного управления крупномасштабными ГТС предъявляет к моделям определенные требования, не позволяя воспользоваться буквально, без модификаций, известными результатами. Стремление наиболее адекватно отразить эффекты неизотермичности течения или детализировать описание технологической структуры не всегда бывает оправданно [26–29].

Современное состояние проблемы моделирования нестационарных течений газа в русскоязычной литературе отражено в монографиях С.А. Сарданашвили, М.Г. Сухарева, Р.В. Самойлова, М.В. Лурье, Э.А. Бондарева, А.Ф. Воеводина [33–36].

Исходные данные для анализа

В настоящей работе используются данные манометрической съемки в штатных режимах на двухниточном коридоре магистральных газопроводов (рис. 1). Длина трассы 176,9 км, на трассе расположены девять пунктов замера. Нитки работают изолированно, открыты лишь переключки в начале и в конце участка, все остальные переключки закрыты. Манометры и термометры расположены на замерных пунктах у каждой переключки. Расход измеряется в конце трубопровода на входе компрессорной станции (КС) 2.

Исследованы две совокупности записей, переданных по системам телемеханики с замерных пунктов в центр управления ГТС. Одна из этих совокупностей содержит параметры режимов, имевших место в июле 2016 г. (интервал наблюдения ≈ 10 сут, промежутки между замерами – 5 мин). Другая совокупность замеров относится к июлю 2017 г. (интервал наблюдения ≈ 29 ч, промежутки между

замерами – 1 мин). Обработывались замеры давления⁴ $p(t)$ с использованием компьютерной технологии MeasurerViewer⁵ (обозревателя замеров). На рис. 2 изображено одно из семейств функций $p_i^l(t)$, $i = 1, \dots, 9$ (верхний индекс l означает, что замеры относятся к l -й нитке, i – номер замерного пункта по участку (см. рис. 1)). Рис. 3 дает представление об интервалах дискретизации времени и давления. Дискретный характер информации обусловил определенные трудности ее обработки. При анализе семейства графиков выявлены систематические ошибки манометров, из-за чего потребовалась предварительная обработка замеров [37–39].

Характерные особенности графиков замеров давления

Анализ кривых $p_i^l(t)$ по обеим совокупностям (2016 и 2017 гг.) позволил выявить и в какой-то степени исследовать некоторые физические явления (всплески, спады и «высокочастотные» колебания давления), имеющие место при тении газа в трубопроводе.

А. Всплески и спады. В общей сложности авторами рассмотрены 10 семейств графиков⁶ (на рис. 2 нашло отражение одно такое семейство). Обратим внимание прежде всего на наличие резких подъемов (всплесков) и понижений (спадов) давления. Например, вскоре после

⁴ Наряду с давлением в распоряжении авторов были замеры температуры. Однако, как показал анализ, изменения температуры оказывают на результаты расчета существенно меньшее влияние, чем изменения давления, поэтому данные о температурном режиме не обрабатывались и фактически не анализировались.

⁵ Программа MeasurerViewer подготовлена к анализу рассматриваемой совокупности замеров А.С. Бальченко.

⁶ Замеры проводились на двух временных интервалах по 10 сут каждый: в 2016 г. – две нитки одного линейного участка; 2017 г. – четыре линейных участка по две нитки.

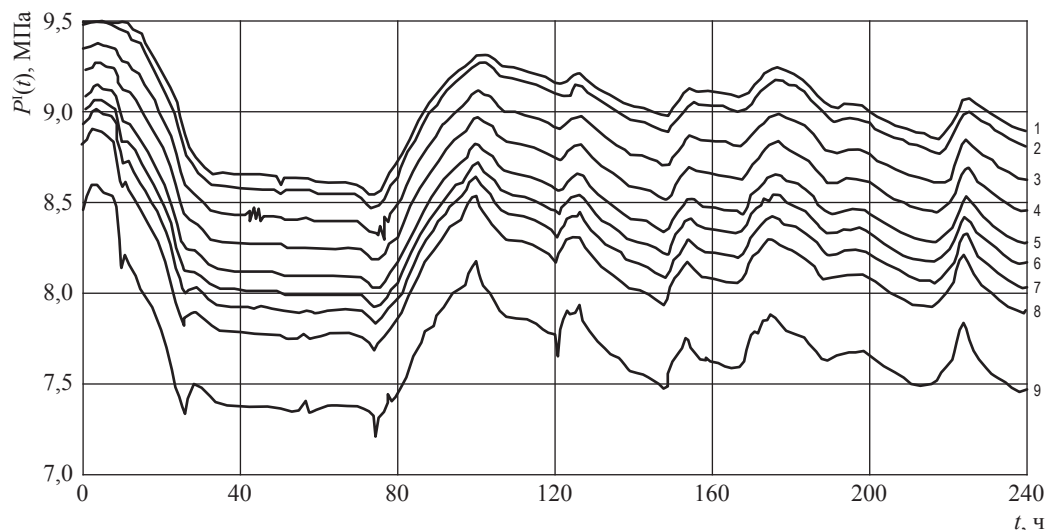


Рис. 2. Замеренные значения давления (июль 2016 г.):
графики функций $p_i(t)$, $i = 1, \dots, 9$ пронумерованы сверху вниз

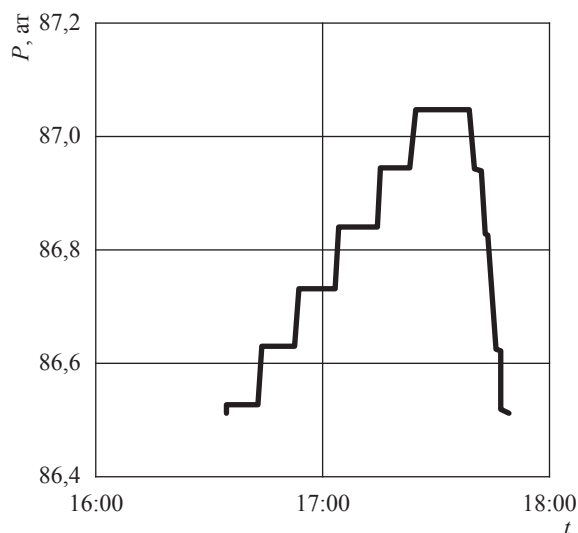


Рис. 3. Фрагмент одной из кривых $p_i(t)$

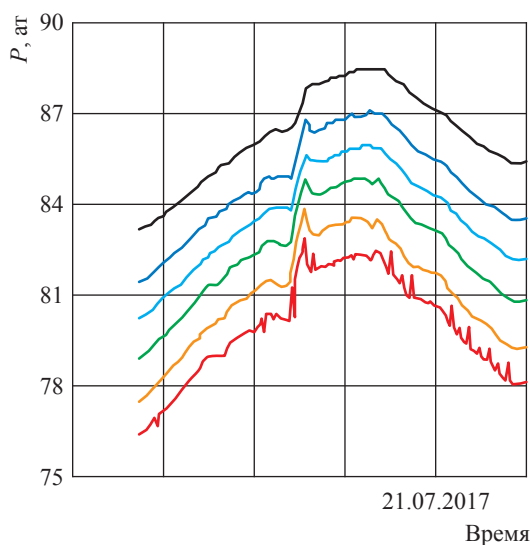


Рис. 4. Пример распространения всплесков давления в направлении против потока газа

начала наблюдения на входе КС в конце участка (см. рис. 2) имел место спад, длившийся около 40 ч и приведший к снижению давления более чем на 1 МПа. В более крупном масштабе всплеск и его распространение изображены на рис. 4.

Повышение давления на последнем крановом узле участка началось около 17:00 20 июля. За сравнительно короткое время давление поднялось примерно на 2,7 ат, затем быстро

снизилось почти на 1 ат. Рис. 4 показывает⁷, что всплеск распространялся против течения газа, при этом происходило демпфирование как «высоты» всплеска, так и последующего спада давления. Всплески и спады можно классифицировать как уединенные волны.

⁷ Всплеск движется от замерного пункта с меньшим давлением к пункту с более высоким давлением. Масштаб рисунка по временной шкале не дает возможности непосредственно увидеть, что движение происходит слева направо, и тем более оценить скорость перемещения максимума.

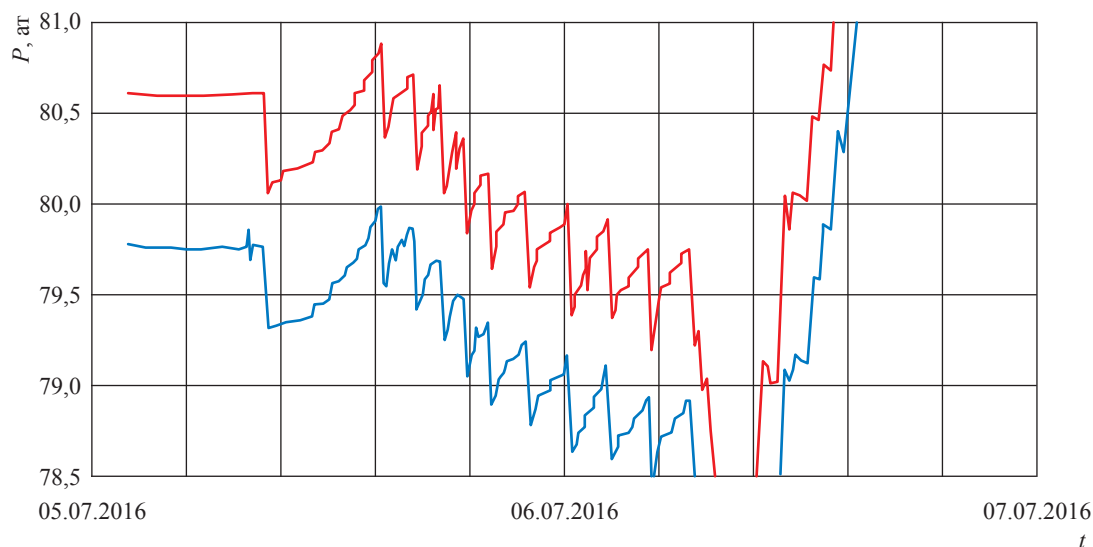


Рис. 5. «Высокочастотные» колебания давления: замерные пункты находятся на расстоянии 3 км друг от друга

Б. «Высокочастотные» колебания. Другой феномен — это колебательный процесс, примеры которого изображены на рис. 5 и 6.

Классификация причин нестационарности течения газа в трубах

Отмеченные всплески и «высокочастотные» колебания относятся, несомненно, к нестационарным процессам. В этой связи остановимся на причинах нестационарности, т.е. изменения во времени параметров потока газа (давления, расхода, температуры и др.). Назовем следующие причины:

- 1) изменение температуры окружающей среды⁸;
- 2) появление во внутренней полости трубы твердых отложений (песка, шлама), конденсата, гидратов;
- 3) непостоянство⁹ спроса потребителей;
- 4) включение и выключение оборудования;
- 5) образование сравнительно небольших сквозных отверстий (свищей, трещин) в теле трубы;
- 6) малые возмущения (звуковые колебания);
- 7) гильотинный разрыв трубы.

⁸ Изменение температуры воздуха влияет как на спрос потребителей, так и на работу оборудования. Изменение температуры воды оказывает влияние на гидравлическое сопротивление морских трубопроводов.

⁹ Потребление изменяется обычно сравнительно медленно, однако случаются быстрые изменения из-за внутрисуточных колебаний спроса крупных потребителей и отключений абонентов.

Первая, вторая и третья причины порождают медленные изменения параметров потока, для изучения которых в некоторых случаях достаточно использовать стационарные и квазистационарные модели, а в других следует учитывать динамику аккумулированного в трубах газа. Для таких ситуаций предложена модель с сосредоточенными параметрами [24, 25, 34], которая в вычислительном плане существенно эффективнее модели уравнений в частных производных (см. систему (3)). Возмущения 4-й группы феноменологически до сих пор не исследовались, по крайней мере, авторам не известны соответствующие публикации. В настоящей же работе делается акцент на изучении всплесков, спадов и «высокочастотных» колебаний, относящихся именно к этой группе.

Актуальность исследования реакции режима течения на возмущения 5-й группы не вызывает сомнения. Однако для таких исследований требуется проведение специальных экспериментов, которые позволили бы выявить различие реакций трубопровода на причины 4-й и 5-й групп. Распространение малых возмущений (6-я группа) может быть проанализировано методами механики сплошной среды [35], поскольку описывающая их система (3) относится к уравнениям гиперболического типа. Гильотинный разрыв¹⁰ (7-я группа) приводит к процессам, характеризующимся

¹⁰ Не рассматривается ввиду отсутствия прецедента в анализируемом материале.

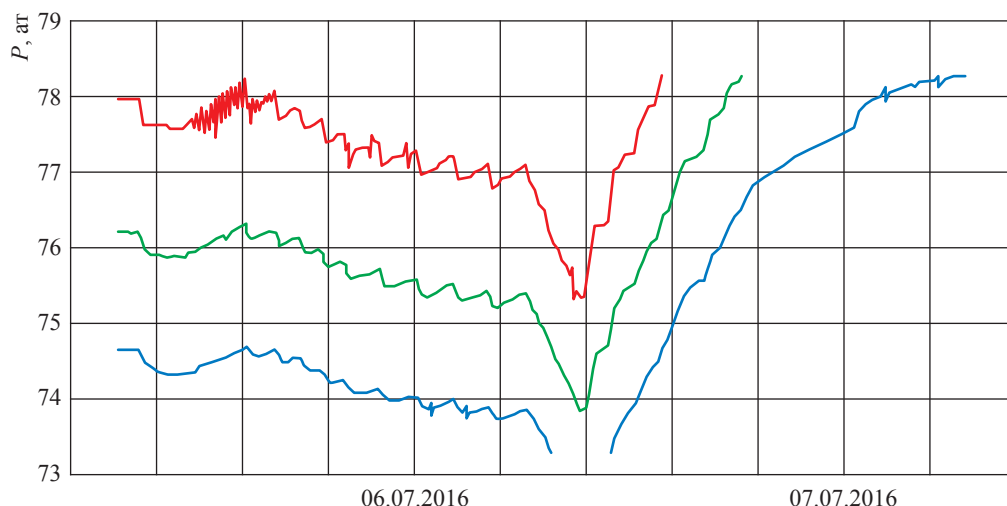


Рис. 6. «Высокочастотные» колебания давления: замерные пункты отстоят друг от друга на 24 (между нижней и средней линиями) и 28 км (между средней и верхней линиями)

интенсивным (с последующим замедлением) длительным спадом давления.

Помимо процессов, причины которых перечислены, имеют место также изменения параметров режима на «микроуровне», обусловленные, по-видимому, турбулентными пульсациями и суперпозицией затухающих колебаний.

Скорости «средних волн» и «высокочастотных» колебаний

Итак, внимание будет сосредоточено на явлениях, порождаемых возмущениями 4-й группы, с целью извлечь информацию, относящуюся к распространению волн (всплесков и спадов) давления (см. рис. 2–4) и «высокочастотных» колебаний (см. рис. 5, 6). Наиболее заметный всплеск давления на рис. 2 распространяется от зоны с меньшим давлением к большему давлению, т.е. физически волна идет против течения газа. Причем «высота» максимума, характеризующая амплитуду волны, заметно уменьшается со временем, т.е. по мере продвижения от одного замерного пункта к другому.

В таблице представлены некоторые расчетные оценки (два примера) скорости волны («всплеска»): 1-й пример (строки 1–4) – по нитке I; 2-й пример (строка 5) – по нитке II.

Разброс значений $v_{k,k+j}$ довольно велик и объясняется прежде всего неточностью фиксации моментов времени и размытостью максимума (см. рис. 3) из-за дискретности фиксации давления. В примере 1 оценка средней скорости распространения волны равна 151 м/с (по участку длиной в 55 км), во 2-м

примере – 220 м/с. Эти оценки, так же как и другие, сведения о которых здесь не приводятся, существенно отличаются от физической скорости перемещения частиц газа и от скорости распространения звука в газовом потоке ($c_{зв}$). Скорость перемещения частиц газа равна 10...20 м/с в зоне параметров, характерных для условий работы наземных газопроводов. По разным оценкам, значения $c_{зв}$ лежат в диапазоне 320...380 м/с. Приведем эти оценки.

В многочисленных англоязычных публикациях последнего времени скорость звука определяется как¹¹

$$c_{зв} = \sqrt{\frac{zRT}{\rho p_{ст}}}. \quad (5)$$

Методами механики сплошных сред [35] обосновывается следующая формула для расчета скорости распространения малых возмущений, применимая, следовательно, для расчета $c_{зв}$:

$$c_{зв} = \sqrt{\frac{C_p(p,T)}{C_V(p,T)} \frac{zRT}{1 - \left(\frac{p}{z}\right) \left(\frac{\partial z}{\partial p}\right)_T}}, \quad (6)$$

где $C_p(p,T)$ и $C_V(p,T)$ – теплоемкости газа при постоянных давлении и объеме соответственно; $z = z(p,T)$ – коэффициент сжимаемости. Расчеты по формулам (5) и (6) проводились при разных аппроксимациях z : в соответствии

¹¹ Здесь и далее в формулах индексы, несущие номинативную смысловую нагрузку, адаптированы к передаче русскоязычного текста.

Расчетная оценка средней скорости распространения волны $v_{k,k+j}$ по данным 2016 г.:

t_k – момент прохождения «всплеска» через пункт замера k , расположенный на расстоянии L_k от КС 1 (см. рис. 1); t_{k+j} – момент прохождения «всплеска» через пункт замера $k+j$, расположенный на расстоянии L_{k+j} от КС 1

№	Нитка газопровода	L_k и L_{k+j} , км	$L_{k+j} - L_k$, км	t_k и t_{k+j} , ЧЧ:ММ:СС	$t_k - t_{k+j}$, с	$v_{k,k+j}$, м/с
1	I	$L_1 = 26,$ $L_2 = 40$	14	$t_1 = 17:10:16,$ $t_2 = 17:08:30$	106	132
2		$L_2 = 40,$ $L_4 = 65$	25	$t_2 = 17:08:30,$ $t_4 = 17:05:30$	180	138
3		$L_4 = 65,$ $L_5 = 81$	16	$t_4 = 17:05:30,$ $t_5 = 17:04:12$	78	205
4		$L_1 = 26,$ $L_5 = 81$	55	$t_1 = 17:10:16,$ $t_5 = 17:04:12$	364	151
5	II	$L_1 = 26,$ $L_6 = 92$	66	$t_6 = 16:24:11,$ $t_7 = 16:19:12$	299	220

Примечание: фактически «всплеск» движется от пункта $k+j$ к пункту k .

с СТО Газпром 2-3.5-051-2006 и стандартом AGA (Американской газовой ассоциации)

$$z(p, T) = 1 + 0,257 \frac{p}{p_{кр}} - 0,533 \frac{p}{p_{кр}} \frac{T}{T_{кр}},$$

где $p_{кр}$ и $T_{кр}$ – критические значения давления и температуры соответственно. Результаты расчетов с использованием обоих приближений для $z(p, T)$ оказались близкими. При давлении и температуре, изменяющихся в диапазонах, характерных для эксплуатации российских наземных магистральных газопроводов, с помощью формулы (5) для $c_{зв}$ получены границы 323...356 м/с, а с помощью формулы (6) – 362...381 м/с. При увеличении давления скорость звука убывает, а при увеличении температуры – возрастает.

Таким образом, скорость распространения всплесков и спадов¹² не совпадает со скоростью звука, она меньше скорости звука в два-три раза. Точность исходной информации не позволила с уверенностью определить различия в скорости движения средних волн в направлениях по течению и против течения газа, а также зависимости скорости от амплитуды и от тенденции изменения давления (т.е. различия скоростей всплеска и спада давления).

Отметим определенное сходство уединенных волн (всплесков и спадов) с солитонами – волнами в открытых каналах, привлекающими внимание исследователей без малого 200 лет.

¹² По понятным теперь причинам рассматриваемые явления – всплески и спады – можно назвать *средними волнами*.

Как известно, солитоны – сравнительно редкое явление, попытки их экспериментального воспроизведения зачастую оканчивались неудачей. Отмеченные авторами явления отличаются от солитона заметным уменьшением амплитуды колебаний во времени.

«Высокочастотные» колебания давления также могут распространяться по течению газа и против него. Оценки скорости распространения этих колебаний, выполненные теми же методами, что и ранее, оказались более стабильными и равными примерно 200 м/с. Стабильность является свидетельством большей достоверности результатов и может быть объяснена тем, что моменты достижения экстремальных значений (максимумов и минимумов) давления здесь менее размыты, чем в случае средних волн, и определяются с большей точностью. Особенно четко экстремумы кривых давления выражены в первом примере «высокочастотных» колебаний (см. рис. 5).

Сопоставление фактических замеров с результатами численного моделирования

Чтобы проверить адекватность моделей, используемых в настоящее время для воспроизведения нестационарных режимов течения в газопроводах, выполнен расчет с использованием программного комплекса «Веста». В «Весте» моделью нестационарного течения служит система (3), где, однако, опущена

производная $\frac{\partial(\rho w^2)}{\partial x}$, т.е. использовано

предположение $\frac{\partial p}{\partial x} \gg \frac{\partial(\rho w^2)}{\partial x}$. Начальные

и граничные условия для расчета были выбраны таким образом, чтобы имитировать «волну» давления. Фактические данные о режиме сопоставлены с расчетами (рис. 7). Кривые в левой части рис. 7 представляют фактическое изменение давления во времени (манометрическая съемка) на шести замерных пунктах. Волна распространяется против течения газа. В соответствии с этим расположены и кривые: из двух рядом стоящих кривых нижняя отвечает замерному пункту, отстоящему дальше по течению от начала участка. Отсчитываемые в том же направлении, т.е. против течения, расстояния между замерными пунктами равны 13, 16, 26, 14 и 25 км, расстояние между крайними пунктами равно 94 км.

В качестве начальных условий для расчета взят стационарный режим, отвечающий горизонтальному ($p = \text{const}$) участку на нижней кривой (см. рис. 7 слева). Чтобы исключить

влияние на распространение «всплеска» левого граничного условия, оно было задано на значительном (более 50 км) удалении от расположения 1-го (по направлению течения) замерного пункта. Течение, таким образом, имитировалось на участке длиной около 150 км. Замерные пункты расположены на последних 94 км трассы.

В начале участка (началу трассы отвечает координата 0) фиксировались либо давление $p(0,t) = \text{const}$, либо расход $q(0,t) = \text{const}$. В конце участка (концу трассы отвечает координата 1) задавалось давление $p(1,t)$. Эта функция имитировала всплеск: сначала линейный рост давления, затем линейное падение до некоторого уровня и стабилизацию на этом уровне. Нижняя кривая на рис. 7 справа изображает заданную функцию $p(1,t)$. Начало расчетного участка было отнесено на значительное расстояние от 1-го замерного пункта, чтобы минимизировать влияние этого условия на динамику распространения исследуемой «волны» (всплеска) давления.

Сопоставим наблюдаемые (см. рис. 7 слева) и рассчитанные (см. рис. 7 справа) режимы течения. Отметим их общие черты. И в том, и в другом случае имеет место перемещение всплеска против течения газа с постепенным снижением уровня всплеска. Более тщательный анализ показывает значительное различие семейств кривых в левой и правой частях рис. 7. Фактическое размывание всплеска происходит существенно быстрее, чем на модели. На рис. 7 слева видно, что при подходе к 1-му замерному пункту всплеск практически исчез: давление поднялось и стабилизировалось. В расчетной же модели (см. рис. 7 справа) величина всплеска хотя и снижается, но, безусловно, остается заметной, давление не стабилизируется.

Кроме того, фактически всплеск имеет форму пика вплоть до 2-го по ходу течения газа замерного пункта. В модели же наблюдается выполаживание пика, все более существенное по мере продвижения волны (всплеска). Эти отклонения модели от факта свидетельствуют о неполной адекватности модели и целесообразности ее совершенствования.

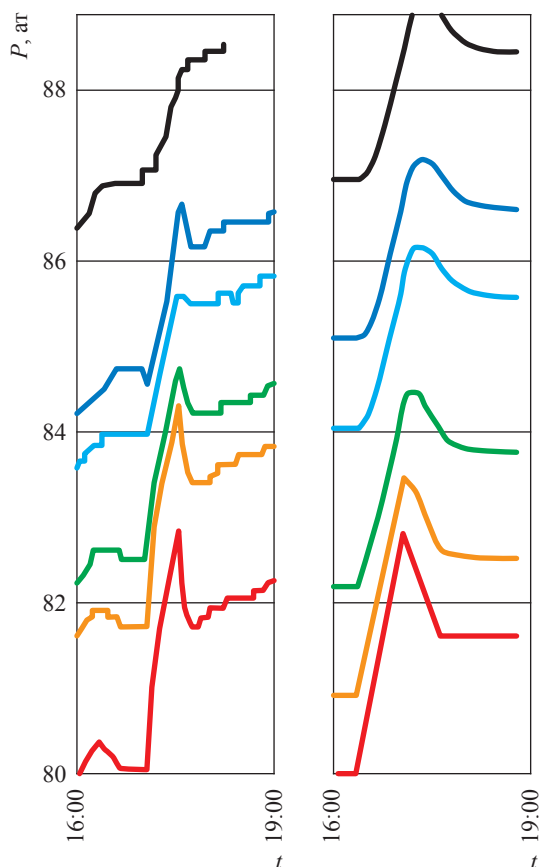


Рис. 7. Динамика распространения всплеска давления: слева – манометрическая съемка на объекте; справа – результаты компьютерного расчета

Возможные применения уточненных моделей течения флюидов в длинных трубопроводах

Масштабы производства, исключительная роль газа в энергетике определяют значимость технического прогресса в газовой

отрасли для экономики и экологии страны. Информатизация технологических объектов в транспорте газа играет определенную роль в управлении производственными процессами, однако ее потенциальные возможности далеко не исчерпаны. Уточнение моделей течения газа в магистральных трубопроводах откроет новые возможности для автоматического распознавания утечек и других нештатных ситуаций и будет способствовать совершенствованию оперативного управления газотранспортной системой в целом.

На базе уточненных моделей нестационарных процессов возможна разработка новых процедур режимной диагностики. Чтобы отследить возникающие по различным причинам колебания, пригодны ныне действующие штатные информационные системы. Контрольно-измерительные приборы и автоматика и средства телемеханики, которыми оборудованы магистральные газопроводы, обеспечивают поступление в режиме реального времени огромных объемов информации, которая, однако, используется далеко не полностью. Она не нужна для непосредственного решения первоочередных задач оперативного управления, например маневрирования потоками. В силу относительной быстроты протекания процессов большой объем фиксируемых данных не может быть непосредственно (т.е. без соответствующей обработки) использован диспетчерским персоналом. На практике необходимы еще информационные технологии предварительной обработки и анализа поступающей информации, прогноза возникновения нештатных ситуаций.

Отметим, что очень похожая ситуация имеет место в транспорте нефти и нефтепродуктов. Принятые в настоящее время модели течения капельных жидкостей также выведены при некоторых недостаточно проверенных предположениях. Так же как и для течений газа, постулируется, например, гипотеза квазистационарности. Не исключено, что уточнение моделей позволит создать новые методы режимной диагностики, направленные, в частности, на борьбу с бедствием последнего времени – несанкционированными врезками.

Опираясь на неиспользуемые резервы информационного обеспечения, целесообразно ставить новые задачи, например непрерывного мониторинга герметичности или гасителей сильных возмущений. Беспрецедентные успехи

последнего времени в сфере информационных технологий позволяют надеяться на создание следующего поколения отечественных информационных систем, выполняющих новые функции. Конечной их целью является вывод отечественных предприятий трубопроводного транспорта на качественно более высокий уровень оперативного управления процессами, надежности функционирования и промышленной безопасности.

Таким образом, проанализированы графики изменения давления за несколько суток, зафиксированные всем комплексом замерных пунктов, размещенных на двухниточном коридоре газопроводов. Эта информация является достаточно представительной, она использована для критического анализа математических моделей нестационарного течения газа в длинных трубопроводах. В исследованных режимах течения сколько-нибудь существенных изменений температуры не наблюдалось, поэтому результаты исследования относятся только к системе уравнений неразрывности и количества движения и не затрагивают уравнение сохранения энергии. По результатам анализа предложены следующие подходы к корректировке (уточнению) одномерной модели течения газа с целью более адекватного описания реальных процессов: сохранение зачастую отбрасываемого слагаемого в уравнении количества движения, отказ от гипотезы квазистационарности.

Установлено, что в эксплуатационных режимах загруженных магистральных газопроводов имеют место следующие явления, не описанные ранее в литературе: резкие всплески и спады давления, распространяющиеся как уединенные волны с затухающей амплитудой, и периодические колебательные процессы. Отмечено определенное сходство уединенных волн с солитонами – нелинейными волнами на поверхности жидкости и в других средах. Проведена оценка скорости уединенных волн и периодических процессов. Для уединенных волн оценка колеблется в пределах 110...200 м/с, а для периодических процессов равна примерно 200 м/с. Широкий диапазон изменения объясняется неточностью измерений, дискретностью шкалы давления и фиксации моментов времени. Отмеченные скорости распространения волн на порядок больше скорости перемещения частиц газа и в два-три раза меньше скорости звука.

Список литературы

1. Weymouth T.R. Problems in natural gas engineering / T.R. Weymouth // *Trans. ASME*. – 1912. – Т. 34. – С. 185.
2. Johnson T.W. Flow of natural gas through high-pressure transmission lines: technical report / T.W. Johnson, W.B. Berwald. – Bartlesville, Okla. (USA): Bureau of mines, 1935. – 120 с.
3. Miller B. Gas transportation system calculation / B. Miller. – New York: Hoore Pub. Co. Inc., 1949.
4. Smith R.V. Flow of natural gas through experimental pipelines and transmission lines / R.V. Smith, J.S. Miller, J.W. Ferguson. – Bartlesville, Okla. (USA): Bureau of mines, 1956. – 89 с.
5. Чарный И.А. Неустановившееся движение реальной жидкости в трубах / И.А. Чарный. – 2-е изд. – М.: Недра, 1975. – 296 с.
6. Ходанович И.Е. Аналитические основы проектирования и эксплуатации магистральных газопроводов / И.Е. Ходанович. – М.: Гостоптехиздат. 1961. – 128 с.
7. Сухарев М.Г. Оптимизация систем транспорта газа / М.Г. Сухарев, Е.Р. Ставровский. – М.: Недра, 1975. – 277 с.
8. Васильев О.Ф. Неизотермическое течение газа в трубах / О.Ф. Васильев, Э.А. Бондарев, А.Ф. Воеводин и др. – Новосибирск: Наука. Сибирское отд., 1978. – 127 с.
9. Králik J. Dynamic modeling of large-scale network with application to gas distribution / J. Králik, P. Stiegler, Z. Vostrý, et al. – Amsterdam, etc.: Elsevier, 1988. – 364 с.
10. Osiadacz A.J. Comparison of isothermal and nonisothermal gas flow models / A.J. Osiadacz, M. Chaczykowski // *Chem. Eng. J.* – 2001. – Т. 81. – С. 41–51.
11. Osiadacz A.J. Dynamic optimization of high pressure gas networks using hierarchical systems theory / A.J. Osiadacz // 26th Annual meeting of Pipeline Simulation Interest Group, San Diego, USA, 13–14 October 1994.
12. Ehrhardt K. Nonlinear optimization in gas networks / K. Ehrhardt, M.C. Steinbach // *Modelling, simulation and optimization of complex processes: Proc. of the International Conference on High Performance Scientific Computing*, March 10–14, 2003, Hanoi, Vietnam. – С. 139–148.
13. Ke S.L. Transient analysis of isothermal gas flow in pipeline network / S.L. Ke, H.C. Ti // *Chemical Engineering Journal*. – 2000. – Т. 76. – С. 169–177.
14. Cameron I. Using an excel-based model for steady-state and transient simulation / I. Cameron // 31st Annual meeting PSIG (Pipeline Simulation Interest Group), St. Louis, Missouri, 20–22 October 1999.
15. Ríos-Mercado R.Z. Optimization problems in natural gas transportation systems: A state-of-the-art review / R.Z. Ríos-Mercado, C. Borraz-Sánchez // *Applied Energy*. – 2014. – Т. 147. – С. 536–555.
16. Zlotnik A. Model reduction and optimization of natural gas pipeline dynamics / A. Zlotnik, S. Dyachenko, S. Backhaus, et al. // *ASME Dynamic systems and control conference*. – 2015. – Т. 3. – 10 с. – DOI:10.1115/DSCC2015-9683. – <https://permalink.lanl.gov/object/tr?what=info:lanl-repo/lareport/LA-UR-15-22317>
17. Zlotnik A. Optimal control of transient flow in natural gas networks / A. Zlotnik, M. Chertkov, S. Backhaus // 54th IEEE conference on decision and control (CDC). – 2015. – С. 4563–4570. – <https://arxiv.org/pdf/1504.02505.pdf>
18. Zlotnik A. Control policies for operational coordination of electric power and natural gas transmission systems / A. Zlotnik, L. Roald, S. Backhaus, et al. // *American Control Conference (ACC)*, Boston, MA. – 2016. – С. 7478–7483. – DOI: 10.1109/ACC.2016.7526854. – http://yalma.fime.uanl.mx/~roger/ftp/MM17_removed/cites/evidence/2016%20proc%20ACC%20Zlotnik%20etal.pdf
19. Chiang N.Y. Large-scale optimal control of interconnected natural gas and electrical transmission systems / N.Y. Chiang, V.M. Zavala // *Applied Energy*. – 2016. – Т. 168. – С. 226–235.
20. Yang J. Modeling the transient security constraints of natural gas network in day-ahead power system scheduling / J. Yang, N. Zhang, Ch. Kang, et al. // *Proc. of 2017 IEEE Power & Energy Society General Meeting*, Chicago, IL, USA. – 5 с. – <https://doi.org/10.1109/PESGM.2017.8274497>
21. Behrooz H.A. Modeling and state estimation for gas transmission networks / H.A. Behrooz, R.B. Boozarjomehry // *Journal of Natural Gas Science and Engineering*. – 2015. – Т. 22. – С. 551–570.
22. Behrooz H.A. Dynamic optimization of natural gas networks under customer demand uncertainties / H.A. Behrooz, R.B. Boozarjomehry // *Energy*. – 2017. – № 134. – С. 968–983. – DOI: 10.1016/j.energy.2017.06.087.
23. Price G.R. Evaluating the effective friction factor and overall heat transfer coefficient during unsteady pipeline operation / G.R. Price, R.K. McBrien, S.N. Rizopoulos, et al. // *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. – 1999. – Т. 121. – С. 131–136.

24. Сухарев М.Г. Новая методика моделирования нестационарных течений газа в системах газоснабжения / М.Г. Сухарев, Р.В. Попов // Известия РАН. Энергетика. – 2015. – № 2. – С. 150–159.
25. Sukharev M.G. Mathematical and computer models for identification and optimal control of large-scale gas supply systems / M.G. Sukharev, K.O. Kosova, R.V. Popov // Energy. – 2019. – Т. 184. – С. 113–122. – <https://doi.org/10.1016/j.energy.2018.02.131>
26. Fedorovicz R. Flow modelling in gas transmission networks / R. Fedorovicz, E. Kolodzinski, L. Solarz // J. of theoretical and applied mechanics. – 2002. – Т. 40. – № 4. – С. 873–894.
27. Kiuchi T. An implicit method for transient gas flows in pipe networks / T. Kiuchi // Int. J. Heat and Fluid Flow. – 1994. – Т. 15. – № 5. – С. 378–383.
28. Fukushima K. Gas pipeline leak detection system using the online simulation method / K. Fukushima, R. Maeshima, A. Kinoshita, et al. // Computers and Chemical Engineering. – 2000. – Т. 24. – С. 453–456.
29. Thorley A.R.D. Unsteady and transient flow of compressible fluids in pipelines: a review of theoretical and some experimental studies / A.R.D. Thorley, C.H. Tiley // Int. J. Heat and Fluid Flow. – 1987. – Т. 8. – № 1. – С. 3–15.
30. Greyvenstein G.P. An implicit method for the analysis of transient flows in pipe network / G.P. Greyvenstein // Int. J. for Numerical Methods in Engineering. – 2002. – Т. 53. – С. 1127–1143.
31. Greyvenstein G.P. A segregated CFD approach to pipe network analysis / G.P. Greyvenstein, D.P. Laurie // International Journal for Numerical Methods in Engineering. – 1994. – Т. 37. – № 21. – С. 3685–3705.
32. Maclean A. Transient modeling and simulations with Ansys Flotran of natural gas in pipelines / A. Maclean, N. Asiedu, E. Neba, et al. // Preprints. – 2018. – № 2018070150. – doi:10.20944/preprints201807.0150.v1
33. Сарданашвили С.А. Расчетные методы и алгоритмы (трубопроводный транспорт газа) / С.А. Сарданашвили. – М.: Нефть и газ, 2005. – 577 с.
34. Сухарев М.Г. Анализ и управление стационарными и нестационарными режимами транспорта газа / М.Г. Сухарев, Р.В. Самойлов. – М.: РГУ нефти и газа (НИУ) им. И.М. Губкина, 2016. – 399 с.
35. Лурье М.В. Теоретические основы трубопроводного транспорта нефти, нефтепродуктов и газа / М.В. Лурье. – М.: Недра, 2017. – 477 с.
36. Бондарев Э.А. Решение задач трубной гидравлики в системах добычи и транспорта природного газа / Э.А. Бондарев, А.Ф. Воеводин. – Новосибирск: СО РАН, 2017. – 209 с.
37. Sukharev M. New diagnostic methods aimed at increasing of reliability and safety of the main pipeline transport / M. Sukharev, Ks. Kosova // E3S Web Conf. RSES 2017 (Methodological problems in reliability study of large energy systems). – 2017. – Т. 25. – № 02001. – <https://doi.org/10.1051/e3sconf/20172502001>
38. Сухарев М.Г. Методика поверки измерительной аппаратуры в процессе эксплуатации магистральных газопроводов и их систем / М.Г. Сухарев, К.О. Косова // Труды РГУ нефти и газа им. И. М. Губкина. – 2017. – № 2. – С. 103–114.
39. Сухарев М.Г. Оперативная корректировка показаний измерительных приборов на магистральном газопроводе по замерам режимных параметров / М.Г. Сухарев, К.О. Косова // Территория Нефтегаз. – 2018. – № 9. – С. 14–23.

Studying phenomenological effects of unsteady gas flows: a case of a passive test on a trunk gas pipeline

M.G. Sukharev^{1*}, O.N. Kochuyeva¹

¹ National University of Oil and Gas «Gubkin University», Bld. 1, Est. 65, Leninskiy prospect, Moscow, 119991, Russian Federation

* E-mail: mgsukharev@mail.ru

Abstract. This paper concerns with several issues of simulation of the unsteady gas traveling in long pipelines. Authors examine a common gas flow model representing a system of partial differential equations derived by means of continuum mechanics instrumentation. They rise the points of relevance of the simplifying predicates, adopted for derivation and further rearrangement of these equations. It is stated that feasibility of such predicates has not been testified experimentally.

The paper reveals analysis of manometric data related to an operated high-pressure trunk gas pipeline, conditions of passive testing of gas flow regimes, and description of the wave processes, which occurred during the tests. Authors have assessed velocities of the pressure waves distribution and damping out, and have uncovered few physical phenomena, which can't be explained by means of available information. Comparison of the factual observations and the modelled values shows some disagreement between them.

Keywords: unsteady gas flow, mathematical modelling, gas transportation system, wave processes, sound velocity, solitary waves, validity of a model.

References

1. WEYMOUTH, T.R. Problems in natural gas engineering. *Trans. ASME*. 1912, vol. 34, p. 185.
2. JOHNSON, T.W., W.B. BERWALD. *Flow of natural gas through high-pressure transmission lines*. Bartlesville, Okl., USA: Bureau of mines, 1935.
3. MILLER, B. *Gas transportation system calculation*. New York: Hoore Pub. Co. Inc., 1949.
4. SMITH, R.V., J.S. MILLER, J.W. FERGUSON. *Flow of natural gas through experimental pipelines and transmission lines*. Bartlesville, Okla., USA: Bureau of mines, 1956.
5. CHARNYY, I.A. *Unsteady motion of real liquid in tubes* [Neustanovivsheyesya dvizheniye realnoy zhidkosti v trubakh]. 2nd ed. Moscow: Nedra, 1975. (Russ.).
6. KHODANOVICH, I.Ye. *Analytical basics of gas mains design and operation* [Analiticheskiye osnovy proyektirovaniya i ekspluatatsii magistralnykh gazoprovodov]. Moscow: Gostoptekhizdat, 1961. (Russ.).
7. SUKHAREV, M.G., Ye.R. STAVROVSKIY. *Optimization of gas transportation systems* [Optimizatsiya sistem transporta gaza]. Moscow: Nedra, 1975. (Russ.).
8. VASILYEV, O.F., E.A. BONDAREV, A.F. VOYEVODIN, et al. *Non-isothermal gas flow in tubes* [Neizotermicheskoye techeniye gaza v trubakh]. Novosibirsk: Nauka, Siberian branch, 1978. (Russ.).
9. KRÁLIK, J., P. STIEGLER, Z. VOSTRÝ, et al. *Dynamic modeling of large-scale network with application to gas distribution*. Amsterdam, etc.: Elsevier, 1988.
10. OSIADACZ, A.J., M. CHACZYKOWSKI. Comparison of isothermal and nonisothermal gas flow models. *Chem. Eng. J.* 2001, vol. 81, pp. 41–51. ISSN 1385-8947.
11. OSIADACZ, A.J. Dynamic optimization of high pressure gas networks using hierarchical systems theory. *26th Annual meeting of Pipeline Simulation Interest Group (PSIG)*, San Diego, USA, 13–14 October 1994.
12. EHRHARDT, K., M.C. STEINBACH. Nonlinear optimization in gas networks. *Modelling, simulation and optimization of complex processes: Proc. of the International conference on high performance scientific computing*, 10–14 March 2003, Hanoi, Vietnam, pp. 139–148.
13. KE, S.L., H.C. TI. Transient analysis of isothermal gas flow in pipeline network. *Chemical Engineering Journal*. 2000, vol. 76, pp. 169–177. ISSN 1385-8947.
14. CAMERON I. Using an excel-based model for steady-state and transient simulation. *31st Annual Meeting of Pipeline Simulation Interest Group (PSIG)*, 20–22 October 1999, St. Louis, Missouri.
15. RÍOS-MERCADO, R.Z., C. BORRAZ-SÁNCHEZ. Optimization problems in natural gas transportation systems: A state-of-the-art review. *Applied Energy*, 2014, vol. 147, pp. 536–555. ISSN 0306-2619.
16. ZLOTNIK, A., S. DYACHENKO, S. BACKHAUS, et al. Model reduction and optimization of natural gas pipeline dynamics. *ASME Dynamic systems and control conference*. 2015, vol. 3, 10 pp. DOI: 10.1115/DSCC2015-9683.
17. ZLOTNIK, A., M. CHERTKOV, S. BACKHAUS. Optimal control of transient flow in natural gas networks [online]. *54th IEEE conference on decision and control (CDC)*. 2015, pp. 4563–4570. Available from: <https://arxiv.org/pdf/1504.02505.pdf>
18. ZLOTNIK, A., L. ROALD, S. BACKHAUS, et al. Control policies for operational coordination of electric power and natural gas transmission systems [online]. American Control Conference (ACC), Boston, MA. 2016, pp. 7478–7483. DOI: 10.1109/ACC.2016.7526854. Available from: http://yalma.fime.uanl.mx/~roger/ftp/MM17_removed/cites/evidence/2016%20proc%20ACC%20Zlotnik%20etal.pdf
19. CHIANG, N.Y., V.M. ZAVALA. Large-scale optimal control of interconnected natural gas and electrical transmission systems. *Applied Energy*. 2016, vol. 168, pp. 226–235. ISSN 0306-2619.
20. YANG, J., N. ZHANG, Ch. KANG, et al. Modeling the transient security constraints of natural gas network in day-ahead power system scheduling. *Proc. of 2017 IEEE Power & Energy Society General Meeting*, Chicago, IL, USA, 5 pp. Available from: <https://doi.org/10.1109/PESGM.2017.8274497>
21. BEHROOZ, H.A., R.B. BOOZARJOMEHRY. Modeling and state estimation for gas transmission networks. *Journal of Natural Gas Science and Engineering*. 2015, vol. 22, pp. 551–570. ISSN 1875-5100.
22. BEHROOZ, H.A., R.B. BOOZARJOMEHRY. Dynamic optimization of natural gas networks under customer demand uncertainties. *Energy*. 2017, no. 134, pp. 968–983. ISSN 0360-5442. DOI: 10.1016/j.energy.2017.06.087.
23. PRICE, G.R., R.K. MCBRIEN, S.N. RIZOPOULOS, et al. Evaluating the effective friction factor and overall heat transfer coefficient during unsteady pipeline operation. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 1999, vol. 121, pp. 131–136. ISSN 0892-7219.

24. SUKHAREV, M.G., R.V. POPOV. A new procedure for modelling nonstationary gas flows in gas supply systems [Novaya metodika modelirovaniya nestatsionarnykh techeniy gaza v sistemakh gazosnabzheniya]. *Izvestiya RAN. Energetika*. 2015, no. 2, pp. 150–159. ISSN 0002-3310. (Russ.).
25. SUKHAREV, M.G., K.O. KOSOVA, R.V. POPOV. Mathematical and computer models for identification and optimal control of large-scale gas supply systems. *Energy*. 2019, vol. 184, pp. 113–122. ISSN 0360-5442. Available from: <https://doi.org/10.1016/j.energy.2018.02.131>
26. FEDOROVICZ, R., E. KOLODZINSKI, L. SOLARZ. Flow modelling in gas transmission networks. *J. Of theoretical and applied mechanics*. 2002, vol. 40, no. 4, pp. 873–894. ISSN 0167-8442.
27. KIUCHI, T. An implicit method for transient gas flows in pipe networks. *Int. J. Heat and Fluid Flow*. 1994, vol. 15, no. 5, pp. 378–383. ISSN 0142-727X.
28. FUKUSHIMA, K., R. MAESHIMA, A. KINOSHITA, et al. Gas pipeline leak detection system using the online simulation method. *Computers and Chemical Engineering*. 2000, vol. 24, pp. 453–456. ISSN 0098-1354.
29. THORLEY, A.R.D., C.H. TILEY. Unsteady and transient flow of compressible fluids in pipelines--a review of theoretical and some experimental studies. *Int. J. Heat and Fluid Flow*. 1987, vol. 8, no. 1, pp. 3–15. ISSN 0098-1354.
30. GREYVENSTEIN, G.P. An implicit method for the analysis of transient flows in pipe network. *Int. J. for Numerical Methods in Engineering*. 2002, vol. 53, pp. 1127–1143. ISSN 0029-5981.
31. GREYVENSTEIN, G.P., D.P. LAURIE. A segregated CFD approach to pipe network analysis. *Int. J. for Numerical Methods in Engineering*. 1994, vol. 37, is. 21, pp. 3685–3705. ISSN 0029-5981.
32. MACLEAN, A., N. ASIYEDU, E. NEBA, et al. Transient modeling and simulations with Ansys Flotran of natural gas in pipelines. *Preprints*. 2018, no. 2018070150. DOI: 10.20944/preprints201807.0150.v1
33. SARDANASHVILI, S.A. *Computational methods and algorithms (pipeline gas transportation)* [Raschetnyye metody i algoritmy (truboprovodnyy transport gaza)]. Moscow: Neft i gaz, 2005. (Russ.).
34. SUKHAREV, M.G., R.V. SAMOYLOV. *Analysis and control of steady and unsteady regimes of gas transportation* [Analiz i upravleniye statsionarnymi i nestatsionarnymi rezhimami transporta gaza]. Moscow: Gubkin University, 2016. (Russ.).
35. LURYE, M.V. *Theoretical basics of pipeline transfer of oil, oil products, and gas* [Teoreticheskiye osnovy truboprovodnogo transporta nefi, nefteproduktov i gaza]. Moscow: Nedra, 2017. (Russ.).
36. BONDAREV, E.A., A.F. VOYEVODIN. *Solving problems of tube hydraulics in systems for natural gas production and transporting* [Resheniye zadach trubnoy gidravliki v sistemakh dobychi i transporta prirodnogo gaza]. Novosibirsk: Siberian branch of Russian academy of sciences, 2017. (Russ.).
37. SUKHAREV, M., Ks. KOSOVA. New diagnostic methods aimed at increasing of reliability and safety of the main pipeline transport [online]. *E3S Web Conf. RSES 2017 (Methodological problems in reliability study of large energy systems)*. 2017, vol. 25, no. 02001. Available from: <https://doi.org/10.1051/e3sconf/20172502001>
38. SUKHAREV, M.G., K.O. KOSOVA. Procedure for verification of measuring instruments amid operation of gas mains and their systems [Metodika poverki izmeritelnoy apparatury v protsesse ekspluatatsii magistralnykh gazoprovodov i ikh sistem]. *Trudy RGU nefi i gaza im. I.M. Gubkina*. 2017, no. 2, pp. 103–114. ISSN 2073-9028. (Russ.).
39. SUKHAREV, M.G., K.O. KOSOVA. Prompt correction of indications of measuring instruments at a trunk gas pipeline according to measured values of regime parameters [Operativnaya korektirovka pokazaniy izmeritelnykh priborov na magistralnom gazoprovode po zameram rezhimnykh parametrov]. *Territoriya Neftegaz*. 2018, no. 9, pp. 14–23. ISSN 2072-2745. (Russ.).

УДК 622.691.4.053:662.614.2:536.6

Технологические вопросы контроля теплотворной способности газа, поставляемого потребителям Единой системы газоснабжения России

Н.А. Кисленко¹, И.А. Прудников¹, В.В. Васильев¹, И.О. Стурейко^{2*},
Р.Я. Грыб², Н.А. Соколова²

¹ ПАО «Газпром», Российская Федерация, 190900, г. Санкт-Петербург, BOX 1255

² ООО «НИИГазэкономика», Российская Федерация, 105066, г. Москва,
ул. Старая Басманная, д. 20, стр. 8

* E-mail: i.stureyko@econom.gazprom.ru

Тезисы. В работе рассматриваются вопросы технологической реализуемости контроля теплотворной способности поставляемого газа. Данный аспект важен в рамках рассмотрения возможности перехода на взаиморасчеты с потребителями в энергетических единицах так, как это происходит в Европе. Необходимость обеспечения непрерывности поступления и достоверности данных о теплотворной способности газа, поставляемого потребителям на каждой газораспределительной станции, предъявляет высокие требования к организации подобной системы.

В настоящее время основной объем природного газа, поставляемого в рамках Единой системы газоснабжения (ЕСГ) России, добывается в Надым-Пур-Тазовском регионе и на п-ове Ямал из верхнемеловых сеноманских залежей [1]. Для поддержания уровней добычи газа ПАО «Газпром» активно вводит в разработку более глубоко залегающие нижнемеловые и юрские формации в коллекторах, приуроченных к валанжинской свите и ачимовской пачке. По компонентному составу природный газ этих горизонтов отличается от сеноманского повышенным содержанием этана, пропана, бутана и более тяжелых компонентов [2] и, как следствие, выделением большего количества энергии при его сжигании. Энергию природного газа, выделяемую при сжигании, называют теплотворной способностью или калорийностью природного газа и выражают в единицах энергии – джоулях или калориях соответственно.

Согласно фактическим замерам теплотворная способность природного газа, подготовленного на установках комплексной подготовки газа (УКПГ) месторождений, варьируется в достаточно широком диапазоне – от 7600 до 12000 ккал/м³ – в зависимости от региона добычи и залежей¹. Средневзвешенная по объему добычи калорийность газа истощаемых сеноманских залежей основных разрабатываемых месторождений Западной Сибири составляет около 8000 ккал/м³, при этом калорийность подготовленного к транспорту газа, добытого из нижележащих (нижнемеловых и юрских) отложений, составляет в среднем 8600 ккал/м³.

В связи с истощением запасов основных газоносных сеноманских отложений и ростом объемов добычи газа более глубоких геологических комплексов в ближайшие 15 лет прогнозируется рост калорийности газа, добываемого ПАО «Газпром» на месторождениях Западной Сибири. На основе прогнозируемой калорийности газа на действующих и проектируемых к вводу месторождениях Группы Газпром и независимых производителей газа, а также прогноза потоков газа в газотранспортной системе (ГТС) проведена оценка динамики изменения калорийности газа по точкам входа в ЕСГ. Согласно расчетам в ближайшие 15 лет по основным точкам входа в ЕСГ калорийность газа возрастет на 2...4 %.

Изменение калорийности поставляемого природного газа обуславливает необходимость при формировании его стоимости у конечных потребителей ориентироваться не только на объемные, но и на энергетические показатели. Собственно переход

Ключевые слова:

поставка газа, взаиморасчеты с потребителями, энергетическая единица, теплотворная способность, калориметр, газораспределительная станция, кустовой метод, метод присваивания.

¹ См. ГОСТР 57614-2017. Газ горючий природный. Определение энергии.

на взаиморасчеты с потребителями в энергетических единицах является темой отдельного исследования и не рассматривается в данной статье, возможные экономические механизмы оценивались лишь с точки зрения их целесообразности, однако актуальны также вопросы технологического обеспечения данного процесса.

Так, ГТС ПАО «Газпром» состоит из систем магистральных газопроводов, объединенных в газотранспортные коридоры по основным направлениям (Центральный регион, промышленный Урал, Северо-Западный регион и т.п.). При такой схеме транспортировки в газотранспортном коридоре, как правило, транспортируется газ с одной и той же группы месторождений, т.е. фактически постоянного или медленно меняющегося состава. От магистральных газопроводов отходят газопроводы-отводы более низкого давления и меньшего диаметра, ведущие к газораспределительным станциям (ГРС), к которым, в свою очередь, подключены низкие сети газораспределения к конечным потребителям².

Определение калорийности природного газа путем расчета по компонентному составу приводит к большим погрешностям в связи со значительным влиянием на ее величину влагосодержания газа. Таким образом, при рассмотрении способов контроля теплотворной способности поставляемого потребителям газа первым и самым очевидным решением было бы оснащение всех ГРС ГТС калориметрами – приборами, непосредственно измеряющими теплотворную способность путем сжигания газа и определения выделившегося тепла. В этом случае наряду с подготовкой (одорированием) газа, измерением расхода и давления на ГРС необходимо было бы дополнительно измерять и контролировать теплотворную способность газа. Однако данная схема не является оптимальной с точки зрения величины капитальных затрат.

К одному газопроводу-отводу зачастую подключены несколько ГРС, поэтому схема контроля теплотворной способности на каждой ГРС является избыточной, так как очевидно, что газ, поступающий на эту группу ГРС, будет иметь одинаковый состав. В этом случае для получения достоверной информации по всем ГРС достаточно контролировать

теплотворную способность на таком газопровод-отводе на одной ГРС.

Назовем такой принцип формирования схемы размещения узлов контроля теплотворной способности газа кустовым, а метод определения теплотворной способности – методом присваивания¹. Каждый куст ГРС формируется с выделением контрольной точки измерения теплотворной способности. Для каждого газопровода-отвода, как правило, существует ГРС с наибольшим расходом, которая будет служить контрольной ГРС куста. Показания теплотворной способности газа на данной ГРС будут приниматься для всех ГРС куста с поправкой для каждой из них на время движения газа от контрольной ГРС.

При проектировании схемы кустового размещения следует дополнительно учесть, что в случае значительной разницы между расходами газа на контрольной и остальных ГРС рассматриваемого куста возможно снижение достоверности информации о калорийности поставляемого потребителям газа. Это связано с тем, что объем газа в газопроводу достаточен для того, чтобы обеспечить потребление всех ГРС, кроме «контрольной», в течение продолжительного времени. В таких случаях следует контролировать теплотворную способность и на крупнейшей ГРС газопровода-отвода, и на одной из ГРС с меньшим потоком газа.

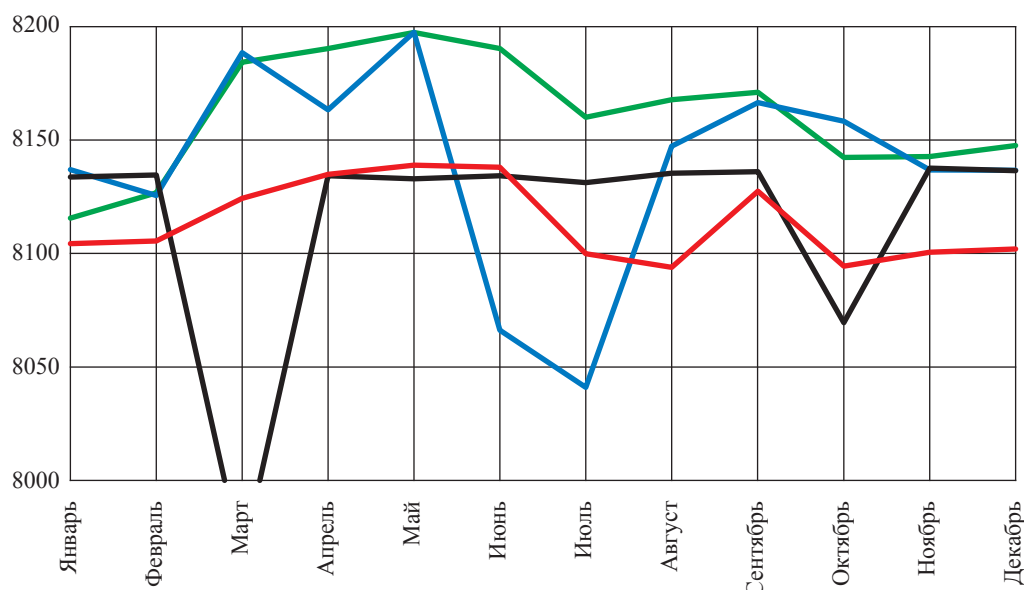
По результатам анализа сформулированы следующие принципы кустового размещения узлов контроля теплотворной способности на ГТС:

- узлами контроля оснащаются все крупные ГРС с расходом более 200 тыс. м³/ч;
- оснащается крупнейшая ГРС на газопровод-отводе – «контрольная» ГРС;
- информация от контрольной ГРС принимается для всех ГРС газопровода-отвода с поправкой на время движения газа, которое рассчитывается для каждой ГРС;

Как показали результаты моделирования расстановки узлов контроля на ГТС ПАО «Газпром», применение кустового метода позволит сократить количество узлов контроля теплотворной способности газа до 890 шт. Данный метод позволяет получить прозрачную схему информационного взаимодействия, обеспечивающую точной и достоверной информацией всех потребителей газа.

Смешение товарных потоков газа из различных ниток магистрального газопровода (МГ)

² См. СТО Газпром 2-3.5-051-2006. Нормы технологического проектирования магистральных газопроводов.



Динамика изменения теплотворной способности транспортируемого газа, ккал, в четырех разных точках ГТС в месячном разрезе

происходит на компрессорных станциях (КС), которые работают, как правило, в режиме общего коллектора. С учетом этого возможно получать точную информацию о теплотворной способности газа для нескольких кустов, газ на которые поступает из одного участка МГ.

Анализ динамики изменения теплотворной способности газа в течение года по различным ниткам МГ показал возможность укрупнения технологических кустов, так как изменения теплотворной способности между ними минимальны (рисунок). Фактически этот показатель нужно контролировать в местах добычи и точках слияния товарных потоков газа, за счет чего можно дополнительно сократить количество узлов контроля до 106 шт.

Установлено, что в течение года происходят существенные колебания калорийности транспортируемого газа. Рост показателей связан, как правило, с планово-предупредительными ремонтами МГ и переключением отдельных УКПГ полностью на ту или иную нитку МГ, что приводит к повышению теплотворной способности при поступлении газа, добываемого из неоконечных и ачимовских объектов разработки месторождений. Резкое снижение калорийности газа, как правило, связано с повышенным влаго-содержанием газа после ремонтных работ при его неизменном компонентном составе.

Внедрение разработанного подхода позволит осуществить поэтапный переход к кустовому контролю теплотворной способности газа. На первом этапе рекомендуется установить относительно небольшое количество приборов на узловых КС, где имеются вся необходимая инфраструктура, электропитание, каналы связи и обслуживающий персонал. В дальнейшем, при широком вовлечении в данный процесс потребителей, возможно поэтапное дооснащение крупных ГРС и формирование кустов для точного контроля теплотворной способности с предоставлением этой информации конечному потребителю.

Список литературы

1. Годовой отчет ПАО «Газпром» за 2018 год. – <https://www.gazprom.ru/f/posts/01/851439/gazprom-annual-report-2018-ru.pdf>
2. Ларюхин А.И. Мониторинг физико-химических характеристик углеводородов для контроля и совершенствования добычи, подготовки и транспортировки продукции Уренгойского нефтегазоконденсатного комплекса / А.И. Ларюхин, Л.Н. Еремина, Р.А. Митницкий // Вести газовой науки: Проблемы эксплуатации газовых, газоконденсатных и нефтегазоконденсатных месторождений. – М.: Газпром ВНИИГАЗ, 2013. – № 4 (15). – С. 106–112.

Technological issues of calorific capacity control of gas being delivered to the consumers of the Unified Gas Supply System of Russia

N.A. Kislenko¹, I.A. Prudnikov¹, V.V. Vasilyev¹, I.O. Stureyko^{2*}, R.Ya. Gryb², N.A. Sokolova²

¹ Gazprom PJSC, BOX 1255, St.-Petersburg, 190900, Russian Federation

² NIIGazekonomika LLC, Bld. 8, Est. 20, Staraya Basmanaya street, Moscow, 105066, Russian Federation

* E-mail: i.stureyko@econom.gazprom.ru

Abstract. This article studies technological feasibility of control of the calorific capacity of supplied gas. This is important in the context of possible changeover to settlement of consumer accounts in energy units, like in Europe. Necessity to provide continuous and valid data on the calorific capacity of the supplied gas at every gas distributing station requires creation of a top-quality and efficient control system.

Keywords: gas supply, payments, energy units, calorific capacity, calorimeter, gas-distributing station, clustering, “assignment” method.

References

1. PJSC Gazprom annual report 2018 [online]. Available from: <https://www.gazprom.com/f/posts/67/776998/gazprom-annual-report-2018-en.pdf>
2. LARYUKHIN, A.I., L.N. YEREMINA, R.A. MITNITSKIY. Monitoring of physiochemical characteristics of hydrocarbons for control and improvement of production, treatment and transport of hydrocarbons from Urengoy oil, gas and condensate complex [Monitoring fiziko-khimicheskikh kharakteristik uglevodorodov dlya kontrolya i sovershenstvovaniya dobychi, podgotovki i transportirovki produktii Urengoyskogo neftegazokondensatnogo kompleksa]. *Vesti Gazovoy Nauki*. Moscow: Gazprom VNIIGAZ LLC, 2013, no. 4 (15): Problems of operation of gas, gas condensate and oil and gas fields, pp. 106–112. ISSN 2306-8949. (Russ.).

УДК [533+536]:622.691.4.053

Расчет значений коэффициента Джоуля – Томсона на основе уравнения Ли – Кеслера – Плёкера для условий транспорта природного газа по магистральным подводным газопроводам

В.А. Сулейманов^{1,2*}

¹ ООО «Газпром ВНИИГАЗ», Российская Федерация, 142717, Московская обл., Ленинский р-н, пос. Развилка, Проектируемый пр-д № 5537, вл. 15, стр. 1

² Российский государственный университет нефти и газа (национальный исследовательский университет) им. И.М. Губкина, Российская Федерация, 119991, г. Москва, Ленинский пр-т, д. 65, к. 1

* E-mail: V_Suleimanov@vniigaz.gazprom.ru

Тезисы. Выполнены расчеты значений коэффициента Джоуля – Томсона на основе термического уравнения состояния Ли – Кеслера – Плёкера как наиболее точного из имеющихся уравнений состояния при исследовании калорических термодинамических характеристик природных газов в закритической области значений давления и температуры. Кроме того, рассчитаны точки Бойля и точки инверсии эффекта Джоуля – Томсона для значений температур, характерных для режимов эксплуатации подводных газопроводов.

Исследование тепловых режимов эксплуатации протяженных подводных газопроводов предполагает среди прочего точный расчет значений коэффициента Джоуля – Томсона, особенно на участках, где температура газовых потоков принимает значение температуры окружающей среды – придонных слоев морской воды или грунтов засыпки при траншейной укладке труб. На этих участках эффект Джоуля – Томсона дает основной вклад в тепловой баланс системы «окружающая среда – стенка газопровода – транспортируемый газ». Соответствующие расчетные погрешности, допущенные при численном моделировании термогидравлических режимов работы газопроводов, могут привести к тому, что на проектной стадии не будут рассмотрены последствия таких потенциально опасных процессов, как возможное обмерзание трубы, ее обледенение, деградация теплых грунтов в основании трубопровода и т.п.

Настоящая работа посвящена расчетам значений коэффициента Джоуля – Томсона на основе термического уравнения состояния, считающегося в мировой технической литературе наиболее точно описывающим PVT¹-зависимость для природных газов в области больших давлений (p) и закритических температур (T), а именно уравнения Ли – Кеслера – Плёкера. Кроме того, были рассчитаны значения точек Бойля и точек инверсии эффекта Джоуля – Томсона для значений температур, характерных для режимов эксплуатации подводных газопроводов.

Известно, что в уравнение энергии процесса транспортировки природного газа входит полный дифференциал удельной энтальпии h :

$$dh = c_p (dT - Ddp), \quad (1)$$

который определяется значениями удельной изобарной теплоемкости c_p и так называемого коэффициента Джоуля – Томсона (D), задаваемого по одному из равенств формулы

$$D = \left(\frac{\partial T}{\partial p} \right)_h = -\frac{1}{c_p} \left(\frac{\partial h}{\partial p} \right)_T. \quad (2)$$

Индекс h у частной производной в формуле (2) означает заданное значение избыточной энтальпии, поскольку абсолютное значение энтальпии по определению

¹ PVT – акроним от *англ.* pressure, volume, temperature (давление, объем, температура).

Ключевые слова: уравнение состояния Ли – Кеслера – Плёкера, расчет коэффициента Джоуля – Томсона, характеристики природного газа, транспорт газа, протяженный подводный газопровод, тепловые режимы эксплуатации, точка Бойля, точка инверсии эффекта Джоуля – Томсона.

неизвестно. Таким образом, рассматриваемая частная производная от температуры по давлению берется для условий процесса, при котором значение избыточной энтальпии остается постоянным.

Коэффициент Джоуля – Томсона можно выразить через удельную c_p , газовую постоянную природного газа R и производную коэффициента сверхсжимаемости Z (см. обобщенное уравнение Клапейрона) по температуре при постоянном давлении:

$$D = \frac{RT^2}{c_p p} \left(\frac{\partial Z}{\partial T} \right)_p. \quad (3)$$

При выводе уравнения (3) была учтена зависимость внутренней энергии реального газа не только от температуры, но и от давления. При выводе уравнения для коэффициента Джоуля – Томсона авторы [1] пренебрегли зависимостью внутренней энергии реального газа от давления и получили вместо уравнения (3) уравнение

$$D = -\frac{RT}{c_p} \left(\frac{\partial Z}{\partial p} \right)_T. \quad (4)$$

На основании расчетов по этой формуле они пришли к выводу, что при температурах, характерных для магистрального транспорта природного газа, эффект Джоуля – Томсона становится отрицательным уже при давлениях порядка 15 МПа и выше. Порядок величины давления, при котором происходит изменение знака коэффициента Джоуля – Томсона, существенно ниже точек инверсии, оцененных ранее в научно-технической литературе (см., например, [2]). Кроме того, если вывод формулы (4) [1] был бы справедливым, то на устьевых штуцерах газовых скважин при дросселировании газа при таких давлениях происходил бы нагрев газа вместо его охлаждения, что противоречит всему опыту газопромысловой практики. Значения коэффициента Джоуля – Томсона, полученные на основании уравнения (4), некорректно описывают процесс дифференциального дросселирования природного газа и, следовательно, вносят погрешности в уравнения теплового баланса газовых потоков в магистральных газопроводах.

С целью уменьшения расчетных погрешностей для вычисления коэффициента Джоуля – Томсона в настоящей работе использовано первое из двух равенств уравнения (2), поскольку в этом случае нет необходимости

использовать значения c_p , так как экспериментальное или расчетное определение изобарной теплоемкости сопряжено с дополнительными погрешностями.

С. Уэйлес на основе анализа большого экспериментального расчетного материала приходит к выводу, что термическое уравнение состояния Ли – Кеслера – Плэкера (ТУС ЛКП) можно считать наиболее точным из всех имеющихся на настоящий момент уравнений состояния, пригодных для расчета фазового равновесия системы пар-жидкость углеводородных систем и таких калорических термодинамических характеристик, как энтальпия, изохорная и изобарная теплоемкости [3]. Кроме того, есть основание считать это уравнение наиболее точным для расчетов коэффициента Z легких углеводородных систем в сверхкритической (по температуре и давлению) области [4, 5].

Основные формульные зависимости ТУС ЛКП представлены Ли и Кеслером в работе 1975 г. [6], а позднее ими предложены модифицированные правила суммирования соответствующих зависимостей для газовых смесей [7]. Рассматриваемое уравнение состояния использует принцип соответственных состояний, когда за основные исходные параметры берутся приведенное давление, приведенная температура и ацентрический фактор (ω) чистых газов или их смесей.

В ТУС ЛКП для газовой смеси, состоящей из n индивидуальных газов, коэффициент Z и избыточная энтропия для заданных значений p и T определяются по алгоритму (А.1)–(В.12), показанному далее.

А. Для заданного состава газа определяются псевдокритическое давление ($p_{кр}$), псевдокритическая температура ($T_{кр}$) и фактор ω : i -е компоненты газа ($i = 1, \dots, n$) задаются значениями критического давления $p_{кр,i}$, критической температуры $T_{кр,i}$, ацентрического фактора ω_i и газовой постоянной R_i , а также своими мольными долями y_i ; далее расчет проводится с использованием последовательности формул ($k = 1$)

$$Z_{кр,i} = 0,2905 - 0,085\omega_i, \quad (А.1)$$

$$v_{кр,i} = \frac{Z_{кр,i} R_i T_{кр,i}}{p_{кр,i}}, \quad (А.2)$$

$$v_{кр,j/k} = \frac{1}{8} (v_{кр,j}^{1/3} + v_{кр,k}^{1/3})^3, \quad (А.3)$$

$$v_{кр} = \sum_{j=1}^n \sum_{k=1}^n y_j y_k v_{кр,jk}, \quad (A.4)$$

$$T_{кр,jk} = (T_{кр,j} T_{кр,k})^{1/2} k_{jk}, \quad (A.5)$$

$$T_{кр} = \frac{1}{v_{кр}^{\eta}} \sum_{j=1}^n \sum_{k=1}^n y_j y_k v_{кр,jk}^{\eta} T_{кр,jk}, \quad (A.6)$$

$$\omega = \sum_{i=1}^n \omega_i, \quad (A.7)$$

$$p_{кр} = (0,2905 - 0,085\omega) \frac{RT_{кр}}{v_{кр}}, \quad (A.8)$$

где R – газовая постоянная рассматриваемой смеси, рассчитываемая через молярные веса индивидуальных компонентов с помощью аддитивной формулы; значения показателя степени η в общем случае определяются компонентным составом газа. Ацентрический фактор ω газовой смеси рассчитывается по аддитивной формуле.

Полученные значения $T_{кр}$ указывают на то, что характерные для подводных магистральных газопроводов температуры газа, составляющие от минус 20 °С и выше, по меньшей мере на 60 градусов Цельсия превышают критические температуры транспортируемых природных газов; сказанное справедливо также в отношении значений $p_{кр}$ и критических давлений. Это означает, что термобарические параметры природного газа, транспортируемого по подводным магистральным газопроводам, находятся глубоко в закритической области.

Б. При заданных значениях p и T определяются значения приведенного давления

$$p_{пр} = \frac{p}{p_{кр}} \quad (B.1)$$

и приведенной температуры газа

$$T_{пр} = \frac{T}{T_{кр}}. \quad (B.2)$$

В. Коэффициент Z определяется с помощью разложения Питцера:

$$Z = Z^{(0)} + \frac{\omega}{0,3978} (Z^{(3)} - Z^{(0)}), \quad (B.1)$$

где $Z^{(0)}$ характеризует сжимаемость так называемой «простой» жидкости с нулевым ацентрическим фактором, а второй член правой части (B.1) представляет собой поправку на отклонение от поведения «простой» жидкости; $Z^{(3)}$ характеризует сжимаемость так называемой эталонной жидкости. В ТУС ЛКП используются свои жидкости – «простая» и эталонная, которым соответствуют конкретные значения расчетных параметров, входящих в уравнения (B.4)–(B.12). Так, из (B.1) следует, что в ТУС ЛКП в качестве эталонной жидкости используется н-октан ($\omega = 0,3978$). Что касается «простой» жидкости, то при выводе соответствующих корреляционных зависимостей использовались данные о метане, аргоне и криптоне.

Коэффициенты сверхсжимаемости $Z^{(0)}$ и $Z^{(3)}$ следующим образом выражаются через расчетные величины $v_{пр}^{(0)}$ и $v_{пр}^{(3)}$:

$$Z^{(0)} = \frac{p_{пр} v_{пр}^{(0)}}{T_{пр}}, \quad (B.2)$$

$$Z^{(3)} = \frac{p_{пр} v_{пр}^{(3)}}{T_{пр}}. \quad (B.3)$$

Величины $v_{пр}^{(0)}$ и $v_{пр}^{(3)}$, входящие в левые и правые части уравнений (B.4) и (B.5) соответственно, можно рассчитать методом подбора из следующих уравнений, подобных уравнению состояния Бенедикта – Уэбба – Рубина:

$$\frac{p_{\text{пр}} v_{\text{пр}}^{(0)}}{T_{\text{пр}}} = 1 + \frac{B^{(0)}}{v_{\text{пр}}^{(0)}} + \frac{C^{(0)}}{v_{\text{пр}}^{(0)2}} + \frac{D^{(0)}}{v_{\text{пр}}^{(0)5}} + \frac{0,042724}{T_{\text{пр}}^3 (v_{\text{пр}}^{(0)})^2} \left(\beta^{(0)} + \frac{\gamma^{(0)}}{(v_{\text{пр}}^{(0)})^2} \right) \exp \left(-\frac{\gamma^{(0)}}{(v_{\text{пр}}^{(0)})^2} \right); \quad (\text{B.4})$$

$$\frac{p_{\text{пр}} v_{\text{пр}}^{(\varepsilon)}}{T_{\text{пр}}} = 1 + \frac{B^{(1)}}{v_{\text{пр}}^{(\varepsilon)}} + \frac{C^{(1)}}{(v_{\text{пр}}^{(\varepsilon)})^2} + \frac{D^{(1)}}{(v_{\text{пр}}^{(\varepsilon)})^5} + \frac{0,041577}{T_{\text{пр}}^3 (v_{\text{пр}}^{(\varepsilon)})^2} \left(\beta^{(\varepsilon)} + \frac{\gamma^{(\varepsilon)}}{(v_{\text{пр}}^{(\varepsilon)})^2} \right) \exp \left(-\frac{\gamma^{(\varepsilon)}}{(v_{\text{пр}}^{(\varepsilon)})^2} \right). \quad (\text{B.5})$$

Коэффициенты $B^{(0)}$, $C^{(0)}$, $D^{(0)}$ и $B^{(\varepsilon)}$, $C^{(\varepsilon)}$, $D^{(\varepsilon)}$ следующим образом зависят от $T_{\text{пр}}$ и параметров, собранных в табл. 1:

$$B = b_1 - \frac{b_2}{T_{\text{пр}}} - \frac{b_3}{T_{\text{пр}}^2} - \frac{b_4}{T_{\text{пр}}^3}; \quad (\text{B.6})$$

$$C = c_1 - \frac{c_2}{T_{\text{пр}}} + \frac{c_3}{T_{\text{пр}}^3}; \quad (\text{B.7})$$

$$D = d_1 + \frac{d_2}{T_{\text{пр}}}, \quad (\text{B.8})$$

причем значения коэффициентов $B^{(0)}$, $C^{(0)}$, $D^{(0)}$ определяются параметрами из 2-го столбца табл. 1, а значения коэффициентов $B^{(\varepsilon)}$, $C^{(\varepsilon)}$, $D^{(\varepsilon)}$ – параметрами из 3-го столбца. Это относится также и к параметрам β и γ , которые берутся непосредственно из табл. 1.

Решив уравнения (B.4) и (B.5) относительно $v_{\text{пр}}^{(0)}$ и $v_{\text{пр}}^{(\varepsilon)}$ соответственно, находим из (B.2) и (B.3) значения $Z^{(0)}$ и $Z^{(\varepsilon)}$, что позволяет получить из уравнения (B.1) полный коэффициент сверхсжимаемости Z . Таким образом, полностью определяется PVT-зависимость природного газа в сверхкритическом состоянии.

Избыточная энтальпия Δh определяется через расчетные избыточные энтальпии $\Delta h^{(0)}$ и $\Delta h^{(\varepsilon)}$ с помощью разложения Питцера, что является прямым следствием линейной зависимости Δh от частной производной коэффициента Z по температуре при постоянном давлении:

$$\Delta h = \Delta h^{(0)} + \frac{\omega}{0,3978} (\Delta h^{(\varepsilon)} - \Delta h^{(0)}), \quad (\text{B.9})$$

где значения $\Delta h^{(0)}$ и $\Delta h^{(\varepsilon)}$ определяются по соответствующим уравнениям

$$\frac{\Delta h^{(0)}}{RT_{\text{пр}}} = T_{\text{кр}} \left\{ Z^{(0)} - 1 - \frac{b_2 + 2 \frac{b_3}{T_{\text{пр}}} + 3 \frac{b_4}{T_{\text{пр}}^2}}{T_{\text{пр}} v_{\text{пр}}^{(0)}} - \frac{c_2 - 3 \frac{c_3}{T_{\text{пр}}^2}}{2 T_{\text{пр}} (v_{\text{пр}}^{(0)})^2} + \frac{d_2}{5 T_{\text{пр}} (v_{\text{пр}}^{(0)})^3} + 3E^{(0)} \right\} \quad (\text{B.10})$$

Таблица 1

Константы УС ЛКП

Константа	Простая жидкость	Эталонная жидкость
b_1	0,1181193	0,2026579
b_2	0,265728	0,331511
b_3	0,154790	0,027655
b_4	0,030323	0,203499
c_1	0,02366744	0,0313385
c_2	0,0186984	0,0503618
c_3	0,0	0,016901
c_4	0,042724	0,041577
$d_1 \cdot 10^4$	0,155488	0,48736
$d_2 \cdot 10^4$	0,623680	0,0740336
β	0,65392	1,226
γ	0,060167	0,03754

$$\text{и } \frac{\Delta h^{(3)}}{RT_{\text{пр}}} = T_{\text{кр}} \left\{ Z^{(3)} - 1 - \frac{b_2 + 2 \frac{b_3}{T_{\text{пр}}} + 3 \frac{b_4}{T_{\text{пр}}^2}}{T_{\text{пр}} v_{\text{пр}}^{(3)}} - \frac{c_2 - 3 \frac{c_3}{T_{\text{пр}}^2}}{2T_{\text{пр}} (v_{\text{пр}}^{(3)})^2} + \frac{d_2}{5T_{\text{пр}} (v_{\text{пр}}^{(3)})^3} + 3E^{(3)} \right\} \quad (\text{B.11})$$

$$\text{при } E = \frac{c_4}{2T_{\text{пр}}^3 \gamma} \left\{ \beta + 1 - \left(\beta + 1 + \frac{\gamma}{(v_{\text{пр}}^{(3)})^2} \right) \exp \left(- \frac{\gamma}{(v_{\text{пр}}^{(3)})^2} \right) \right\}. \quad (\text{B.12})$$

Расчетные величины $v_{\text{пр}}^{(0)}$ и $v_{\text{пр}}^{(3)}$, входящие в уравнения (B.10) и (B.11), являются корнями уравнений (B.4) и (B.5) соответственно. Параметры, входящие в уравнения (B.10), (B.11) и формулу (B.12), используются так же, как и ранее: $\Delta h^{(0)}$ и $E^{(0)}$ – см. табл. 1, 2-й столбец; $\Delta h^{(3)}$ и $E^{(3)}$ – см. табл. 1, 3-й столбец.

Алгоритм (A.1)–(B.12) использовался для расчета значений изоэнтальпийного дроссельного коэффициента Джоуля – Томсона в интервале значения температур и давлений, характерных для условий работы подводного магистрального газопровода. В качестве природного газа, транспортируемого по магистральному газопроводу, принималась смесь углеводородных и неуглеводородных газов с молярными долями, %: $\text{CH}_4 - 95$; $\text{C}_2\text{H}_6 - 3$; $\text{CO}_2 - 1$; $\text{N}_2 - 1$. Формульные соотношения ТУС ЛКП вместе со значениями определяющих параметров (табл. 2 и 3) являются составной частью программного комплекса PipePhase 9.1. Результаты расчетов, выполненных автором с использованием формул (A.1)–(B.12) и посредством PipePhase 9.1, практически полностью совпадают.

Показатель η в формуле (A.6) берется равным 1 из-за малого отклонения молекулярной структуры рассматриваемого газа от симметричности, о чем свидетельствует малое расчетное значение его ацентрического фактора: $\omega = 0,0155$ [5]. Действительно, максимальный ацентрический фактор рассматриваемого газа имеют молекулы двуокиси углерода CO_2 (0,231), которая обычно входит в состав природных газов в малых объемах. Включение в состав природного газа небольших количеств пропана и бутанов также не привело бы к ощутимому росту ацентрического фактора природного газа, сохраняя его значение на уровне $\omega = 0,016 \dots 0,020$. Напомним, что в природных газах с практически симметричными молекулярными структурами (поскольку молекулы основных компонентов природного газа являются неполярными) вклад ван-дер-ваальсовых сил – сил диполь-дипольного притяжения – пренебрежимо мал в балансе действующих сил. Поэтому правила суммирования свойств компонентов, принятые в молекулярно-кинетической теории идеальных газов, в значительной степени сохраняются для транспортируемых по протяженным подводным газопроводам природных газов в закритической области значений параметров.

Таблица 2

Критические параметры и ацентрические факторы компонентов природного газа

Компонент	Молекулярный вес	$T_{\text{кр},i}$, К	$p_{\text{кр},i}$, МПа	Критический удельный объем, м ³ /кг	ω_i
CH_4	16,043	190,55	4,600	0,00617	0,0103
C_2H_6	30,07	306,45	4,884	0,00492	0,0986
CO_2	44,01	304,19	7,381	0,00213	0,231
N_2	28,013	126,25	3,394	0,00322	0,04

Таблица 3

Матрица бинарных взаимодействий k_{ij} компонентов природного газа [5]

	CH_4	C_2H_6	CO_2	N_2
CH_4	1	1,052	0,975	0,977
C_2H_6	1,052	1	0,938	1,082
CO_2	0,975	0,938	1	1,10
N_2	0,977	1,082	1,10	1

Примечание: При проведении расчетов вышеприведенные значения коэффициентов бинарных взаимодействий принимались независимыми от температуры.

Так, для смесей углеводородов значения $p_{кр}$ и $T_{кр}$, рассчитанные по формулам (А.1)–(А.8) и по аддитивным формулам, незначительно отличаются друг от друга. В рассматриваемом случае расчеты $p_{кр}$ и $T_{кр}$ по формулам соответственно (А.8) и (А.6) дают результаты 45,37 бара и 193,95 К, по аддитивным формулам – 46,24 бара и 194,52 К.

В табл. 4 для рассмотренной выше смеси газов (см. табл. 2, 3) приведены значения дифференциального коэффициента Джоуля – Томсона (D) в зависимости от значений давления и температуры газа в интервалах от 6 до 24 МПа и от минус 20 до +30 °С соответственно. Видно, что расчетные значения D отражают известный эффект уменьшения значений коэффициента Джоуля – Томсона с ростом давления.

Понижение температуры неидеального газа в ходе процесса Джоуля – Томсона объясняется тем, что с падением давления газ расширяется и расстояние между молекулами увеличивается, что сопровождается выполнением работы против сил притяжения между молекулами. За счет этой работы при адиабатном процессе уменьшается кинетическая энергия молекул, и, как следствие, понижается температура газа. Поскольку с ростом давления уменьшается коэффициент объемного сжатия газа, то, соответственно, уменьшаются и потери внутренней

энергии при расширении газа, и, следовательно, температура газа понижается на меньшую величину при одинаковом падении давления.

Для оценки влияния роста молекулярного веса газа на коэффициент Джоуля – Томсона рассмотрим более тяжелый природный газ следующего состава, % мольн.: CH_4 – 88; C_2H_6 – 5; C_3H_8 – 2; CO_2 – 3; N_2 – 2 (табл. 5).

Сравнение табл. 4 и табл. 5 показывает, что с ростом давления значения D для «тяжелого» газа уменьшаются быстрее соответствующих значений для «легкого» газа. Это явление связано с тем, что с ростом давления коэффициент объемного сжатия более тяжелого газа уменьшается интенсивнее, и, следовательно, значения коэффициента Джоуля – Томсона для более тяжелого газа уменьшаются более быстрыми темпами.

Помимо коэффициента Джоуля – Томсона автором в закритической области исследованы другие параметры, характеризующие термические и calorические свойства природного газа. В первую очередь, это значение давления, при котором значение Z в обобщенном уравнении Клапейрона при заданной температуре достигает 1. Указанное значение давления можно с определенной условностью назвать точкой Бойля, хотя в термодинамике точкой Бойля принято называть такое значение температуры, при котором второй вириальный коэффициент

Таблица 4

Значения D , °С/бар, для «легкого» газа

T , °С	p , МПа									
	6	8	10	12	14	16	18	20	22	24
–20	0,576	0,513	0,419	0,322	0,242	0,183	0,139	0,106	0,081	0,061
–10	0,530	0,482	0,411	0,322	0,260	0,231	0,159	0,125	0,097	0,076
0	0,489	0,449	0,349	0,331	0,269	0,216	0,173	0,144	0,113	0,088
10	0,462	0,419	0,374	0,323	0,270	0,222	0,182	0,149	0,121	0,098
20	0,419	0,390	0,353	0,311	0,266	0,223	0,187	0,155	0,129	0,106
30	0,388	0,362	0,332	0,305	0,258	0,221	0,187	0,158	0,133	0,112

Таблица 5

Значения D , °С/бар, для «тяжелого» природного газа

T , °С	p , МПа									
	6	8	10	12	14	16	18	20	22	24
–20	0,631	0,551	0,424	0,307	0,223	0,164	0,122	0,091	0,068	0,050
–10	0,580	0,518	0,429	0,332	0,251	0,190	0,146	0,112	0,086	0,065
0	0,535	0,488	0,419	0,340	0,267	0,210	0,164	0,129	0,102	0,079
10	0,493	0,455	0,401	0,338	0,275	0,221	0,178	0,143	0,115	0,092
20	0,455	0,424	0,380	0,328	0,276	0,227	0,187	0,153	0,125	0,101
30	0,418	0,394	0,358	0,315	0,271	0,228	0,189	0,159	0,132	0,109

в вириальном уравнении термического состояния для реальных газов переходит через нулевое значение. В обоих определениях – с некоторым допущением для вириального уравнения состояния – речь идет о том, что в точке Бойля термическое уравнение состояния реального газа совпадает с термическим уравнением состояния идеального газа.

Второй параметр – точка инверсии эффекта Джоуля – Томсона, в которой при заданной температуре коэффициент Джоуля – Томсона при определенном значении давления меняет свой знак на противоположный; при этом охлаждение газа при дросселировании заменяется его нагревом.

Оба отмеченных эффекта находят свое объяснение в молекулярно-кинетической теории и отражают изменения в характере межмолекулярного взаимодействия в реальных газах. При росте критического давления и соответствующем уплотнении газа возрастающую по сравнению с силами притяжения роль в межмолекулярных взаимодействиях начинают играть силы отталкивания. При давлениях, начиная с которых при данной температуре и для данного компонентного состава газа силы отталкивания между молекулами превалируют, меняется характер изменения энтальпии: при переходе через указанное давление энтальпия проходит через минимум и с ростом давления начинает расти. Именно в точке минимума изотермы энтальпии происходит изменение знака

эффекта Джоуля – Томсона, как это следует из второго равенства формулы (2).

При таких расстояниях между молекулярными структурами, когда доминируют силы отталкивания, уменьшение давления приводит к уменьшению потенциальной энергии сил отталкивания, соответствующему увеличению кинетической энергии молекул, и, следовательно, к росту температуры газа, что отвечает отрицательному значению D .

Качественная и в определенной степени количественная оценка условий изменения знака эффекта Джоуля – Томсона может быть получена при анализе уравнения И.Д. ван дер Ваальса, которое в рассматриваемой области высоких значений давления и критических значений температуры может быть использовано в качестве первого приближения при исследовании PVT-зависимости для реальных природных газов (см., например, [8]).

Что касается выявления на молекулярном уровне причин перехода через единичное значение коэффициента сжимаемости газа при росте давления, то с помощью методов статистической физики удастся объяснить только сам факт указанного перехода. При попытке расчета конкретных значений Z для реального газа методами статистической физики возникают непреодолимые – на настоящее время – сложности [9].

В табл. 6 и 7 приведены значения давления инверсии и точек Бойля в зависимости

Таблица 6

«Легкий» природный газ

$T, ^\circ\text{C}$	Давление инверсии, МПа	Точка Бойля, МПа
-20	36,0	37,9
-10	38,3	38,0
0	40,5	37,9
10	42,6	37,6
20	44,4	37,2
30	46,1	36,7

Таблица 7

«Тяжелый» природный газ

$T, ^\circ\text{C}$	Давление инверсии, МПа	Точка Бойля, МПа
-20	34,3	38,3
-10	36,8	38,5
0	39,1	38,5
10	41,2	38,4
20	43,2	38,2
30	45,1	37,8

от температуры газа для «легкого» и «тяжелого» природных газов.

Результаты расчетов свидетельствуют, что:

- точки Бойля в значительно меньшей степени зависят от температуры газа, чем точки инверсии;
- при низких температурах газа точки инверсии располагаются при более низких давлениях, чем соответствующие точки Бойля, а при росте температур первые и вторые меняются местами.

Смещение точек инверсии для «тяжелого» газа по сравнению с «легким» газом в сторону меньших значений объясняется тем, что в «тяжелом» газе превалирование сил притяжения над силами отталкивания в межмолекулярных взаимодействиях наступает раньше вследствие более плотной упаковки молекулярных структур в газе из-за увеличения среднего (по составу газа) размера молекул.

Список литературы

1. Лурье М.В. Особенности теплового расчета магистральных газопроводов с учетом инверсии эффекта Джоуля – Томсона / М.В. Лурье, О.А. Пятакова // Газовая промышленность. – 2010. – № 2. – С. 16–19.
2. Чарный И.А. Основы газовой динамики / И.А. Чарный. – М.: Гостоптехиздат, 1961. – 210 с.
3. Уэйлес С. Фазовые равновесия в химической технологии: в 2-х ч. / С. Уэйлес; пер. с англ. – М.: Мир, 1989. – Ч. 1. – 304 с.
4. Lia C. Application of Lee-Kesler equation of state to calculating compressibility factors of high pressure condensate gas / Changjun Lia, Wenlong Jia, Xia Wu // Energy Procedia. – 2012. – 2012. – № 14. – С. 112–120.
5. Сулейманов В.А. Рекомендации по проведению термогидравлических расчетов протяженных морских газопроводов / В.А. Сулейманов, Е.А. Караванова // Вести газовой науки: Современные подходы и перспективные технологии в проектах освоения нефтегазовых месторождений российского шельфа. – М.: Газпром ВНИИГАЗ, 2013. – № 3 (14). – С. 192–199.
6. Lee B.I. A generalized thermodynamic correlation based on three-parameter corresponding states / B.I. Lee, M.G. Kesler // AIChE Journal. – 1975. – № 21. – С. 510–527.
7. Plöcker U. Calculation of high pressure vapor-liquid equilibria from a corresponding state correlation with emphasis on symmetric mixtures / U. Plöcker, H. Knapp, J.V. Prausnitz // Ind. & Eng. Chem. Process Des. Dev. – 1978. – № 17. – С. 324–332.
8. Румер Ю.Б. Термодинамика, статистическая физика и кинетика: учеб. пособие / Ю.Б. Румер, М.Ш. Рывкин. – Новосибирск: Новосибирский университет, 2001. – 608 с.
9. Ландау Л.Д. Теоретическая физика: учеб. пособие для вузов в 10-ти т. Т. V: Статистическая физика. Ч. I / Л.Д. Ландау, Е.М. Лифшиц. – 5 изд., стереотип. – М.: Физматлит, 2002. – 616 с.

Calculation of the Joule-Thomson coefficient values using the Lee-Kesler-Plöcker EOS: a case of natural gas transportation through subsea gas mains

V.A. Suleymanov^{1,2*}

¹ Gazprom VNIIGAZ LLC, Bld. 1, Estate 15, Proyektiruemyy proezd no. 5537, Razvilka village, Leninskiy district, Moscow Region, 142717, Russian Federation

² National University of Oil and Gas «Gubkin University», Bld. 1, Est. 65, Leninskiy prospect, Moscow, 119991, Russian Federation

* E-mail: V_Suleimanov@vniigaz.gazprom.ru

Abstract. The Joule-Thomson coefficient values were calculated on the basis of the thermal Lee-Kesler-Plöcker equation of state as the most accurate of the available EOSs when examining the caloric thermodynamic characteristics of natural gases in the supercritical range of pressure and temperature values. In addition, Boyle points and Joule-Thomson inversion points were calculated for temperature characteristics of underwater natural gas pipeline operating modes.

Keywords: Lee-Kesler-Plöcker equation of state, calculation of the Joule-Thomson coefficient, characteristics of natural gases, gas transportation, extended subsea gas pipeline, thermal operational regimes, Boyle point, Joule-Thomson inversion point.

References

1. LURYE, M.V., O.A. PYATAKOVA. Special thermal design of trunk gas pipelines in the light of the Joule-Thomson effect inversion [Osobennosti teplovogo rascheta magistralnykh gazoprovodov s uchetom inversii effekta Dzhoulia – Tomsona]. *Gazovaya Promyshlennost*. 2010, no. 2, pp. 16–19. ISSN 0016-5581. (Russ.).
2. CHARNYY, I.A. *Fundamentals of gas dynamics* [Osnovy gazovoy dinamiki]. Moscow: Gostoptekhizdat, 1961. (Russ.).
3. WALAS, S.M. *Phase equilibria in chemical engineering* [Fazovyie ravnesiya v khimicheskoy tekhnologii]: in 2 pts. Pt. 1. Translated from English. Moscow: Mir, 1989. (Russ.).
4. LIA, C., W. JIA, X. WU. Application of Lee-Kesler equation of state to calculating compressibility factors of high pressure condensate gas. *Energy Procedia*. 2012, vol. 14, pp. 112–120. ISSN 1876-6102.
5. SULEYMANOV, V.A., Ye.A. KARAVANOVA. Recommendations for thermal and hydraulic calculations for extended sea pipelines [Rekomendatsii po provedeniyu termogidravlicheskikh raschetov protyazhennykh morskikh gazoprovodov]. *Vesti Gazovoy Nauki*. Moscow: Gazprom VNIIGAZ LLC, 2013, no. 3 (14): Modern approaches and advanced technologies in projects of development of Russian offshore oil-and-gas fields, pp. 192–199. ISSN 2306-8949. (Russ.).
6. LEE, B.I., M.G. KESLER. A generalized thermodynamic correlation based on three-parameter corresponding states. *AIChE Journal*. 1975, vol. 21, pp. 510–527. ISSN 0001-1541.
7. PLÖCKER, U., H. KNAPP, J.V. PRAUSNITZ. Calculation of high pressure vapor-liquid equilibria from a corresponding state correlation with emphasis on symmetric mixtures. *Ind. Eng. Chem. Process Des. Dev.* 1978, vol. 17, pp. 324–332. ISSN 0196-4305.
8. RUMER, Yu.B., M.Sh. RYVKIN. *Thermodynamics, statistical physics, and kinetics* [Termodinamika, statisticheskaya fizika i kinetika]. Novosibirsk: Izdatelstvo Novosibirskogo Universiteta, 2001. (Russ.).
9. LANDAU, L.D., Ye.M. LIFSHITS. *Theoretical physics* [Teoreticheskaya fizika]: in 10 volumes. 5th edition. Moscow: Fizmatlit, 2002, vol. V: Statistical physics [Statisticheskaya fizika], pt. I. (Russ.).

УДК 519.87:622.691.4.053

Подход к моделированию работы больших газотранспортных систем в условиях крупномасштабных возмущений с применением методов линейного программирования

С.И. Долгов¹, Е.В. Пожидаев^{1*}

¹ ООО «Газпром ВНИИГАЗ», Российская Федерация, 142717, Московская обл., Ленинский р-н, пос. Развилка, Проектируемый пр-д № 5537, вл. 15, стр. 1

* E-mail: E_Pozhidaev@vniigaz.gazprom.ru

Ключевые слова:

Единая система газоснабжения, математическое моделирование, крупномасштабные возмущения, запас газа в трубах.

Тезисы. В статье представлен подход к моделированию функционирования больших газотранспортных систем в условиях крупномасштабных возмущений с использованием потоковых алгоритмов и с учетом изменения запасов газа в трубах. Подход предполагает имитацию процессов изменения запасов газа в трубах, связанных с оперативным диспетчерским управлением, и учет режимно-технологических ограничений. Возможная реализация подхода показана на примере моделирования процессов изменения транспортных режимов при переходе газотранспортной системы из одного потокового состояния в другое.

Ввиду сложности и технологической специфики работы больших газотранспортных систем моделирование является эффективным инструментом решения широкого спектра задач управления такими системами. Уровень детализации модели и методы моделирования выбираются в зависимости от постановки задачи и масштабов газотранспортной системы (ГТС). Повышение детальности приводит к значительному увеличению трудоемкости как на этапе создания модели, так и на этапах подготовки исходных данных и проведения вычислительного эксперимента. Это обусловлено большим количеством элементов, входящих в состав ГТС, и сложностью формализации процессов ее функционирования. Поэтому при выборе уровня детализации и методов моделирования очень важно правильно – в соответствии с решаемой задачей, возможностями подготовки расчетных данных и требованиями к оперативности получения результатов моделирования – оценить необходимую сложность модели.

Например, расчет производительности ГТС при планировании поставок газа в годовом или месячном разрезах может осуществляться с использованием методов решения транспортных задач на графах и опираться на проектную пропускную способность агрегированных (эквивалентных) участков. Для более детального моделирования, когда нужно оценивать расходы и запасы газа по участкам системы в суточном или даже часовом разрезах, могут подойти математические модели для расчета гидравлических и температурных режимов при нестационарном течении газа в трубах [1].

Отдельно можно выделить задачи оперативного управления большими ГТС в условиях чрезвычайной ситуации (ЧС). При крупномасштабных возмущениях в протяженных ГТС переходные процессы могут длиться от нескольких часов до нескольких суток, соответственно, минимальное временное разрешение моделирования таких процессов должно составлять не более одного-двух часов. Однако применение точных математических моделей в данном случае неэффективно из-за высокой трудоемкости подготовки детальной информации для описания начальных условий моделирования и проблем обеспечения сходимости решения при значительных изменениях режима работы системы.

Кроме того, в условиях ЧС точность таких моделей избыточна, так как в первую очередь требуется оценивать не конкретные технологические режимы транспорта газа, а предельные возможности системы газоснабжения с точки зрения обеспечения

потребителей, а именно – ее производительность. Оценка производительности системы при заданных пропускных способностях ее отдельных участков может осуществляться при помощи потоковых моделей. Однако данный тип моделей не позволяет учитывать изменения запаса газа в трубах, уровень которого в больших ГТС может оказывать весьма значительное влияние на функционирование системы. С одной стороны, запас газа в трубах необходим для обеспечения процесса транспортировки, и его объем влияет на производительность участков, а с другой – он может использоваться для кратковременной компенсации дефицита либо нивелирования избытка газа [2]. С учетом использования запаса газа в трубах для обеспечения краткосрочного балансирования системы газоснабжения в условиях крупномасштабных возмущений уровень запасов газа на участках газопроводов может изменяться в широких пределах, что непосредственно сказывается как на пропускной способности отдельных участков, так и на производительности всей системы в целом.

Далее авторами предлагается подход к моделированию работы больших ГТС в условиях крупномасштабных возмущений с применением методов решения транспортных задач на графах, позволяющий учитывать динамику изменения запаса газа в трубах и зависимость пропускной способности от текущего запаса.

Моделирование процесса изменения транспортного режима ГТС в условиях крупномасштабных возмущений

Рассмотрим некоторые технологические особенности транспорта газа на примере участка газопровода между двумя компрессорными станциями. Режим транспорта газа на отдельном участке газопровода регулируется в первую очередь за счет разности давлений в его начальной и конечной точках. Перепад давления определяет скорость движения потока, но из-за сжимаемости газа при одинаковом объемном расходе массовый расход газа в трубе может быть разным. Этот параметр обусловлен плотностью газа и зависит от запаса газа в трубе. Максимальный допустимый перепад давления имеет технологические ограничения и определяется на этапе проектирования газопровода. Максимальный запас газа в трубе ограничен допустимым рабочим давлением. Массовый расход (выраженный через коммерческий

объемный расход), который достигается при максимальном перепаде давления и значении давления в начале участка, равном допустимому рабочему, определяет технически возможную пропускную способность (ТВПС) участка. Следует отметить, что технически возможный запас газа достигается при давлении, на всей протяженности участка равном допустимому рабочему давлению газопровода, т.е. при отсутствии разницы между давлениями в начале и в конце участка. Поскольку для осуществления транспортировки газа необходим перепад давлений, из-за ограничения допустимого рабочего давления запас газа на участке снижается относительно технически возможного. Исходя из того, что основной функцией газопровода является транспортировка газа и приоритетен режим, обеспечивающий достижение ТВПС, под максимальным запасом будем понимать такой запас газа, при котором обеспечивается ТВПС участка. Если запас газа на участках магистральных газопроводов между компрессорными станциями, протяженность которых, как правило, не превышает 200 км, находится на максимальном уровне, то за счет изменения перепада давления на концах участка расход можно достаточно быстро менять от нуля до ТВПС. Ввиду наличия технологических пределов увеличения перепада давления на межкомпрессорных участках газопровода снижение запаса газа ограничивает пропускную способность участка. Таким образом, для адекватной оценки транспортных возможностей ГТС в условиях крупномасштабных возмущений необходимо учитывать текущие пропускные способности газопроводов, определяемые располагаемыми на участках запасами газа.

В условиях крупномасштабных возмущений возможен выход из строя отдельных объектов ГТС или их элементов, а вышедшие из строя объекты могут впоследствии восстанавливаться. При этом изменяются режимы транспорта газа на соответствующих участках системы, что приводит к изменению как расходов газа, так и объемов поставок газа потребителям. При моделировании процессов, протекающих в системе в результате воздействия крупномасштабных возмущений и при последующем восстановлении системы, необходимо учитывать, что режимы транспорта газа и объемы поставок газа потребителям могут многократно изменяться. Традиционные

методы решения транспортных задач на графах позволяют оценивать возможности ГТС в рамках отдельных стационарных состояний с установившимися значениями расходов газа на участках ГТС. Для корректной оценки возможностей ГТС в условиях многократных изменений режимов транспорта газа также необходимо учитывать динамику переходов системы между отдельными стационарными состояниями, т.е. кроме времени нахождения системы в каждом из промежуточных состояний следует оценивать период перехода системы из одного потокового состояния в другое.

На рис. 1 показан пример изменения состояния гипотетической ГТС после повреждения одного из элементов системы. Состояние каждого участка характеризуется расходом q и запасом v газа. Запас газа позволяет изменять расход в пределах $0 \leq q \leq q_{\text{макс}}(v)$, где $q_{\text{макс}}(v)$ – максимально достижимый расход при текущем уровне запаса. До выхода из строя элемента система находится в потоковом состоянии Q (см. рис. 1а). В результате значительного снижения производительности источника газа $И_1$ система должна перейти в потоковое состояние Q' (см. рис. 1б). Расход на участке $И_1 \dots КС_2$ снижается, а на участках $КС_3 \dots КС_2$, $КС_4 \dots КС_3$, $И_2 \dots КС_4$ – увеличивается. Если

текущий уровень запаса газа на участках с увеличившимся расходом не позволяет достичь требуемых значений расхода, то необходимо пополнить запас, причем без снижения поставок газа потребителям. На участке $И_1 \dots КС_2$ высвобождается некоторое количество газа, которое в случае необходимости может быть использовано для снабжения потребителей или увеличения запаса на других участках. Таким образом, изменение потоковых состояний возможно только после определенного переходного процесса, и при моделировании изменения состояния ГТС кроме расчетных потоков, связанных с обеспечением потребителей, требуется учитывать дополнительные расчетные потоки, связанные с изменением запаса газа в трубах.

В упрощенном виде процесс изменения потокового режима отдельного межкомпрессорного участка можно разделить на два этапа: 1) пополнения, в случае необходимости, запаса газа на участке до уровня, достаточного для обеспечения требуемого расхода и 2) изменения расхода на участке. Соответственно, полное переключение потокового состояния системы произойдет не раньше, чем завершатся оба этапа на каждом из транспортных участков, на которых предусматривается изменение

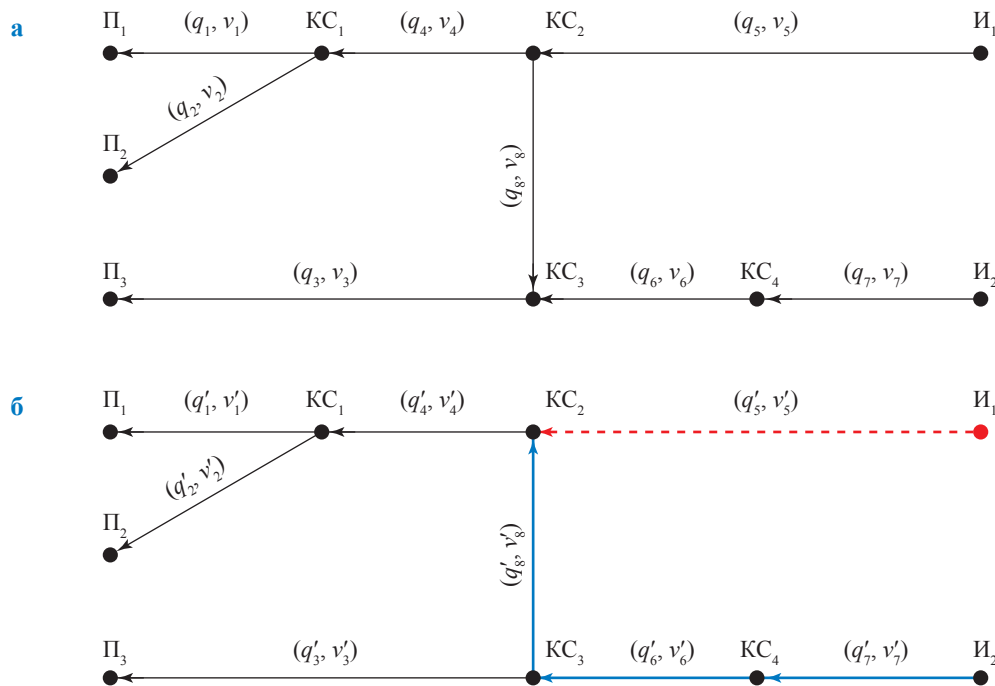


Рис. 1. Схема гипотетической ГТС в первоначальном состоянии (а)

и в состоянии сниженной производительности узла $И_1$ (б):

$П$ – потребитель газа; $И$ – источник газа; $КС$ (компрессорная станция) – транзитный узел

расхода. Поэтому общее время переключения состояния системы зависит от необходимых объемов пополнения запасов, возможной скорости их пополнения и времени непосредственного изменения расхода. Длительности периодов непосредственного изменения расхода на участках при достаточном запасе газа можно рассматривать как постоянные величины, значения которых совпадают для всех сопоставимых по длине участков газопровода одинакового диаметра. Данные константы могут быть оценены с использованием газодинамических математических моделей. При этом заполнение участков с недостаточными уровнями запаса газа возможно за счет использования излишков с мало загруженных участков.

Для имитации процессов изменения запасов газа при смене транспортных режимов предлагается ввести в стационарную потоковую модель дополнительные расчетные потоки, связанные с изменением запасов газа на участках ГТС (рис. 2).

Дополнительные потоки формируются исходя из того, что участки с дефицитом запаса можно рассматривать как дополнительные узлы потребления, а участки газопроводов с избытком запаса – как источники газа. Параметры виртуальных источников и потребителей определяются на основе расчетной зависимости

запаса газа, достаточного для обеспечения заданного расхода q , от значения q . Зависимость $v_{\text{дост}}(q)$ является обратной для зависимости $q_{\text{макс}}(v)$.

При таком подходе расчетная скорость изменения запасов ограничивается пропускной способностью транспортной сети и производительностью узлов источников газа. В условиях относительно стабильной работы реальных ГТС скорость изменения запаса газа в трубах так же определяется в основном пропускными возможностями газопроводов, задействованными для отбора либо пополнения газа на участках, и возможностями системы газоснабжения по добыче и управлению потреблением газа. Однако в условиях крупномасштабных возмущений значительное влияние на скорость изменения запасов газа могут оказывать технологические ограничения, связанные с режимами работы технологической обвязки крановых узлов и компрессорных станций. Для учета этих ограничений при расчете потоков, обусловленных изменением запасов газа на участках, предполагается использование зависимости максимальной возможной скорости изменения запаса $\Delta_{\text{зап}}$ от значения v , т.е. текущего уровня запаса участков ГТС.

Зависимости $q_{\text{макс}}(v)$, $v_{\text{дост}}(q)$ и $\Delta_{\text{зап}}(v)$ могут быть получены путем численного

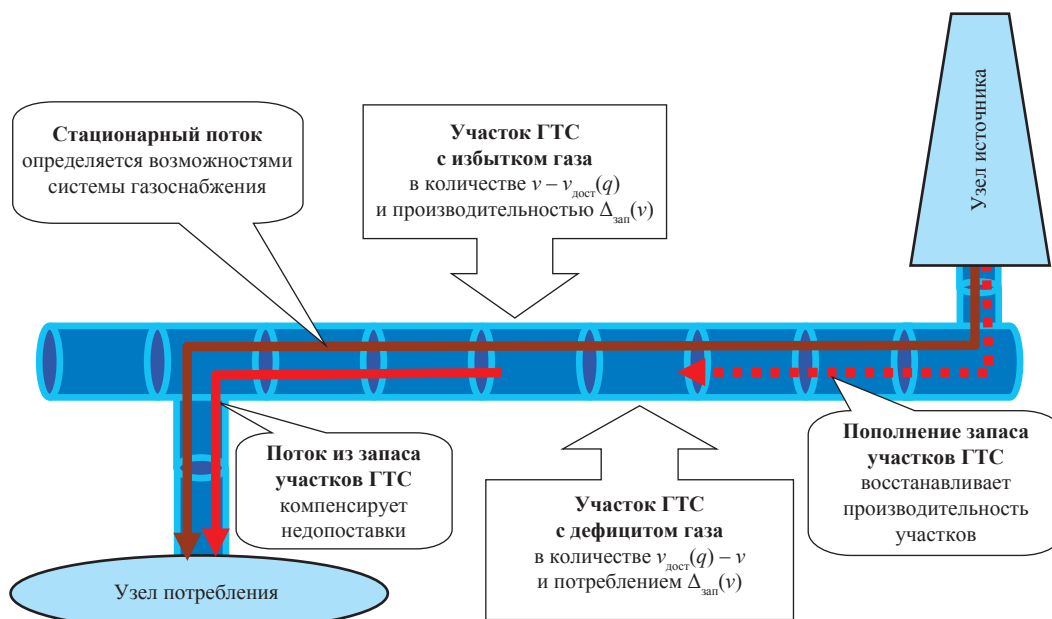


Рис. 2. Движение газа в ГТС, представленное в виде отдельных расчетных потоков: v – располагаемый запас (объем) газа на участке; q – величина стационарного потока через участок (расход газа); $v_{\text{дост}}$ – запас газа, достаточный для обеспечения заданного расхода q ; $\Delta_{\text{зап}}$ – максимально возможная скорость изменения запаса

моделирования процессов заполнения и опорожнения участков с использованием фактических технологических параметров и усредненных локальных значений параметров газа. Для определения характера и параметризации вышеупомянутых расчетных зависимостей авторы использовали конечно-разностные модели. Параметризация осуществлялась на основе ретроспективных данных о режимах транспорта газа в Единой системе газоснабжения России (ЕСГ) за период кризисной ситуации в отношениях с Украиной с 1 по 22 января 2009 г. В результате получены характерные расчетные зависимости для ряда участков трубопроводов, расположенных в различных сегментах ЕСГ и различающихся длинами и диаметрами. Проверка адекватности этих зависимостей осуществлялась обратным моделированием для участков, не рассматривавшихся на этапе параметризации, при этом установлена высокая степень сходимости результатов моделирования с фактическими характеристиками.

Рассмотрим подход к моделированию процессов изменения транспортных режимов на примере перехода ГТС из потокового состояния Q в потоковое состояние Q' . Каждому из состояний соответствуют определенные значения расхода по участкам ГТС. Кроме того, для состояния Q заданы значения запаса газа на каждом транспортном участке, которые формируют состояние системы по запасам V и определяют располагаемые пропускные способности участков. Предполагается, что V достаточно для обеспечения расходов Q , но возможен и избыток запасов. Для каждого транспортного участка заданы зависимости $\Delta_{\text{зап}}(v)$, $q_{\text{макс}}(v)$ и $v_{\text{дост}}(q)$. Время, необходимое для переключения ГТС из одного потокового режима в другой при достаточном уровне запаса газа в трубах, принимается равным нулю. Дискретный временной шаг модели $\Delta t_{\text{мод}}$ выбран равным единице измерения времени в расходных характеристиках объектов системы (производительности источников, пропускной способности транспортных участков, спросе потребителей). Принципиальная схема расчетов приведена на рис. 3.

На первом шаге проводится проверка реализуемости потокового состояния Q' при заданных начальных уровнях запаса газа и располагаемых пропускных способностях транспортных участков. Очевидно, что если Q' может быть реализовано при текущих запасах,

то изменения запасов не требуется. Далее, при необходимости пополнения запасов, определяются участки с дефицитом и участки с избытком запаса. Для определения целевых уровней запасов, позволяющих реализовать состояние Q' , используются зависимости $v_{\text{дост}}(q)$. К начальным узлам участков с дефицитом подключаются узлы виртуального потребления со спросом, равным необходимому для пополнения объема запаса. К конечным узлам участков с избытком запаса подключаются узлы виртуальных источников, производительность которых устанавливается равной объему располагаемого избытка запаса газа. Для того чтобы учесть ограничение скорости изменения запаса, связанное с технологическими возможностями компрессорных станций, для дуг подключения виртуальных узлов устанавливается пропускная способность в соответствии с характеристикой $\Delta_{\text{зап}}(v)$. Пропускная способность виртуальных дуг корректируется при каждом изменении запаса. Расчетный граф ГТС (см. рис. 1) показан на рис. 4.

Далее производится расчет потокораспределения в сети. Результирующие поставки виртуальным потребителям соответствуют объему пополнения запаса за время $\Delta t_{\text{мод}}$. Величина поставок вычитается из спроса виртуальных потребителей. Таким образом формируется задание на поставку необходимых объемов на следующий итерационный шаг. Аналогично обрабатываются поставки от виртуальных источников. Размер поставок вычитается из производительности источников. Далее в соответствии с изменившимися запасами газа на участках корректируется ПС дуг подключения виртуальных потребителей и источников, и повторяется расчет потокораспределения.

Условием выхода из цикла и окончания алгоритма является либо достижение целевых уровней запаса на участках с его дефицитом, либо отсутствие возможности пополнения запаса при фиксированных объемах поставок газа потребителям. Если переключение в состояние Q_2 все-таки происходит, то необходимое время оценивается как количество итераций с расчетом потоков, умноженное на временной шаг $\Delta t_{\text{мод}}$. Таким образом, алгоритм реализует возможность квазидинамического моделирования процесса изменения потокового режима работы ГТС и позволяет оценить время, необходимое для переключения в новый потоковый режим.

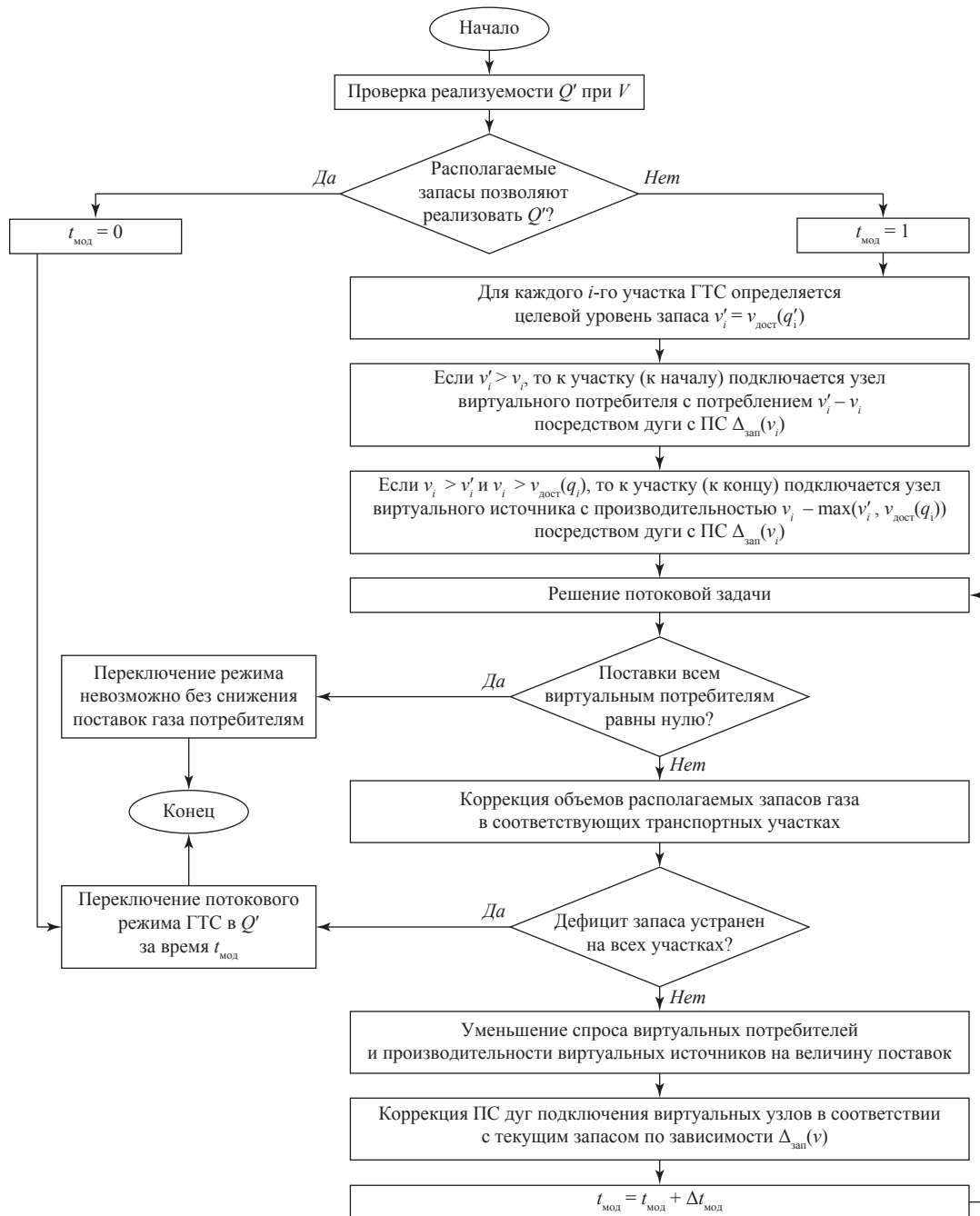


Рис. 3. Принципиальная схема расчетов при моделировании изменения транспортного режима ГТС: ПС – пропускная способность; q_i , v_i – значения расхода и запаса на i -м участке ГТС в первоначальном потоковом состоянии системы Q ; q_i^* , v_i^* – значения расхода и запаса на i -м участке ГТС после переключения системы в потоковое состояние Q' ; $i = 1 \dots n$, где n – количество участков на расчетной схеме ГТС; $t_{\text{мод}}$ – расчетное время, необходимое для переключения ГТС из Q в Q'

Для облегчения восприятия в данном примере показана упрощенная стратегия переключения в новый потоковый режим, которая заключается в следующем:

- изменение пропускных способностей транспортных участков (кроме виртуальных) происходит одновременно и только после

полного перехода ГТС в состояние по запасам V_2 (таким образом, все промежуточные расчетные потоковые режимы рассчитываются на пропускных способностях состояния V_1);

- инерционность источников газа не учитывается;

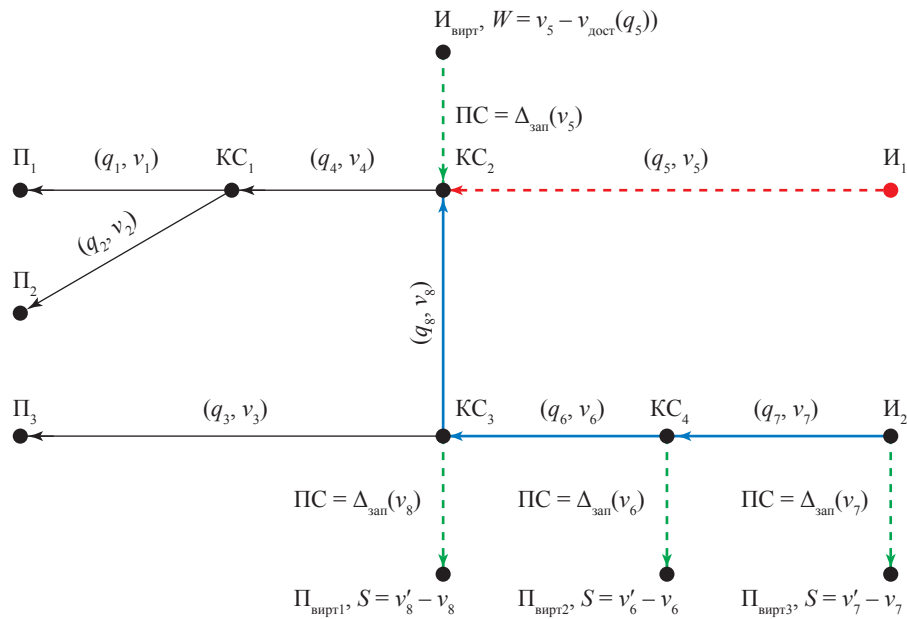


Рис. 4. Расчетный граф с виртуальными элементами:

W – производительность виртуального источника $I_{\text{вирт}}$;

S – потребление виртуального потребителя $\Pi_{\text{вирт}}$

- допускается отличие промежуточных расчетных потоковых режимов от Q_1 при условии сохранения объемов газоснабжения потребителям (таким образом, потоковый алгоритм может предлагать планы потокораспределения, значительно отличающиеся от исходного, но обеспечивающие более быстрое пополнение запасов);

- снижение поставок потребителям относительно потокового состояния Q_1 не допускается, для чего при решении потоковой задачи вводится безусловный приоритет поставок реальным потребителям, а ситуация, когда пополнение запасов газа транспортных участков невозможно, приводит к остановке алгоритма.

При решении реальных задач могут потребоваться более сложные сценарии переключения, в том числе предусматривающие:

- изменение ПС участков на каждом итерационном шаге по мере изменения запасов газа;

- снижение поставок реальным потребителям в пользу виртуальных для более быстрого достижения целевых уровней запаса и переключения в целевой потоковый режим либо в случае, когда располагаемые ПС участков ГТС не позволяют произвести пополнение запасов без ущерба газоснабжению потребителей;

- минимальное изменение первоначально заданного потокового состояния в ходе

промежуточных потоковых расчетов, например, с целью снижения временных издержек, если учитываются технологические задержки при изменении режимов работы участков газопроводов, и др.

Большая протяженность газопроводов ЕСГ, сложность топологической структуры, зависимость режима работы системы от работы большого количества технологических установок и положения запорно-регулирующей арматуры приводят к значительной трудоемкости создания как самих физико-математических моделей, позволяющих оценивать динамику изменения режимов транспорта газа в масштабах всей системы, так и начальных сценарных условий для проведения расчетов, особенно при необходимости моделирования ситуаций, возникающих в условиях крупномасштабных возмущений. Кроме того, в условиях чрезвычайных и кризисных ситуаций точность и высокая детализация результатов моделирования не являются приоритетными. С этой точки зрения разработка упрощенных полуматематических моделей, позволяющих моделировать динамику поведения больших газотранспортных систем, является перспективным и востребованным направлением.

Основу предлагаемого подхода к моделированию динамики поведения больших газотранспортных систем составляют: введение в потоковую модель ГТС дополнительных расчетных потоков, связанных с изменением запасов газа; учет изменений пропускных способностей газотранспортных участков в зависимости от располагаемых объемов запаса газа; учет ограничений на скорость изменения запасов газа, обусловленных технологическими возможностями компрессорных станций.

Описанный подход нашел применение при реализации имитационной модели для оценки динамики изменения состояний ЕСГ России. В рамках ее усовершенствования разрабатываются методики, позволяющие учитывать

при моделировании поведения ЕСГ дополнительные внешние факторы, такие как сезонные колебания температуры окружающей среды, неравномерность газопотребления с учетом отраслевой структуры потребителей.

Список литературы

1. Карасевич А.М. Модели и методы разработки стратегии развития Единой системы газоснабжения: обзорная инф. / А.М. Карасевич, Е.В. Леонтьев, Е.Р. Ставровский и др. – М.: ИРЦ Газпром, 2006.
2. Сухарев М.Г. Технологический расчет и обеспечение надежности газо- и нефтепроводов / М.Г. Сухарев, А.М. Карасевич. – М.: Нефть и газ, 2000.

Approach to modelling work of big gas transportation systems in conditions of major disturbances by means of linear programming

S.I. Dolgov¹, Ye.V. Pozhidayev^{1*}

¹ Gazprom VNIIGAZ LLC, Bld. 1, Estate 15, Projektiruemyy proezd no. 5537, Razvilka village, Leninskiy district, Moscow Region, 142717, Russian Federation

* E-mail: E_Pozhidaev@vniigaz.gazprom.ru

Abstract. This article represents a way to design models of big pipelines operating in conditions of wide-scale perturbations. That means application of the flow algorithms and consideration of the in-pipe gas stock fluctuations. The named approach supposes simulation of the in-pipe gas stocks changing due to dispatch control, and account of the process constraints. Possible realization of this scheme is exemplified by a case of transport regimes modelling when a gas transportation system transfers from one flow state to another.

Keywords: Unified Gas Supply System, mathematical modelling, wide-scale disturbances, gas reserve in pipes.

References

1. KARASEVICH, A.M., Ye.V. LEONTYEV, Ye.R. STAVROVSKIY, et al. *Models and methods for designing strategy of the Unified Gas Supply system development* [Modeli i metody razrabotki strategii razvitiya Yedinoi sistemy gazosnabzheniya]: review. Moscow: IRTs Gazprom, 2006. (Russ.).
2. SUKHAREV, M.G., A.M. KARASEVICH. *Process design and reliability support for gas and oil pipelines* [Tekhnologicheskii raschet i obespecheniye nadezhnosti gazo- i nefteprovodov]. Moscow: Neft i gaz, 2000. (Russ.).

УДК 621.45.017 + 004.413.4

Развитие методов оценки эффективности функционирования целенаправленных систем

А.В. Бочков

ООО «Газпром газнадзор», Российская Федерация, 117418, г. Москва, Новочерёмушкинская ул., д. 65
E-mail: a.bochkov@gmail.com

Ключевые слова: целенаправленная система, динамический коридор, трудность достижения цели, эффективность функционирования, опорный вектор.

Тезисы. Предложен комплексный подход к построению системы мониторинга функционирования целенаправленных систем и оценки эффективности достижения ими заданных значений целевых показателей с учетом изменений окружающей среды. В качестве практической реализации обсуждаемого подхода предложено развитие метода траекторного анализа «трудности достижения цели» И. Руссмана посредством применения метода опорных векторов в задаче оценки значимости изменений факторов риска недостижения поставленной цели (оценка ситуаций по прецедентам) и построения допустимой области эффективного функционирования целенаправленной системы (траекторный анализ).

При изучении экономических, организационных объектов важно выделять класс целенаправленных, или целеустремленных, систем [1]. В этом классе, в свою очередь, можно выделить системы, в которых цели задаются извне (обычно это имеет место в закрытых системах), и системы, в которых цели формируются внутри системы (что характерно для открытых, самоорганизующихся систем). С функционированием систем данного класса тесно связаны вопросы определения их эффективности с точки зрения использования ресурсов для достижения цели.

Сам термин «эффективность» в последние годы стал крайне популярным, вошел, что называется, в моду. Однако излишне частое употребление слов, терминов, словосочетаний и фраз имеет и негативные последствия: возникает опасность искажения их первоначального смысла, своеобразной «девальвации», отрыва от выражаемой ими сущности – реального предмета или явления. Процесс этот начался не вчера, в чем легко убедиться, изучив публикации конца прошлого века. Например, Г.Б. Петухов приводит такие определения эффективности в одной из своих работ [2]: «Эффективность – это научная категория для обозначения единства соответствий, порождаемых действием функционально-целевой детерминации объективных реальностей. ...Эффективность эффективна применимостью сравнимо измеряемого ...критериальной объективностью и ...оптимизацией». Волей-неволей согласишься с автором цитаты, что «подобному определению скорее место в фельетоне, а не в научной статье». Однако, к сожалению, это далеко не единичный пример.

Вместе с тем в упомянутой работе Г.Б. Петуховым сделано исчерпывающее обобщение понятия «эффективность». Отмечено, что бурное развитие «теории эффективности» наблюдалось в период Великой Отечественной войны и особенно послевоенных лет в связи с необходимостью создания новых видов вооружения и разработки новых способов его боевого применения. В этот период «теория эффективности» эволюционировала в основном как составляющая научного направления, предметом которого являлись анализ и оптимальная организация операций на этапе принятия организационных и управленческих решений, – так называемого «исследования операций». Наиболее выдающимся трудом того времени считается статья академика А.Н. Колмогорова «Число попаданий при нескольких выстрелах и общие принципы оценивания эффективности стрельбы», опубликованная в трудах Математического института им. В.А. Стеклова в 1945 г. В названной статье А.Н. Колмогоров предложил оценивать эффективность стрельбы не на основе частных показателей, а по степени объективной возможности выполнения той основной задачи, ради которой эта стрельба производится. С этого времени в «теорию эффективности» прочно

вошел наиболее объективный и информативный показатель эффективности применения оружия – вероятность выполнения боевой задачи (т.е. вероятность достижения цели операции). Высказанные А.Н. Колмогоровым идеи нашли плодотворное развитие в трудах Ю.Г. Мильграма, И.Я. Динера, О.В. Сосюры, Е.С. Вентцель, Ю.В. Чуева и др.

В более поздней работе [3] Г.Б. Петухов обобщил и развил существующие концепции, методологии и методы комплексного (системного) исследования эффективности целенаправленных процессов любой природы, включая методы и методики анализа и оптимального синтеза целеустремленных технических систем и процессов их целевого функционирования.

Проблема оценки эффективности функционирования целенаправленных систем заключается в том, что нет возможности поставить лабораторный эксперимент с хорошо контролируемым изменением переменных и количественно выражаемым ответом тестируемой системы без внесения в нее искусственных возмущений. ПАО «Газпром», например, – очень сложная система, и любое воздействие на нее вызывает множественный эффект, причем некоторые «ответы» сильно запаздывают во времени. Поэтому неадекватность той или иной модели не так просто выявить. Трудности возрастают еще и оттого, что при принятии управленческих решений модель, на которой они основаны, очень редко формулируется четко и в явном виде. Реконструкция такой модели со всеми ее допущениями и предположениями часто представляет собой самостоятельное исследование.

Вместе с тем организация любой деятельности невозможна без использования набора оценок, которые характеризовали бы как процесс, так и продукт деятельности. Это объясняется тем, что в любой сфере организационная деятельность является прежде всего эмпирической. Даже в тех случаях, когда говорят о «теории организации», имеется в виду теория, созданная на базе обобщения большого эмпирического материала. Эта теория, предлагая общие принципы организации и определяя тенденции ее развития, предполагает постоянное экспериментирование как обязательный аспект организационной деятельности. Даже при наличии общих теоретических представлений о процессах, которые подвергаются

управляющему воздействию в коллективах, важнейшим методом совершенствования организации является метод проб и ошибок. Но он дает тем лучшие результаты, чем более совершенным набором оценок «выхода» мы располагаем.

В тех случаях, когда существует возможность сразу оценить продукт деятельности (т.е. имеются измеримые параметры оценки и набор адекватных критериев), можно наладить эффективное управляющее воздействие на процесс с помощью обратной связи и получить близкую к истине экономическую оценку ожидаемой эффективности предлагаемого исследования. Это характерно, например, для многих процессов производства. Но даже здесь часто обнаруживается неадекватность критериев оценки.

Поэтому оценка продукта недостаточна для целей управления и должна дополняться оценкой процесса, цель которой – выявить косвенные индикаторы будущих результатов, обеспечить управляющее воздействие, не дожидаясь сигнала обратной связи из места использования продукта научно-технической деятельности.

Это положение приобретает особое значение в тех отраслях научной деятельности, где ощущается острая нехватка достоверных критериев быстрой оценки результатов этой деятельности. Даже в прикладных исследованиях разрыв во времени между получением результата и его полным использованием так велик, что отзыв «потребителя» не представляет большой ценности для управления данным исследованием. Например, продукция научно-исследовательских и опытно-конструкторских работ (НИОКР) не является, как правило, «серийной», ретроспективное изучение также не дает прямых рекомендаций (хотя необходимо для выявления косвенных индикаторов будущих результатов). В этой связи проблема поиска адекватных критериев оценки результатов научно-исследовательской (и подобной ей) деятельности и косвенных индикаторов для предсказания ее результата является центральной в трудах как российских, так и зарубежных специалистов по экономике науки.

Эффективность научно-исследовательской деятельности – показатель, который предполагает оценку потребителем реальной ценности результата. Для того чтобы судить, например, об эффективности НИОКР, необходимо

определить эффект, т.е. оценить последствия реализации результата (значит, иметь для этого шкалу измерений и критерий оценки).

Общеизвестно, с какими большими трудностями связано определение эффекта исследования. Даже если речь идет о самом наглядном компоненте эффекта – экономическом, следующие главные факторы затрудняют его определение. Результат научно-исследовательской деятельности – это «сырой материал», который реализуется лишь в ходе сложных и дорогостоящих операций (планирования, внедрения, производства, сбыта, использования, обучения, ликвидации побочных негативных явлений и т.д.). В эти операции вовлекается много ресурсов, в них участвуют многие системы (причем участие обязательно включает и творческий аспект). Невозможно определить в конечном эффекте доленое участие одного элемента – результата исследования или разработки. Это подтверждается тем известным фактом, что наиболее частая причина неудач научно-технических проектов и программ – не низкое качество результата исследований, а «нетехнические» факторы, связанные с его реализацией. Поэтому, строго говоря, в области организационных инноваций правильнее вместо «экономического эффекта научно-исследовательской деятельности» говорить об «эффекте, получение которого стало возможным благодаря данной научно-исследовательской деятельности».

Экономический эффект научно-исследовательской деятельности реализуется в течение довольно длительного времени и с достоверностью может быть определен лишь в ретроспективе. Говоря же о новых исследованиях (инновациях), можно ставить вопрос лишь о том, чтобы прогнозировать кривую «жизненного цикла» нововведения, основанную на ожидаемом результате. Кроме того, экономический эффект, получаемый ПАО «Газпром» (как заказчиком работ) в результате использования результата научно-исследовательской деятельности в области организационных инноваций, не локализуется в определенном месте. Через различные механизмы он перераспределяется между многими структурными подразделениями и дочерними обществами. Это перераспределение, в свою очередь, с трудом поддается анализу.

Эффективность – это показатель, который позволяет соотнести выгоды от применения

результата (в широком смысле слова) с затратами на его получение. Важность этого показателя очевидна, но, чтобы его использовать на практике, нужно иметь способ измерения и затрат, и выгод. Тот факт, что и те, и другие локализованы в пространстве и времени, очень затрудняет оценку достоверности практических расчетов¹.

ПАО «Газпром» как любая организационно-техническая система создано для удовлетворения определенных потребностей и служит активным средством целенаправленной деятельности. В процессе его деятельности постоянно возникают проблемы разной степени сложности. Причиной возникновения проблем является расхождение между желаемым и действительными результатами при неизвестных путях преодоления этого расхождения (несоответствия). Для решения проблем необходимо выделить и достаточно четко сформулировать цели деятельности, осуществление которых существенно снижает или устраняет различие между желаемым и действительным результатом. С учетом перечисленных особенностей научно-исследовательских работ оценивать их эффективность справедливо с точки зрения рационального (оптимального) выделения ресурсов на решение возникающих задач и подтверждения уверенности лиц, принимающих решения в ПАО «Газпром», в том, что выделенные на проведение исследований средства позволят получить максимально полный ответ на заданные вопросы.

Под эффективностью научно-технической разработки, например, при таком подходе следует понимать степень различия между реально полученным результатом и желаемым. Необходимо помнить, что возможные альтернативные пути достижения одной и той же цели в общем случае обладают разной эффективностью. Системный анализ рекомендует сравнивать эти пути между собой и выбирать из них лучший на основе эффективности, к которой приводит тот или иной путь (вариант действий). Эффективность в таком понимании вообще является важной категорией системного анализа. Исследование процесса разработки проводится всегда с точки зрения интересов основного субъекта системы, которого называют лицом,

¹ Например, очень легко уменьшить знаменатель, не учитывая расходы на многолетние исследования, формально не связанные с данной разработкой, но послужившие для нее необходимым «сырьем».

принимающим решение (ЛПР). Цель, стоящая перед ЛПР, является той единственной целью, для достижения которой проводится разработка. Цели, стоящие перед другими субъектами системы, могут быть согласованы с основной целью разработки, способствовать ее достижению, а могут противоречить основной цели, противодействовать ее осуществлению.

Эффективность характеризует процессы и воздействия сугубо управленческого характера и отражает прежде всего степень достижения поставленных целей, поэтому эффективностью обладает лишь целенаправленное взаимодействие. В случае невозможности экономической оценки эффективности разработки на начальной стадии работ должно приниматься допущение, что оценка эффективности заключается в выработке так называемого оценочного суждения относительно решения сформулированных перед системой проблем (поставленных целей деятельности) имеющимся составом исполнителей и при условии выделения заказчиком работы достаточных для этого временных и материальных ресурсов. Оценка достаточности требуемых ресурсов, а также требования к потенциальному исполнителю (включая процедуры и методы оценки и самооценки исполнителя) должны быть строго формализованы и описаны.

Прорывными в части разработки аппарата анализа поведения целеустремленных систем можно назвать работы группы воронежских математиков под руководством И.Б. Руссмана [4–6]. Ими введено в научный оборот понятие так называемой «трудности достижения цели» d_k , которая оценивается при существующих оценках (μ_k) качества ресурса и требованиях (ε_k) к этому качеству со стороны заказчика работы.

Из общих соображений d_k должна обладать следующими основными свойствами [4]:

- при $\mu_k = \varepsilon_k$ быть максимальной, т.е. равной единице (действительно, трудность получения результата максимальна при предельно низком допустимом значении качества);
- при $\mu_k = 1$ и $\mu_k > \varepsilon_k$ быть минимальной, т.е. равной нулю (при предельно высоком возможном значении качества независимо от требований (при $\varepsilon_k < 1$) трудность должна быть минимальной);
- при $\mu_k > 0$ и $\varepsilon_k = 0$ быть минимальной, т.е. равной нулю (очевидно, если к качеству компоненты ресурса не предъявляются

никаких требований, а $\mu_k > 0$, то трудность получения результата по этой компоненте должна быть минимальной).

Для этих трех условий при $\varepsilon_k < \mu_k$ справедлива функция вида

$$d_k = \frac{\varepsilon_k(1-\mu_k)}{\mu_k(1-\varepsilon_k)}.$$

Полагается также, что $d_k = 0$ при $\mu_k = \varepsilon_k = 0$ и $d_k = 1$ при $\mu_k = \varepsilon_k = 1$.

По своей природе понятие трудности достижения цели созвучно понятию риска. Так, за величину риска недостижения целевого значения технико-экономического показателя (ТЭП) программы (рис. 1) предложено [5, 6] принимать расстояние

$$r(M) = \max \left\{ \ln \frac{1}{1-d_1}; \ln \frac{1}{1-d_2} \right\}, \quad (1)$$

где $d_1 = \frac{\varepsilon_1(1-\mu_1)}{\mu_1(1-\varepsilon_1)}$, $d_2 = \frac{\varepsilon_2(1-\mu_2)}{\mu_2(1-\varepsilon_2)}$, $\varepsilon_1 = \frac{|E_1E_2|}{|E_1E_3|}$,

$$\varepsilon_2 = \frac{|F_1F_2|}{|F_1F_3|}, \mu_1 = \frac{|E_1M|}{|E_1E_3|}, \mu_2 = \frac{|F_1M|}{|F_1F_3|}.$$

Идея трудности достижения цели при заданных значениях μ_k , ε_k вытекает из соображений о том, что получить результат определенного качества тем труднее, чем ниже качество ресурса или выше требования к качеству результата. Сочетание качества ресурса и требований к результату и должно быть оценено эффективностью, или рациональностью,

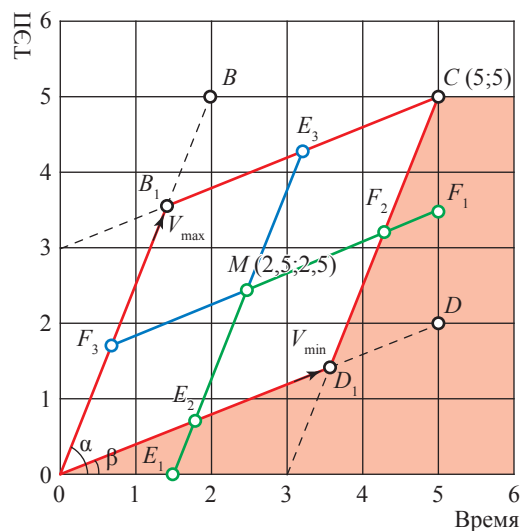


Рис. 1. Геометрическая интерпретация движения ТЭП к целевому значению

расходования выделенных на исследования средств, иначе говоря, риском для заказчика потратить эти средства впустую.

В данном смысле трудность достижения цели является мерой несоответствия располагаемых целеустремленной системой ресурсов требованиям к их качеству и объему со стороны заказчика. Причем сами эти требования порождены требованиями к результату функционирования самого заказчика в целом. Можно рассматривать, например, трудность по качеству, времени, затратам.

Делокализация эффекта – не единственная трудность в определении эффективности инноваций. Не менее важна делокализация затрат, которые были необходимы для получения использованного результата. Обычно оценивают эффективность одной, изолированной, разработки, соотнося эффект с затратами на эту разработку. Но постоянно возникает вопрос о правомерности такого подхода².

Вообще, надежное достижение системой целевых значений в процессе функционирования характеризуется сохранением некоторых заданных показателей в установленных пределах. На практике полностью избежать отклонений при выполнении программы невозможно, однако необходимо стремиться к минимизации отклонений текущего состояния от некоторого заданного идеала, определенного в качестве цели. Сама возможность и области применения понятия «надежность» при определении эффективности функционирования целенаправленных систем в значительной степени обусловлены характером и особенностями

организации управления ими. Большинство подобных систем отличает сложная внутренняя структура, а внутреннее состояние системы носит неопределенный характер в силу того, что основу ее составляют люди, действия которых зависят от множества факторов, в том числе неподдающихся контролю со стороны управления.

Каждая целенаправленная система вынуждена действовать к тому же в условиях стремительно меняющейся среды. Логика обстоятельств нередко оказывается сильнее логики намерений, и в итоге от системы перестают требовать оптимальных значений «выходных» параметров, удовлетворяясь допустимыми, эффективность теряет связь с оптимальностью и становится все более связанной с гарантированностью и надежностью. Надежность при этом может рассматриваться и как свойство процесса функционирования системы, определяющее его соответствие некой норме, и как свойство, характеризующее систему с точки зрения возможности достижения поставленной цели.

Применительно к мониторингу целевых показателей риск определяется как степень угрозы недостижения установленных целевых значений. Риск рассматривается как переменная величина, представляющая собой функцию текущего положения показателя: он увеличивается при приближении значения показателя к некоторым допустимым границам, за которыми достижение целевого значения невозможно.

Обозначенный подход к созданию системы мониторинга позволяет решить следующие задачи управления:

- 1) мониторинга «движения» показателя по траектории к поставленной цели (включая определение точек промежуточного контроля значений показателя в зависимости от эффективности выполнения основной задачи);
- 2) определения допустимого значения риска, превышение которого является нежелательным.

Оптимальной траекторией, которая будет характеризоваться минимальной трудностью достижения цели и, соответственно, максимальной эффективностью системы в достижении цели, является диагональ параллелограмма, соединяющая начало координат и целевое значение (C) допустимых значений показателя (см. рис. 1). Задача управления – удерживать систему на оптимальной траектории. Она

² Например, в прошлом веке в США была подробно изучена история десяти главных нововведений в лечении сердечно-сосудистых и легочных заболеваний за 1945–1975 гг. В частности, выяснилось, что для осуществления одного из этих нововведений были абсолютно необходимыми 663 ключевых исследования. Отсутствие любого из них не позволило бы достигнуть общего результата. Из этого огромного числа проведенных в разных местах исследований 41,6 % в момент публикации результатов никак не были связаны с целью клинического нововведения. Во время одного из слушаний в конгрессе США по вопросам науки представитель крупной компании заявил, что является скорее исключением, чем правилом, когда удается четко связать радикальное улучшение технических характеристик или снижение себестоимости с конкретным исследованием или разработкой. Как показали многочисленные оценки зарубежных исследователей, радикальные улучшения являются следствием кумулятивного синергического эффекта многих нововведений; каждое же нововведение, взятое в отдельности, обычно приводит лишь к небольшому улучшению либо вообще не имеет эффекта.

не так проста, как может показаться на первый взгляд.

Во-первых, мониторинг (и, соответственно, управление) осуществляется по значениям интегрального показателя, а, как отмечается исследователями [7–9], в настоящее время не разработано законченной и подтвержденной практикой методологии построения такого показателя для класса структурно сложных систем.

Во-вторых, метод Руссмана не позволяет своевременно отслеживать изменения внешних факторов, влияющих на достижение системой целевого значения выбранного интегрального показателя. А значит, невозможно предсказать ожидаемое отклонение показателя от оптимальной траектории движения до следующей точки контроля. И, самое главное, невозможно сказать, насколько критичным будет это отклонение. Сможет ли система все же достигнуть цели?

Для комплексного решения задачи обеспечения эффективного функционирования целенаправленной системы требуется развивать описанный подход в двух направлениях. *Первое* связано с идентификацией состояния объекта управления по его наблюдаемым (известным) параметрам. Для этого нужно научиться формировать на основе априорной информации обобщенные образы – классы состояний объекта. Получить необходимые знания из набора имеющихся данных можно с помощью методов добычи данных – классификации и кластеризации. Нередко вместо точного вида математической модели управляемого объекта (например, опасного производственного объекта (ОПО) дочернего общества) доступна только априорная информация о ней (оценка составляющих статей программ и мероприятий, направленных на обеспечение эффективного выполнения стоящих перед объектом задач), управляющих воздействиях на объект и результатах этих воздействий. В терминах вывода по прецедентам информация о состоянии объекта – это описание проблемы, а выдача управляющего воздействия есть решение проблемы; тогда результат управляющего воздействия необходимо рассматривать как результат применения решения.

Предлагаемый подход [7, 10] решает задачу моделирования управления такого рода объектами по прецедентам, основываясь на классах состояний (есть авария / нет аварии). По сути, это означает, что предложен

подход к интеграции методов «добычи» данных на основе прецедентов и адаптивного управления единой самообучающейся системой, позволяющей управлять объектами с плохо формализуемым поведением. Состояние объекта управления сравнивается с прецедентами из заранее накопленной базы данных. На основе некоей меры близости, в качестве которой предложено использовать расстояние Хемминга, выбирается один из похожих прецедентов. Расстояние Хэмминга – число позиций, в которых соответствующие символы двух равнодлинных описаний сравниваемых ситуаций различны. В более общем случае расстояние Хэмминга применяется для строк одинаковой длины и служит метрикой различия (функцией, определяющей расстояние в метрическом пространстве) объектов одинаковой размерности. Например, такими объектами могут служить описания статей расходов на улучшение промышленной безопасности в организации, дополненные индикаторами промышленной и пожарной безопасности и охраны труда (всего около 400 параметров).

В иерархической системе натуральных и экономических показателей и индикаторов, используемых в ПАО «Газпром», в качестве обобщенного показателя для указанных выше целей был предложен [11] показатель потерь используемого капитала LACE (*англ.* lose of average capital employed) – безразмерный параметр (измеряется в процентах), определяемый как отношение размера внеплановых потерь с учетом страховой защиты к среднему используемому капиталу:

$$LACE = \frac{UPL(1 - Ins)}{ACE}, \quad (2)$$

где UPL (*англ.* unplanned losses) – внеплановые потери; Ins – показатель страховой защищенности внеплановых потерь; ACE (*англ.* average capital employed) – средний используемый капитал.

В качестве «базы» для расчета LACE выбран³ средний используемый капитал. По своей природе показатель LACE отражает результат усилий, предпринимаемых компанией по обеспечению на эксплуатируемых ОПО требуемых законодательством уровней промышленной,

³ По аналогии с определением стратегического целевого показателя ПАО «Газпром» 1-го уровня – рентабельности используемого капитала ROACE (*англ.* return on average capital employed).

пожарной безопасности и охраны труда. Положительная динамика значений показателя соответствует снижению текущей аварийности и общего числа нештатных ситуаций на ОПО, приводящих, как правило, к внеплановым потерям. Отрицательная динамика, напротив, говорит о росте таких ситуаций и, соответственно, снижении общего уровня производственной безопасности на подконтрольных объектах. Другими словами, положительные (1) и отрицательные (0) отклонения LACE в момент времени t от значения в момент времени $t - 1$ «оценивают» соответствующий моменту времени t уровень производственной безопасности ОПО. В качестве интегрального показателя здесь выступает не взвешенная свертка базовых индикаторов, а положительное либо отрицательное отклонение показателя, характеризующего уровень внеплановых потерь и учитывающего уровень страховой защищенности ОПО оцениваемого дочернего общества и его средний используемый капитал. Совокупность индикаторов, оцененных посредством учета отклонений интегрального показателя LACE, в данном случае и описывает так называемые прецеденты.

На практике, как говорилось ранее, полностью избежать отклонений от оптимальной траектории движения к цели невозможно, однако необходимо стремиться к минимизации отклонений текущего состояния от некоторого идеала – цели, заданной, например, в виде критериальных значений LACE [12]. Мера угрозы отрицательных отклонений LACE рассматривается в данном случае как переменная величина, представляющая собой функцию относительно текущего положения системы: она увеличивается при приближении оцениваемой текущей ситуации к некоторой допустимой границе, после достижения которой система не может выполнить свои обязательства по улучшению значений интегрального показателя.

Общая математическая постановка для описываемого случая: заданы множество X признаков текущей ситуации (например, текущие значения индикаторов, характеризующих затраты на обеспечение производственной безопасности ОПО, а также индикаторы аварийных и нештатных ситуаций на них), множество Y допустимых реализаций ситуации (например, текущее значение интегрального показателя LACE больше (или меньше) предыдущего и т.п.) и целевая функция $y^*: X \rightarrow Y$, значения которой $y_i = y^*(x_i)$ известны только на конечном

подмножестве объектов $\{x_1, \dots, x_i\} \subset X$ (например, соответствующие текущему значению LACE значения индикаторов, описывающих состояние ОПО). Пары «объект – ответ» (x_i, y_i) называют прецедентами. Совокупность пар $X_1 = (x_i, y_i)_{i=1}^1 = 1$ составит при этом обучающую выборку. Требуется по выборке x_1 восстановить зависимость y^* , т.е. построить решающую функцию $A: X \rightarrow Y$, которая приближала бы целевую функцию $y^*(x)$, причем не только на объектах обучающей выборки, но и на всем множестве X .

В такой постановке индикаторы (по сути – факторы рисков) выступают в качестве признаков текущей ситуации, оцениваемой значением LACE. Признаки могут быть бинарного (1/0, красный/зеленый), номинального (множество значений), порядкового (множество упорядоченных значений) или количественного типа. В случае если текущее значение интегрального показателя LACE по сравнению с предыдущим значением улучшилось, текущая ситуация оценивается положительно (например, кодируется как «1»), в противном случае – отрицательно (например, кодируется как «0»). При наличии трех «замеров» ситуации (текущая, предыдущая и предпредыдущая) возможна более сложная (но и более точная) оценка текущего состояния через динамические характеристики скорости и ускорения изменения значения LACE за период наблюдений. Об этом будет сказано ниже.

Вообще, задачи, связанные с необходимостью классификации ситуаций, возникают достаточно часто, а именно: при диагностике заболеваний на основании набора определенных, характерных для него, факторов; при технической диагностике машин и механизмов; оценке финансовой устойчивости контрагентов, участвующих в конкурсах на выполнение тех или иных услуг, заемщиков банков; оценке качества управления; анализе факторов рисков и аварий. Как правило, описание таких ситуаций оформляется с помощью вопросников. Каждый объект классификации представляется как вектор (точка) в p -мерном пространстве (упорядоченный набор p чисел). Хотя решения о классификации анализируемых ситуаций принимаются не только и не столько на основании ответов на вопросы вопросников (признаков), однако оцененные вопросники содержат скрытые закономерности, позволяющие при наличии достаточно представительной

статистики «повторять» ранее принятое решение для новых данных. Метод опорных векторов [13], рассматриваемый как частный случай регуляризации по Тихонову, позволяет построить границу, разделяющую множество подобных объектов на обособленные классы. Основная идея заключается в построении (на основе анализа признаков) внутренних связей между неочевидными наборами «правильных» параметров описания и классифицирующими признаками ансамбля деревьев логических формул. Это позволяет однозначно классифицировать ситуацию или исключить ее из дальнейшего рассмотрения.

За исходную информацию были взяты данные системы мониторинга изменений на объекте управления (например, ОПО), происходящих вследствие тех или иных мероприятий в области улучшения производственной безопасности, осуществляемых в эксплуатирующих организациях. Статистическая обработка форм сбора этой информации позволяет выделить направления работ, наиболее актуальные для эффективного и безаварийного функционирования и устойчивого развития ОПО. Аварийные события, происходившие в прошлом, составляют базу знаний о ранее возникавших прецедентах, проблемах, разрешение которых потребовало наибольшего сосредоточения усилий в области повышения производственной безопасности. По сути, можно говорить об анкетах ежеквартальной оценки ситуаций на ОПО как об элементе системы раннего предупреждения и диагностики нежелательных состояний ОПО, средстве выявления его «болезней» на ранних стадиях.

Оценка описания ситуации с затратами на улучшение производственной безопасности с целью нахождения устойчивых сочетаний, повторяющихся у большинства аварийных ситуаций, возникавших в прошлом на ОПО, – типичная задача классификации дискретных объектов, а именно задача теории распознавания образов.

Решатель (аудитор, классификатор, распознаватель) всегда сохраняет найденный порядок до тех пор, пока не отброшены существенные ключевые признаки, по которым строится частичный порядок. Задача построения решателя фактически сводится к необходимости построить модель «серого ящика», тестирующего входы и выходы некоторого имитатора бизнес-процессов оценки эффективности вложений в обеспечение требуемого уровня

эффективности функционирования (например, в смысле достижения требуемого уровня обеспечения безопасности). Графически результаты расчетов можно проиллюстрировать схемой, приведенной на рис. 2.

Итоговые вероятности $W(l) = \min_{n_1} W(l, n_1)$ и, соответственно, $S(n) = \max_{l_1} S(l_1, n)$ (не пока-

зана на рис. 2) численно характеризуют значения интегрального показателя «сверху» и «снизу», т.е. то, насколько контролируемый объект может быть переоценен или недооценен с точки зрения эффективности выполнения целевой задачи.

Кроме того, модель позволяет выделить признаки (факторы), сочетания которых наиболее часто встречались при идентификации того или иного состояния системы и, соответственно, прогнозировать ожидаемое состояние и его опасность с точки зрения отклонения от оптимальной траектории.

Второе направление совершенствования метода Руссмана связано с тем, что, отработав «предельные» случаи таких отклонений, можно утверждать, что существуют некоторые границы коридора, в которых должна находиться целенаправленная система в зависимости от имеющихся у нее ресурсов и требований к качеству и эффективности ее функционирования при достижении заданного значения целевого показателя. Границы коридора несимметричны относительно «центра тяжести», поскольку равные по величине потери (последствия нештатных и кризисных ситуаций) и приобретения оцениваются по-разному. Но для «однородных» организаций, занимающихся сходными видами деятельности приблизительно в одинаковых отраслевых сегментах, различия должны быть незначительными.

Скачки в различиях могут локально проявляться по двум причинам:

- 1) изменения (модернизации) самой системы;
- 2) специфики условий функционирования системы.

То есть требуется выделить один коридор по ресурсам (энергии, вложенной в систему), а второй коридор – по оценкам достигнутых «положений» по отношению к «плановым» показателям. Вариантов интерпретации много, суть одна: для качественного мониторинга нужна модель динамического коридора

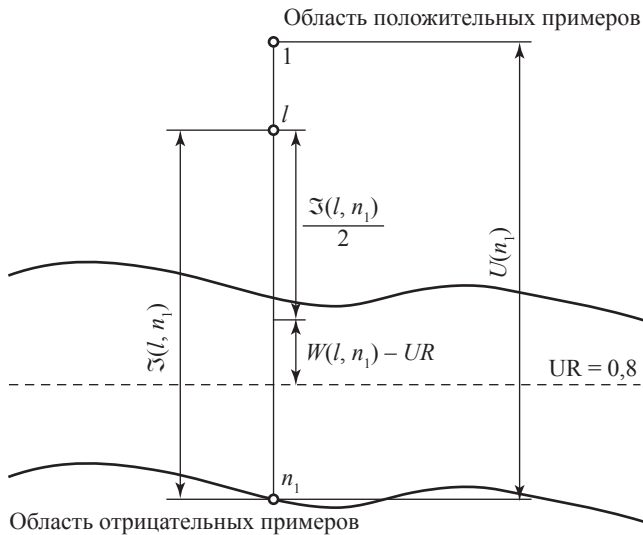


Рис. 2. Определение вероятности перехода ситуаций из штатного состояния в нештатное:

$Z(l, n_1)$ – расстояние Хемминга; UR – уровень границы, устанавливаемый в соответствии с принципом Парето; $U(n_1)$ – мера угрозы непопадания в область устойчивых значений для ситуаций с положительной динамикой

(а не одной траектории), в которой вложения средств рассматриваются как вложения в ускорение по пути выполнения обязательств.

Используя так называемый траекторный подход [14], представим интенсивность изменения удельного значения выбранного показателя функцией времени $y(t)$. Ее аналогом в физике является мгновенная скорость. Тогда за любой период времени $[t_1, t_2]$ значение по-

казателя определится как $\int_{t_1}^{t_2} y(t) dt$.

На начальном этапе, при отсутствии полноформатной системы мониторинга, за основу можно взять значения интегралов (удельные значения показателя) за три периода измерений, а именно: I_0 – ожидаемые (заявленные, но не фактические) за текущий период; I_{-1} – фактические, задокументированные актами за предыдущий период; I_{-2} – за два периода назад относительно текущего. Формально можем записать эти три интеграла как

$$\int_0^1 y(t) dt = I_0; \int_{-1}^0 y(t) dt = I_{-1}; \int_{-2}^{-1} y(t) dt = I_{-2}. \quad (3)$$

Далее для каждой сравниваемой системы (или рассматриваемых вариантов одной системы) строится траектория изменения ее «производительности» $y(t)$. В простейшем случае

закон изменения значений $y(t)$ имеет вид равномерно ускоряющегося (равномерно замедляющегося) движения:

$$y(t) = y_0 + vt + a \frac{t^2}{2}, \quad (4)$$

где y_0 – оценка удельного значения показателя в начале измерений в текущем периоде; v – средняя скорость нарастания $y(t)$; a – среднее ускорение (скорость изменения величины v). По оценкам I_0, I_{-1}, I_{-2} , удельное изменение значения целевого показателя: растет, если $v > 0$; падает, если, напротив, $v < 0$; поддерживается на одном и том же уровне в течение рассматриваемых трех периодов, если $v = 0$. Аналогично интерпретируется показатель ускорения: $a > 0$ означает, что система «на взлете», т.е. v в конце анализируемого 3-этапного периода растет быстрее, чем в среднем; $a < 0$ может означать, что хотя v и растет, но прирост скорости уменьшается. Формально мы можем получить соответствие между тройкой значений y_0, v, a и тройкой значений I_0, I_{-1}, I_{-2} . Подставляя (4) в (3) получим:

$$\begin{aligned} I_0 &= y_0 + \frac{v}{2} + \frac{a}{6}; \\ I_{-1} &= y_0 - \frac{v}{2} + \frac{a}{6}; \\ I_{-2} &= y_0 - \frac{3v}{2} + \frac{7a}{6}. \end{aligned} \quad (5)$$

Решая три уравнения (5) с тремя неизвестными, определяем значения y_0, v, a :

$$\begin{cases} y_0 = \frac{2I_0 + 5I_{-1} - I_{-2}}{6}; \\ v = I_0 - I_{-1}; \\ a = I_0 - 2I_{-1} + I_{-2}. \end{cases} \quad (6)$$

Значения y_0, v, a варьируются от системы к системе и имеют смысл средних оценок показателей их траектории за три рассматриваемых периода. Так как эти показатели сглаживают сезонный и другие диффузионные факторы, желательно их нормировать. При выводе общих характеристик в первую очередь интересны групповые индикаторы, а потом уже относительное положение значений каждой системы по отношению к групповому индикатору. Введем в рассмотрение два подобных индикатора.

Первый – фактор относительного ускорения (q_a) – вычисляется как отношение суммы

изменения значения целевого показателя в текущий (I_0) и предыдущий (I_{-2}) периоды к изменению значения целевого показателя в предыдущий период (I_{-1}). Изменения значения целевого показателя за предыдущий период (I_{-1}) выбрана по причине того, что это самая ближайшая из оценок, которая может быть подтверждена фактами выполнения работ

$$q_a = \frac{I_0}{I_{-1}} + \frac{I_{-2}}{I_{-1}} = \frac{a}{I_{-1}} + 2. \quad (7)$$

Формула (7) показывает, что q_a – измеритель «провала» в изменении значения целевого показателя в предыдущий (I_{-1}) ($q_a \gg 2$) или текущий (I_0) ($q_a \ll 2$) периоды, т.е. косвенно q_a есть фактор оценки нестабильности тренда при больших отклонениях q_a от 2 и, наоборот, показатель устойчивости тренда для значений q_a , близких к 2. Априорно можно считать, что нестабильность и понижающий тренд «подозрительны», так как связаны с реорганизацией системы, и требуется «выяснить», является ли система в новом своем состоянии приемницей квалификационного и других потенциалов предшественника (название может и не меняться, а вот функциональная готовность, например, из-за притока-оттока кадров – да). К тому же устойчивое «падение» ($q_a \cong 2$) при отрицательном тренде – это не совсем то, что нужно для развития, важно знать значение еще и второго фактора.

Второй фактор (q_v) показывает относительную скорость роста изменения значения целевого показателя системы за последние два периода:

$$q_v = \frac{I_0}{I_{-1}} = \frac{v}{I_{-1}} + 1. \quad (8)$$

Этот индикатор естественно коррелирует с первым индикатором, являясь его частью, но его адекватность несколько слабее.

Для визуализации изменения возможного значения факторов q_a и q_v в зависимости от изменений состояния системы полезно перейти от индикаторов q_a и q_v через аффинные преобразования к паре связанных с ними нормированных индикаторов F_a и F_{va} , задающих геометрический образ, который далее будем называть «мишенью».

F_a – это просто нормированный фактор q_a :

$$F_a = \frac{q_a - c_a}{L_a}, \quad -1 \leq F_a \leq 1, \quad (9)$$

где c_a – центр мишени по оси абсцисс; L_a – размер половины стороны квадрата сечения.

Нормированный фактор F_{va} – линейная комбинация факторов ускорения q_a и скорости q_v :

$$F_{va} = \frac{q_a - c_a - \mu(q_v - c_v)}{L_{va}}, \quad -1 \leq F_{va} \leq 1. \quad (10)$$

где c_v – центр мишени по оси ординат; L_v – половина стороны квадрата сечения.

Эффект роста скорости с ростом ускорения учитывается тем, что эта «добавка» (см. формулу 10)) вычитается с коэффициентом $\mu > 0$, который определяется, как и константы c_a , c_v , L_a , L_{va} , на основе анализа групповых данных. Геометрически положение квадратной мишени ($F_a \times F_{va}$) размером $[-1, +1] \times [-1, +1]$ на плоскости факторов q_a (абсцисса) и q_v (ордината) отобразится как параллелограмм ABCD (рис. 3).

Точка A соответствует точке $\{F_a = -1; F_{va} = +1\}$, B – точке $\{F_a = -1; F_{va} = -1\}$, C – точке $\{F_a = +1; F_{va} = -1\}$, D – точке $\{F_a = +1; F_{va} = +1\}$. Из-за того, что преобразования аффинные, очевидно, что центру мишени с координатами ($c_a; c_v$) – точке пересечения диагоналей – соответствует центр квадратной мишени с координатами $\{F_a = 0; F_{va} = 0\}$.

Коэффициент $\mu > 0$ равен тангенсу угла наклона стороны [DA] к оси ординат (см. рис. 3). Размеры и наклон мишени были определены по данным группового анализа модифицированным методом опорных векторов. В принципе, мишень не обязана быть параллелограммом, она, в соответствии с методом опорных векторов, может быть произвольным многоугольником.

Зная «эталонную» траекторию, проходящую через центр мишени, можно оценить в процентном отношении уровень «предельной неоптимальности» (обозначим его через ψ) траекторий системы в виде «перегрузки» или «недогрузки» до эталона, если бы системе в текущем периоде дали возможность реализовать «оптимальный сценарий загрузки»:

$$\psi = \frac{I_0 - I_0^*}{I_0^*}. \quad (11)$$

Ближе чем на эту относительную величину (в процентах) система к оптимуму не приблизится. Рассчитывая отклонение δ_0 траектории движения системы от оптимума в текущем периоде и оценивая оптимальное «ожидаемое» отклонение δ_0^+ в будущем периоде

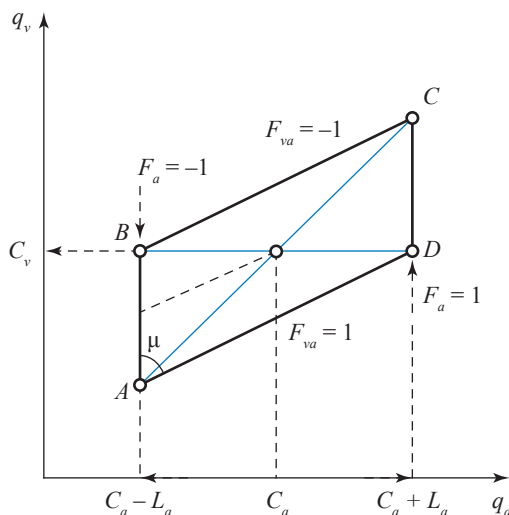


Рис. 3. Внешний вид и параметры мишени

(из предположения, что не потребуется «сдвигать» мишень):

$$\delta_0 = \frac{I_2}{I_{-1}} - \Theta^*;$$

$$\delta_0^+ = \frac{I_{-1}}{I_0} - \Theta^*, \quad (12)$$

где Θ^* – некоторая поправка, можно выработать индикатор «прогресса» системы ξ в виде разности вышеуказанных оценок, нормированных через логистические кривые. Вид логистических кривых подбирается из тех соображений,

что оставаться «лидером» – это тоже прогресс, а незначительное улучшение у «аутсайдера» серьезным прогрессом лучше не считать.

Важно понимать, что описанная модель «мишени» рассматривает траектории показателей целенаправленной системы без учета «диффузионных» составляющих. Поэтому она является только базовым элементом для наращивания совокупностей и индикаторов для будущей разветвленной системы мониторинга поведения системы при ее движении к целевому значению. Вполне ожидаемо, что оценки текущего состояния и тем более оценки «прогресса» по разным индикаторам будут частично противоречить друг другу. В этом случае потребуется отнестись к индикаторам и показателям как к элементам логики принятия решений, провести аналогово-цифровое преобразование показателей в логические переменные, построить «новую» логику снятия противоречий. Отработка подобной методологии потребует проведения дополнительных исследований и не является целью настоящей статьи.

Предложенное сочетание методов анализа текущего состояния целенаправленной системы позволяет с системных позиций решать задачу оценки эффективности ее функционирования, направленного на достижение цели в произвольных постановках.

Список литературы

1. Черняк Ю.И. Анализ и синтез систем в экономике / Ю.И. Черняк. – М.: Экономика, 1970.
2. Петухов Г.Б. Основы теории эффективности целенаправленных процессов. Ч. 1: Методология, методы, модели / Г.Б. Петухов. – М.: МО СССР, 1989. – 655 с.
3. Петухов Г.Б. Методологические основы внешнего проектирования целенаправленных процессов и целеустремленных систем / Г.Б. Петухов, В.И. Якунин. – М.: АСТ, 2006. – 504 с.
4. Гайдай А.А. Непрерывный контроль процесса достижения цели / А.А. Гайдай, И.Б. Русман // Управление большими системами: сб. трудов. – 2004. – № 7. – С. 106–113.
5. Берколайко М.З. Трудности в смысле И.Б. Русмана и оценка надежности управления / М.З. Берколайко, Ю.В. Долгих, К.Г. Иванова // Вестник ВГУ. Сер.: Системный анализ и информационные технологии. – 2008. – № 2. – С. 5–9.
6. Берколайко М.З. Применение аппарата трудностей к оценке надежности управления организационными системами / М.З. Берколайко, Ю.В. Долгих // Сб. трудов X Международной научно-практической конференции «Системный анализ в проектировании и управлении». – СПб., 2006. – С. 28–34.
7. Bochkov A. Problem of creation of integrated index of assessment of production safety condition at hazardous production facilities / A. Bochkov, V. Lesnykh, M. Lukyanchikov // Proc. of the 29th European Safety and Reliability Conference / edited by M. Beer and E. Zio. – Singapore: Research Publishing, 2019. – DOI:10.3850/978-981-11-2724-3 0077-cd
8. Гумеров Р. Методологические проблемы измерения и оценки состояния национальной производственной безопасности / Р. Гумеров // Экономист. – 2016. – № 4. – С. 33–41.

9. Ландрини Г. Интегральные уровни безопасности в соответствии со стандартами МЭК 61508 и 61511 и анализ их связи с технологическим обслуживанием / Г. Ландрини // Современные технологии автоматизации. – 2009. – № 1. – С. 72–78.
10. Bochkov A. The integral method of hazard and risk assessment for the production facilities operations / A. Bochkov // *Advances in reliability analysis and its applications* / M. Ram, H. Pham (eds.). – Basel, Switzerland [et al.]: Springer Nature, 2020. – С. 149–200. – (Springer Series in Reliability Engineering). – https://doi.org/10.1007/978-3-030-31375-3_4
11. Барсуков А.Н. Формирование системы индикаторов и показателей внештатных и кризисных ситуаций на объектах ЕСГ / А.Н. Барсуков, А.А. Быков, В.В. Лесных // Промышленная и экологическая безопасность объектов газовой промышленности: сб. науч. тр. – М.: Газпром ВНИИГАЗ, 2008. – С. 76–86.
12. Барсуков А.Н. Ситуационные центры. Мониторинг, прогнозирование и управление кризисными явлениями в газовой отрасли. Ч. 1: Мониторинг и прогнозирование / А.Н. Барсуков, А.В. Бочков, В.В. Лесных. – М.: НИИГазэкономика, 2015. – 528 с.
13. Бочков А.В. О некоторых прикладных задачах безопасности и ситуационного управления Единой системой газоснабжения на основе анализа потока оцененных данных методом опорных векторов / А.В. Бочков, Н.Н. Жигирев // Вести газовой науки. – М.: Газпром ВНИИГАЗ, 2017. – № 1 (29): Повышение надежности и безопасности объектов газовой промышленности. – С. 129–141.
14. Bochkov A. Some methodological aspects of multicriteria method of decision-making on the sustainability and security of industrial objects exploitation / A. Bochkov // *ICDQM-2019 (10th International conference «Life Cycle Engineering and Management»*, June 27–28). – Prijedor, Serbia: Research Center of Dependability and Quality Management, 2019. – С. 77–95.

Elaboration of efficacy assessment methods for target-oriented systems

A.V. Bochkov

Gazprom Gaznadzor LLC, Bld. 65, Novocheremushkinskaya street, Moscow, 117418, Russian Federation
E-mail: a.bochkov@gmail.com

Abstract. The author suggests a complex design philosophy for a system aimed at monitoring of target-oriented systems operation and assesment of their performance in achievement of target variables with reference to environmental changes. To realize this approach practically he suggests an I. Russman’s trajectory analysis called a “difficulty of target achievement”. I. Russman’s analysis is to be refined, namely a method of reference vectors should be applied to signification assesment of dynamics of the risks not to achieve a desired goal (case estimation of a situation) and fitting of an allowed area for effective operation of a target-oriented system (trajectory analysis).

Keywords: target-oriented system, dynamic corridor, difficulty of goal achievement, efficiency of operation, reference vector.

References

1. CHERNYAK, Yu.I. *Analysis and synthesis of systems in economics* [Analiz i sintez system v ekonomike]. Moscow: Ekonomika, 1970. (Russ.).
2. PETUKHOV, G.B. *Fundamentals of the theory of task-oriented process effectiveness* [Osnovy teorii effektivnosti tselenapravlennykh protsessov]. Pt. 1: *Methodology, methods, models* [Metodologiya, metody, modeli]. Moscow: MO SSSR, 1989. (Russ.).
3. PETUKHOV, G.B., V.I. YAKUNIN. *Methodological principals of external design of task-oriented process and purposeful systems* [Metodologicheskiye osnovy vneshnego proyektirovaniya tselenapravlennykh protsessov i tselestremlennykh sistem]. Moscow: AST, 2006. (Russ.).
4. GAYDAY, A.A., I.B. RUSSMAN. Continuous control of a goal achievement processes [Nepreryvnyy kontrol protsessa dostizheniya tseli]. *Upravleniye Bolshimi Sistemami*: collected papers. 2004, no. 7, pp. 106–113. ISSN 1819-2440. (Russ.).
5. BERKOLAYKO, M.Z., Yu.V. DOLGIKH, K.G. IVANOVA. Difficulties from the viewpoint of I.B. Russman, and estimation of management reliability [Trudnosti v smysle I.B. Russmana i otsenka nadezhnosti upravleniya]. *Vestnik VGU. Series: Sistemyy Analiz i Informatsionnyye Tekhnologii*. 2008, no. 2, pp. 5–9. ISSN 1995-5499. (Russ.).

6. BERKOLAYKO, M.Z., Yu.V. DOLGIKH. Difficulties instrumentation applied to assessing reliability of management fulfilled by institutional setups [Primeneniye apparata trudnostey k otsenke nadezhnosti upravleniya organizatsionnymi sistemami]. In: *Proceedings of the 10th International scientific-practical conference "System analysis in design and management"*. St. Petersburg, 2006, pp. 28–34. (Russ.).
7. BOCHKOV, A., V. LESNYKH, M. LUKYANCHIKOV. Problem of creation of integrated index of assessment of production safety condition at hazardous production facilities. In: *Proc. of the 29th European Safety and Reliability Conference* / ed. by M. Beer and E. Zio. Singapore: Research Publishing, 2019. DOI:10.3850/978-981-11-2724-3_0077-cd
8. GUMEROV, R. Methodological issues related to measuring and estimating national industrial security [Metodologicheskiye problemy izmereniya i otsenki sostoyaniya natsionalnoy proizvodstvennoy bezopasnosti]. *Ekonomist*. 2016, no. 4, pp. 33–41. ISSN 0869-4672. (Russ.).
9. LANDRINI, G. Integral levels of security according to IEC 61508 and 61511 standards and analysis of their relations with technological maintenance [Integralnyye urovni bezopasnosti v sootvetstviy so standartami MEK 61508 i 61511 i analiz ikh svyazi s tekhnologicheskim obsluzhivaniyem]. *Sovremennyye Tekhnologii Avtomatizatsii*. 2009, no. 1, pp. 72–78. ISSN 0206-975X. (Russ.).
10. BOCHKOV, A. The integral method of hazard and risk assessment for the production facilities operations. In: RAM, M., H. PHAM (eds.). *Advances in reliability analysis and its applications*. Basel, Switzerland [et al.]: Springer Nature, 2020, pp. 149–200. Springer Series in Reliability Engineering. https://doi.org/10.1007/978-3-030-31375-3_4
11. BARSUKOV, A.N., A.A. BYKOV, V.V. LESNYKH. Forming a system of indicators and criteria of emergency and crisis conditions at the Unified Gas Supply System facilities [Formirovaniye sistemy indikatorov i pokazateley vneshtatnykh i krizisnykh situatsiyakh na obyektakh YeSG]. In: *Industrial and environmental security of gas industry facilities* [Promyshlennaya i ekologicheskaya bezopasnost obyektov gazovoy promyshlennosti]: collected bk. Moscow: Gazprom VNIIGAZ, 2008, pp. 76–86. (Russ.).
12. BARSUKOV, A.N., A.V. BOCHKOV, V.V. LESNYKH. *Situation centers. Monitoring, prediction and management of crisis phenomena within the gas industry* [Situatsionnyye tsentry. Monitoring, prognozirovaniye i upravleniye krizisnymi yavleniyami v gazovoy otrasli]. Pt. 1: *Monitoring and prediction* [Monitoring i prognozirovaniye]. Moscow: NIgazekonomika, 2015. (Russ.).
13. BOCHKOV, A.V., N.N. ZHIGIREV. About some applied tasks in provision of safety and situation management of the Unified Gas Supply System on the basis of estimated data flow analysis by means of support vector machine [O nekotorykh prikladnykh zadachakh bezopasnosti i situatsionnogo upravleniya Yedinoy sistemoy gazosnabzheniya na osnove analiza potoka otsenennykh dannyykh metodom opornykh vektorov]. *Vesti Gazovoy Nauki*. Moscow: Gazprom VNIIGAZ LLC, 2017, no. 1(29): Improvement of reliability and safety at gas-industry facilities, pp. 129–141. ISSN 2306-8949. (Russ.).
14. BOCHKOV, A. Some methodological aspects of multicriteria method of decision-making on the sustainability and security of industrial objects exploitation. In: *ICDQM-2019 (10th International conference «Life Cycle Engineering and Management», June 27–28)*. Prijedor, Serbia: Research Center of Dependability and Quality Management, 2019, pp. 77–95.

УДК 622.692.48:[533+536.6]

Влияние технико-технологических и природно-климатических факторов на специфику развития аварий на трубопроводах, транспортирующих широкую фракцию легких углеводородов

Часть I. Особенности протекания гидродинамических и тепломассообменных процессов при аварийных разрывах трубопроводов

В.С. Сафонов

ООО «Газпром ВНИИГАЗ», Российская Федерация, 142717, Московская обл., Ленинский р-н, пос. Развилка, Проектируемый пр-д № 5537, вл. 15, стр. 1
E-mail: V_Safonov@vniigaz.gazprom.ru

Тезисы. В работе обосновывается сценарный подход к анализу специфики развития и оценке масштабов последствий аварий на трубопроводах, перекачивающих термодинамически нестабильные сжиженные углеводородные газы, в том числе широкую фракцию легких углеводородов (ШФЛУ). С использованием статистической информации показан наиболее характерный спектр размеров и причин нарушений герметичности трубопровода в процессе эксплуатации. На базе численного моделирования проанализированы:

- гидродинамические (однофазные и двухфазные) процессы в протяженных трубопроводах при их аварийной разгерметизации;
- фазовые превращения ШФЛУ как смеси углеводородов за счет сброса давления в месте разрыва и внешнего теплопритока;
- интегральная динамика образования паровой фазы при возможных сценариях разгерметизации трубопровода.

Полученные результаты являются основой для обоснования выраженной переменной «функции источника» для последующего моделирования распространения паровоздушного облака в приземном слое атмосферы.

В последнее время рядом нефтегазовых компаний вновь активизирован и вынесен на правительственный и законодательный уровни вопрос о необходимости и экономической целесообразности транспортировки по трубопроводам широкой фракции легких углеводородов (ШФЛУ). Отличительной особенностью ШФЛУ является наличие в ее составе ряда «легких» углеводородных компонентов. Как следствие, при аварийной разгерметизации трубопровода, транспортирующего ШФЛУ, (далее – трубопровод ШФЛУ) помимо разлива термодинамически стабильных компонентов (C_{5+}) образуются пары, в основном пропана и н-бутана, которые, будучи значительно тяжелее воздуха и представляя собой угрозу взрывного сгорания, могут перемещаться под действием ветра зачастую на значительные расстояния, существенно расширяя тем самым зону потенциальной опасности.

Развернувшаяся на различных площадках дискуссия по вопросам обеспечения безопасности трубопроводов ШФЛУ с самого начала проходила на фоне факта известной трагедии под Уфой (1989 г.), когда в результате грубейших технологических нарушений в обычный нефтепровод с низкими характеристиками хладостойкости металла труб стали добавлять в значительных объемах ШФЛУ, что привело к хрупкому протяженному разрушению трубопровода и масштабному разливу продукта с образованием и последующим взрывом паровоздушного облака. После этой аварии нормативные разрывы от трубопроводов ШФЛУ до промышленных и социальных объектов были увеличены в 10 раз, что, по существу, исключило возможность их прокладки в промышленно развитых (густонаселенных) районах страны.

Проблема обеспечения надежности и безопасности трубопроводного транспорта термодинамически нестабильных смесей жидких углеводородов не является новой,

Ключевые слова: перекачка по трубопроводам термодинамически нестабильных жидкостей, аварийная разгерметизация, гидродинамические процессы, двухфазное истечение, растекание и кипение жидкости на поверхности грунта.

и ее отдельные аспекты уже неоднократно рассматривались в технической литературе [1–23]. Однако при этом так и не было выработано единого методического подхода к решению проблемы. В этой связи первоочередными задачами экспертного научного сообщества, по-видимому, являются, во-первых, дальнейшее совершенствование методической базы для моделирования характерных сценариев развития аварий на трубопроводах ШФЛУ и, во-вторых, обоснование технических решений в области качественного повышения их конструктивной надежности и безопасности.

В рамках поставленной задачи целесообразно обсудить методические подходы к обоснованию показателей надежности и безопасности трубопроводов ШФЛУ, которые были систематизированы и реализованы во ВНИИГАЗе в конце 1990-х гг. в рамках проекта прокладки двухниточного трубопровода из цельнотянутых труб диаметром 426 мм на рабочее давление 6,4 МПа по трассе Сургут – Урало-Поволжье. Принятый компонентный состав ШФЛУ по ТУ 38-101524-93 в мольных долях: этан – 0,0251; пропан – 0,4953; н-бутан – 0,2341; изобутан – 0,087; н-пентан – 0,0895; изопентан – 0,0368; гексан – 0,0322.

Отличительной особенностью предлагаемого подхода является рассмотрение всех нестационарных сопряженных гидравлических и тепломассообменных процессов в рамках единого логического сценария, когда итоговые параметры предшествующего процесса служат входными данными для последующего. Исходными событиями считаются при этом различные варианты разгерметизации трубопровода, т.е. динамика и объемы аварийных выбросов ШФЛУ.

1. Для оценки потенциальных объемов аварийных выбросов ШФЛУ из трубопроводов необходимо было обосновать возможные размеры характерных сквозных дефектов, возникающих при эксплуатации «жидкостных» трубопроводов. Для этой цели использовались как обширная отечественная база данных по различным повреждениям труб на нефтепродуктопроводах, так и ряд материалов зарубежных компаний [1–6]. Повреждения трубопроводов классифицировались при этом по трем группам:

1) *коррозионные свищи* с характерными эквивалентными диаметрами до 10...12 мм, которые практически не идентифицируются штатными системами контроля гидравлических

режимов [6]. Как показал анализ, истечение ШФЛУ из коррозионных свищей малого диаметра происходит в однофазном состоянии и может быть рассчитано по известному соотношению Бернулли. Определенные сложности связаны при этом с обоснованием коэффициентов расхода, поскольку истечение жидкости происходит не в атмосферу, а в окружающий трубопровод массив грунта. Представленные в научной литературе данные экспериментальных исследований свидетельствуют о том, что при истечении жидкости в плотный массив грунта коэффициенты расхода будут существенно меньше, чем в случаях истечения в атмосферу;

2) *продольные трещины*, наиболее значимыми причинами появления которых являются циклические колебания внутреннего давления, заводские и строительно-монтажные дефекты. В литературе [1, 2, 4, 5] приводятся различные варианты обработки массивов статистической информации по повреждениям трубопроводов, свидетельствующие, что линейный размер продольных трещин носит в общем случае случайный характер и может быть описан специальными функциями, в том числе двухпараметрическим распределением Вейбулла.

Для обоснования возможной ширины раскрытия продольных трещин использовались материалы многочисленных гидравлических испытаний типовых труб нефтегазового сортамента на специальном стенде ВНИИГАЗа. При этом важно, что испытания проводились при температурах до минус 50 °С, поскольку в реальных условиях в месте аварийного истечения ШФЛУ температура металла может понизиться примерно до минус 30 °С. Было установлено, что геометрия трещин близка к ромбовидной, а отношение длин трещин к их максимальной ширине варьировалось в пределах 7...10;

3) *разрывы «гильотинного» типа* в результате, например, экстремальных внешних динамических воздействий или диверсий. В отличие от первых двух групп повреждений при этом происходят нарушение однонаправленного движения и независимое истечение жидкости сразу из двух концов поврежденного трубопровода.

Установлено, что истечение ШФЛУ (как термодинамически нестабильной жидкости) из трещин различной протяженности и при полном разрыве трубопровода качественно отличается от истечения однофазной

несжимаемой жидкости [7–13]. В этом случае при разгерметизации трубопровода и падении давления в месте разрыва вверх и вниз по потоку распространяется волна гидравлической «разгрузки», за фронтом которой возрастает удельный объем вещества, а жидкость, получая соответствующий импульс, ускоряется. Скорость движения этой волны равна скорости звука в однофазном потоке жидкости (C_0) и может быть определена по известному уравнению

$$C_0 = \left[\rho_{\text{ШФЛУ}} \left(\frac{1}{\beta_{\text{ШФЛУ}}} + \frac{d_0}{\delta E} \right) \right]^{-\frac{1}{2}}, \quad (1.1)$$

где $\rho_{\text{ШФЛУ}}$, $\beta_{\text{ШФЛУ}}$ – плотность и модуль упругости ШФЛУ соответственно; d_0 , δ и E – внутренний диаметр трубы, толщина ее стенки и модуль упругости металла соответственно.

Если в качестве примера принять $\rho_{\text{ШФЛУ}} = 560 \text{ кг/м}^3$ при средней температуре грунта $\bar{T}_{\text{гр}} = +10 \text{ }^\circ\text{C}$ и $\beta_{\text{ШФЛУ}} = 240 \text{ МПа}$, то при перекачке ШФЛУ по трубопроводу диаметром $d_0 = 426 \text{ мм}$ при толщине стенки 8 мм получим $C_0 \approx 600 \text{ м/с}$.

При разгерметизации трубопровода в области, прилегающей к месту разрыва, устанавливается давление, близкое к давлению насыщенных паров при соответствующей средней температуре транспортируемого продукта ($\bar{T}_{\text{гр}} \cong \bar{T}_{\text{пр}}$). При этом происходят вскипание части жидкости и увеличение ее объема в полости

трубы, а скорость потока начинает лимитироваться пропускной способностью «концевого» участка, т.е. трубопровод работает как бы в режиме «запирания».

Эффект «запирания» сегодня хорошо изучен, например, применительно к аварийной разгерметизации контуров водяного охлаждения ядерных реакторов [8–10]. В отношении трубопроводов со сжиженными углеводородными газами этот эффект получил экспериментальное подтверждение [7, 11–14]. На рис. 1.1 представлены результаты измерений динамики истечения сжиженного пропана из трубопровода диаметром $d_0 = 150 \text{ мм}$ и длиной $L = 100 \text{ м}$ [16]. Видно, что в течение определенного времени интенсивность истечения пропана (G) остается постоянной, равной некоторому «критическому» значению ($G_{\text{кр}}$).

На рис. 1.1 на оси абсцисс представлено безразмерное время $\bar{\tau} = C_* \frac{\tau}{L}$, где τ – текущее

время; C_* – скорость звука в двухфазном потоке жидкости. Величина C_* напрямую зависит от паросодержания в потоке и может быть выражена через отношение давления насыщения жидкости (упругости паров) – $P_{\text{нас.п}}$ – к рабочему давлению в трубопроводе $P_{\text{раб}}$. На рис. 1.2 показана зависимость C_* от $P_{\text{нас.п}}/P_{\text{раб}}$ для

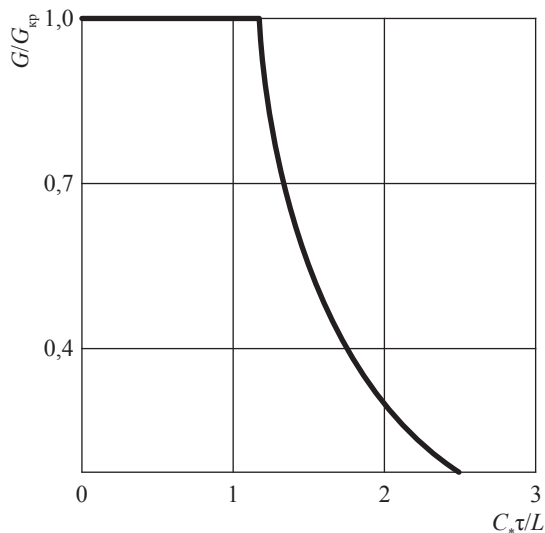


Рис. 1.1. Динамика истечения сжиженного пропана из трубопровода

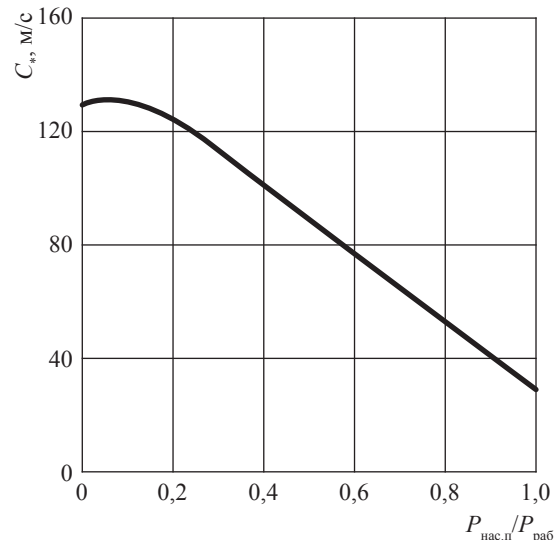


Рис. 1.2. Влияние отношения давления упругости паров к рабочему давлению в трубопроводе на скорость звука в равновесном вскипающем потоке сжиженного пропана

сжиженного пропана, измеренная в ходе упомянутого выше эксперимента [6].

Для расчета критического расхода двухфазного потока предложено несколько моделей [8, 9], наиболее достоверной из которых представляется модель Генри – Фауске.

Для характерных условий перекачки ШФЛУ (состав по ТУ 38-101524-93) по трубопроводу диаметром $d_0 = 426$ мм при $P_{\text{раб}} \leq 65$ бар расчеты по модели Генри – Фауске дают следующие значения критических расходов:

- от 20 до 70 кг/с для трещин различных линейных размеров (с условной классификацией в калибрах l/d_0 , где l – длина трещины: 0,1...0,3 – «мелкие»; 0,3...0,5 – «средние»; 0,5...0,7 – «крупные»);
- ~ 300 кг/с из одного конца трубопровода для разрыва «гильотинного» типа.

Заметим, что, в отличие от верхнего участка (от места разрыва «гильотинного» типа), участок вниз по потоку «работает» до момента остановки перекачки в режиме отбора продукта с двух концов. В месте разрыва «реверсная» критическая скорость истечения составляет, по оценкам, около 4...5 м/с; а на всасывании насосной станции (НС) при использовании регулятора давления сохраняется номинальная скорость перекачки – 1,0...1,2 м/с. Поскольку ШФЛУ обладает значительной сжимаемостью, на «нижнем» участке не происходит мгновенного разрыва сплошности потока, и в течение определенного периода общая интенсивность выброса жидкости равна сумме «прямого» и «реверсного» потоков.

Исходя из отмеченных положений в дальнейших расчетах принималось, что при «гильотинных» разрывах трубопровода сначала интенсивность истечения ШФЛУ составляет $300 \cdot 2 = 600$ кг/с. Однако уже через 2,0...2,5 мин произойдет «разрыв» сплошности потока на нижнем участке, вследствие чего интенсивность истечения ШФЛУ резко снизится (примерно до 50...70 кг/с). Далее до момента остановки перекачки суммарная интенсивность истечения из этого участка будет составлять не более 300...370 кг/с.

На основании изложенного были выделены для дальнейшего анализа три характерные группы дефектов и масштабов предаварийных и аварийных утечек ШФЛУ для трубопровода диаметром $d_0 = 426$ мм при $P_{\text{раб}} \leq 64$ МПа:

- локальные коррозионные дефекты с потенциальными утечками менее 15...20 м³/ч

(т.е. 2...3 кг/с), как правило, не представляющими прямой угрозы ущерба;

- усталостные продольные трещины с наиболее характерными размерами менее 0,5 калибра с максимальными критическими расходами в диапазоне 20...50 кг/с;
- разрывы «гильотинного» типа с максимальными критическими расходами 300...370 кг/с.

Для магистральных трубопроводов ШФЛУ одним из ключевых является вопрос о физических предпосылках и технических возможностях своевременной и достоверной идентификации оператором на НС факта и места аварийного разрыва с помощью штатных систем контроля гидравлических процессов с последующей остановкой перекачки и перекрытием аварийного участка. Для расчета нестационарных процессов в трубопроводе при возникновении в месте разрыва гидравлического импульса (резкого падения давления) проводилось численное интегрирование методом характеристик известной системы дифференциальных уравнений, описывающих одномерное изотермическое движение со скоростью W однофазной сжимаемой жидкости вдоль оси x трубопровода [15]:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial}{\partial \tau} \left(\frac{P_{\text{раб}}}{\rho_{\text{ШФЛУ}}} \right) + W \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{P_{\text{раб}}}{\rho_{\text{ШФЛУ}}} \right) + C_0^2 \frac{\partial W}{\partial x} &= 0; \\ \frac{\partial W}{\partial \tau} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{P_{\text{раб}}}{\rho_{\text{ШФЛУ}}} \right) + \lambda_{\text{тр}} \frac{W|W|}{2d_0} &= 0; \\ \rho_{\text{ШФЛУ}} &= f(P_{\text{раб}})_T, \end{aligned} \right\} \quad (1.2)$$

где $\lambda_{\text{тр}}$ – коэффициент гидравлического сопротивления трения; τ – время. Третье уравнение системы (1.2) учитывает изменение плотности ШФЛУ с изменением давления при осредненной по длине температуре потока T (близка к температуре грунта $\bar{T}_{\text{гр}}$ на глубине укладки трубопровода).

Краевые условия задачи на момент времени $\tau > 0$ при исходно заданной функции $P_{\text{раб}}(x, 0)$:

- давление в сечении разрыва ($x = L^*$, где L^* – расстояние от начала трубопровода, т.е. от НС до места разрыва) равно давлению насыщения жидкости при температуре перекачки $P_{\text{нас.л}}(\bar{T}_{\text{гр}})$;
- интенсивность истечения в месте разрыва равна «критической», т.е. $G = G_{\text{кр}} = \text{const}$ (см. выше) в течение всего периода формирования определенного отклика (периода падения давления) на НС вверх по потоку (что является определенным завышением);

- давление на всасывании НС, подающей жидкость в аварийный участок, и на всасывании последующей НС сохраняется неизменным с помощью регуляторов давления типа «до себя»;

- напорная характеристика НС может быть аппроксимирована функцией вида $H = a - bQ^2$, где Q – объемный расход. (Исходное давление нагнетания – 64 бар, давление на всасывании – 15 бар.)

В качестве характерной величины «отклика» системы, по которой (согласно существующей практике для нефтепроводов) должна идентифицироваться авария на линейной части, принято падение давления (ΔP) на нагнетании НС вверх по потоку на 2 бара. Результаты численного моделирования представлены на рис 1.3.

Приведенные на рис. 1.3 данные свидетельствуют о том, что даже в случае адекватных и своевременных действий оператора на НС по остановке перекачки вследствие относительно высокой инерционности

гидродинамических процессов в магистральном трубопроводе ШФЛУ объемы аварийных выбросов (в напорном режиме) могут быть весьма значительными (до нескольких сотен тонн). Это однозначно свидетельствует о необходимости установки на трубопроводе автоматизированных систем прекращения перекачки и отсечения аварийного участка при разрыве (без влияния «человеческого» фактора).

Вернемся к анализу гидродинамических процессов в месте разрыва трубопровода. За счет резкого падения давления вслед за движущейся со скоростью звука (C_0) в однофазной жидкости первичной волной появляется также вторая волна разгазирования с несколько размытым фронтом, движущимся также со скоростью звука, но уже в равновесном двухфазном потоке (C_*) от сечения разрыва вглубь трубопровода. Скорость этого фронта будет уже значительно (в 5...7 раз) меньше скорости звука в однофазной жидкости (см. выше).

Для определения характеристик возникающего при этом двухфазного потока были

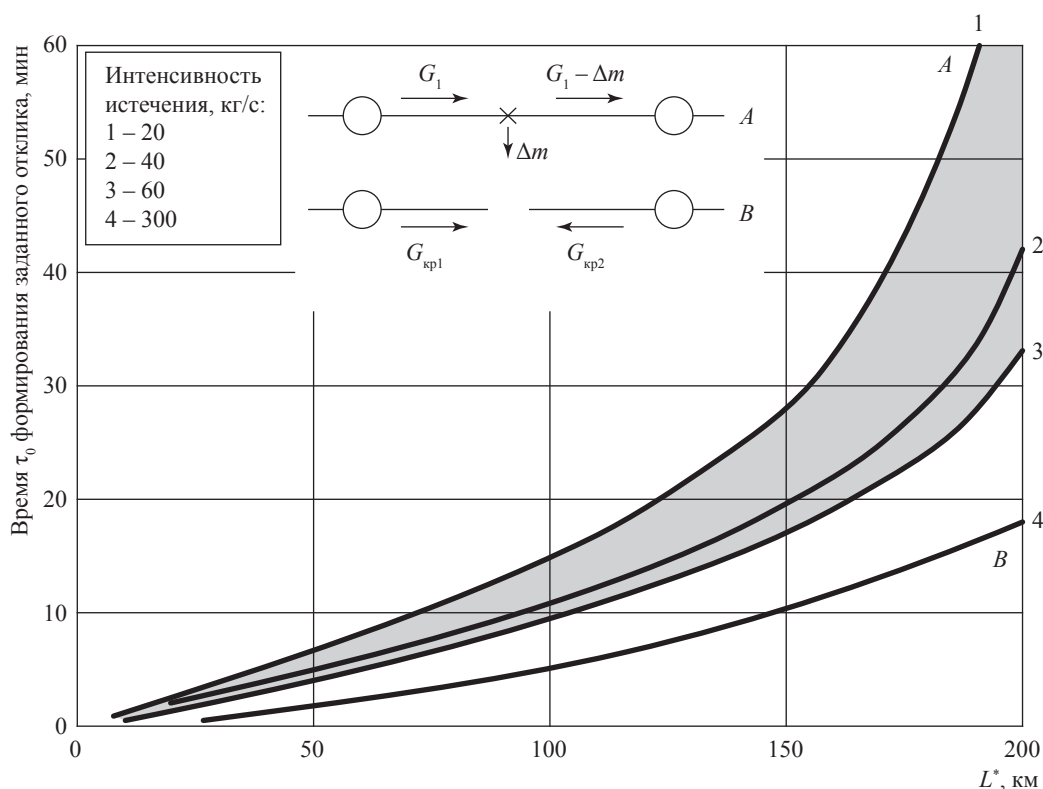


Рис. 1.3. Влияние места аварии и интенсивности истечения ШФЛУ, кг/с, (см. числа на кривых) на инерционность формирования заданного гидравлического «отклика» $\Delta P = 2$ бар на НС вверх по потоку (расстояние между НС – 250 км): кривые семейства А (см. заливку цветом) – истечение из трещин; кривая В – разрыв «гильотинного» типа; Δm – масса истекшей ШФЛУ

проанализированы исследования в области нестационарной гидродинамики вскипающих жидкостей, в том числе при аварийном опорожнении контуров водяного охлаждения ядерных реакторов [9], по физической сущности наиболее близкие к рассматриваемым процессам. По результатам анализа был принят известный методический подход, заключающийся в квазистационарном приближении нестационарной гидравлики двухфазного потока и использовании для его описания коэффициента Локхарта – Мартинелли. При этом в гидродинамической модели принят отдельный режим течения жидкой и паровой фаз, а коэффициент скорости (скольжения) рассчитан по гипотезе «равноскоростного потока».

Гидравлика движения двухфазного потока к сечению разрыва определялась на основании решения дифференциального уравнения

$$\frac{dP_{\text{раб}}}{dx} = \frac{\lambda_{\text{тр.пр}}}{2d_0\rho_{\text{шФЛУ}}} G^2, \quad (1.3)$$

в котором G – массовый расход двухфазного потока, а приведенный коэффициент гидравлического сопротивления $\lambda_{\text{тр.пр}}$ задается соотношением

$$\lambda_{\text{тр.пр}} = \bar{\lambda}_{\text{тр}} \left[(1-\alpha) + \frac{\alpha}{k} \sqrt{\frac{\rho_{\text{ж}}}{\rho_{\text{г}}}} \right]^2;$$

$$k = 0,4 + 0,6 \sqrt{\frac{\rho_{\text{ж}}}{\rho_{\text{г}}}} \sqrt{\frac{1 + 0,4 \frac{(1-\alpha)\rho_{\text{г}}}{\rho_{\text{ж}}}}{1 + 0,4 \frac{1-\alpha}{\alpha}}},$$

где $\bar{\lambda}_{\text{тр}}$ – коэффициент гидравлического сопротивления Дарси – Вейсбаха (см. выше), рассчитываемый по движению продукта в однофазном (жидком) состоянии с эквивалентным массовым расходом; α – массовое газосодержание; k – коэффициент скорости (скольжения фаз); $\rho_{\text{г}}$ и $\rho_{\text{ж}}$ – плотности паровой и жидкой фаз соответственно.

Пределы интегрирования приведенного уравнения изменяются от сечения разрыва ($x = 0$) с давлением, близким к атмосферному $P_{\text{ат}}$, до сечения с координатой $y(\tau)$, которое в текущий момент времени τ находится на границе раздела двухфазной и однофазной (жидкой) сред, где давление равно давлению насыщения $P_{\text{нас.п}}$, а расход сохраняет свое начальное значение G_0 . При этом использовалась линейная

интерполяционная зависимость расхода от осевой координаты:

$$G = G_{\text{кр}} + \frac{G_0 - G_{\text{кр}}}{y(\tau)} x,$$

$$0 \leq x \leq y(\tau), G_0 \leq G \leq G_{\text{кр}},$$

где критический расход двухфазного потока рассчитывается, как и выше, по модели Генри – Фауске [8, 9].

По достижении рассмотренным выше фронтом разгазирования $y(\tau)$ конца перекрытого участка трубопровода жидкость на всем участке переходит в однородное состояние насыщения при соответствующей температуре. Тогда, по существу, исходная задача трансформируется в задачу расчета истечения сжиженного газа условно из некоторого сосуда с одномерными параметрами состояния. Это предположение полностью подтверждается данными эксперимента группы ученых из университета Сан-Франциско [19–22], представленного на рис. 1.4, где пунктирная линия отображает расчетную зависимость давления насыщенных паров от температуры для пропана, черные точки – давление на закрытом конце трубы, белые – на открытом (в месте разрыва). Видно, что давление на обоих концах трубы близко к равновесному $P_{\text{нас.п}}$.

Аналогичные результаты получены в опытах для пропан-бутановой смеси при

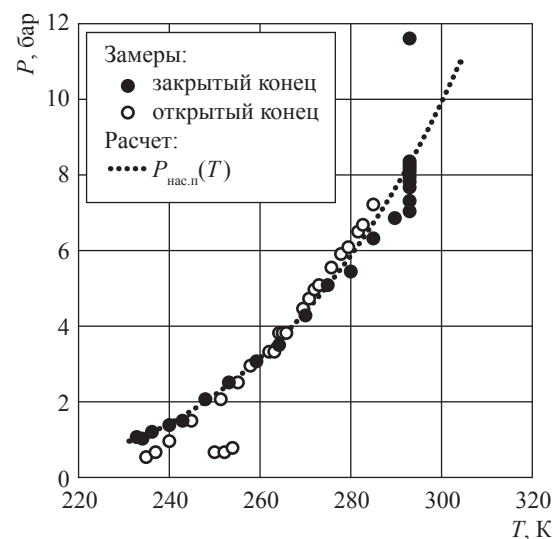


Рис. 1.4. Термодинамические характеристики в начале и в конце трубопровода с жидким пропаном при его разгерметизации с одного конца

ее истечении из трубопроводов диаметрами 16...32 мм и относительной длиной 170...1200 калибров [6] (рис. 1.5).

Анализ существующих моделей истечения термодинамически нестабильных жидкостей из резервуаров (сосудов) через трубопроводы в предположении, что влиянием нестационарных процессов в трубопроводе можно пренебречь, показал, что наиболее удобной для практического применения является модель Шведского института национальной безопасности [23], удачно сочетающая относительную простоту, корректное описание физических особенностей процесса истечения двухфазных смесей и обеспечивающая хорошее согласование с экспериментальными данными.

Предполагается, что жидкость поступает в трубопровод длиной L под давлением $P_0 > P_{\text{нас.п}}$ в однофазном (переохлажденном) состоянии; изменение энтропии и энтальпии потока вдоль трубопровода пропорционально снижению давления; процесс расширения паровой фазы в двухфазной смеси – изоэнтروпийный; двухфазная смесь находится в состоянии термодинамического равновесия, а ее скорость в выходном сечении равна критической, т.е. местной скорости звука.

Расчетное выражение для массовой интенсивности выброса двухфазного потока (на единицу площади живого сечения, $\text{кг}\cdot\text{м}^{-2}\cdot\text{с}^{-1}$) предполагает при этом нахождение максимума функции $G(P_{\text{вых}})$ при изменениях $P_{\text{вых}}$:

$$G = \sqrt{\frac{P_0 - P_{\text{вых}}}{\vartheta(P_{\text{вых}}) \left[1 + \frac{L}{d_0} \frac{\bar{\lambda}_{\text{тр}}}{2} \right] + \frac{\vartheta_{\text{ж}_0}}{\mu_d} \left(1 - \frac{1}{2\mu_d} \right)}}; \quad (1.4)$$

$$\vartheta(P_{\text{вых}}) = \alpha_{\text{вых}} \vartheta_{\text{п}}^s(P_{\text{вых}}) \frac{T_{\text{вых}}}{T^s(P_{\text{вых}})} + (1 - \alpha_{\text{вых}}) \vartheta_{\text{ж}_0};$$

$$\alpha_{\text{вых}} = \frac{T_{\text{вых}}}{\sigma_{\text{ж}}} \left[S_{\text{ж}}^s(P_0) - S_{\text{ж}}^s(P_{\text{вых}}) + C_{p_{\text{ж}}} \ln \left[\frac{T^s(P_{\text{вых}}) T_0}{T^s(P_0) T_{\text{вых}}} \right] \right];$$

$$T_{\text{вых}} = T_0 - n[T_0 - T^s(P_0)],$$

где $P_0, P_{\text{вых}}$ – соответственно статическое давление в резервуаре (на уровне разрыва трубопровода) и критическое давление в выходном сечении (максимально возможное противодавление, которое не уменьшает расход); μ_d – коэффициент расхода (сжатие потока жидкости) на входе

в трубопровод; $\gamma = \frac{L}{\vartheta_{\text{вых}}} \int \vartheta dx$; n – параметр фазового состояния жидкости ($n = 1$ – насыщенный

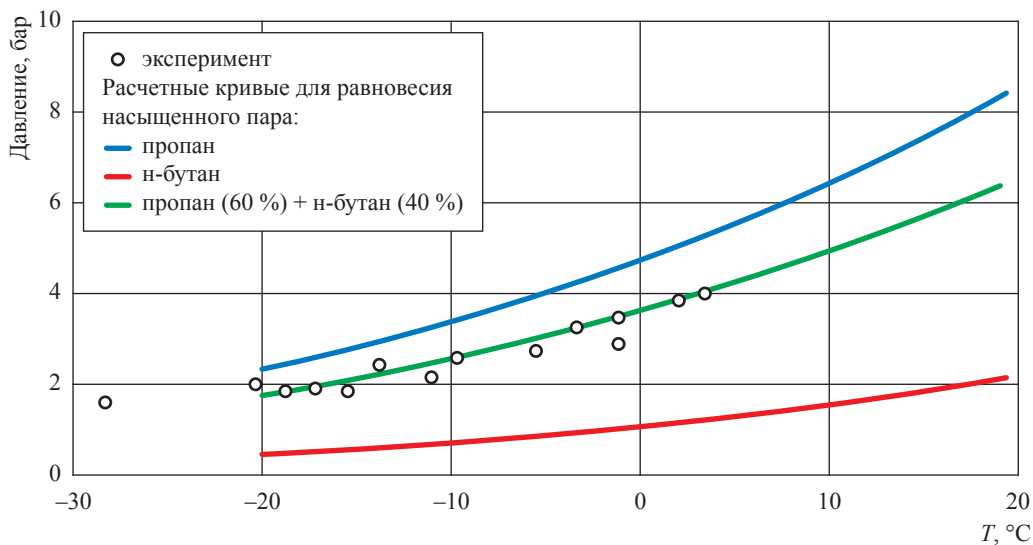


Рис. 1.5. Связь температуры и давления сжиженного газа при его истечении из трубопровода под давлением насыщенного пара

пар, $n = 0$ – насыщенная жидкость); $\sigma_{ж}$ – теплота испарения жидкости; $C_{P_{ж}}$ – изобарная теплоемкость жидкости; $S_{ж}^s(P_0)$, $S_{ж}^s(P_{вых})$ – энтропия насыщенной жидкости при давлениях на входе в трубопровод и в выходном сечении соответственно; $T^s(P_0)$ и $T^s(P_{вых})$ – температура насыщения жидкости на входе в трубопровод и в выходном сечении соответственно; T_0 – температура жидкости в резервуаре; $\vartheta_{ж_0}$ – удельный объем («переохлажденной») жидкости в резервуаре (на входе в трубопровод); $\vartheta_{п}^s(P_{вых})$ – удельный объем насыщенного пара в выходном сечении трубопровода.

Сравнение экспериментальных и расчетных значений массового расхода G , кг/с, при истечении сжиженного аммиака из сосуда под давлением для различных длин трубопровода [23] свидетельствует о физической обоснованности модели (таблица).

На основе совокупности описанных моделей была разработана [21] числовая программа проведения соответствующих расчетов, включающая в себя подпрограмму расчета фазовых равновесий и термодинамических свойств транспортируемого продукта в форме модифицированного уравнения Редлиха – Квонга. Для оценки адекватности модели результаты расчетов сравнивались (рис. 1.6) с данными промышленного эксперимента, выполненного компаниями «Бритиш Петролеум» и «Шелл» на полигоне о. Кент (Англия) [19, 20]. В итоге засвидетельствовано удовлетворительное согласование результатов (максимальная погрешность расчета изменения массы жидкости в трубопроводе в начале процесса составила 15 %, погрешность расчета времени опорожнения минимальна).

С использованием разработанных моделей было исследовано влияние различных факторов на интенсивность истечения и возможные интегральные объемы выбросов ШФЛУ в атмосферу при авариях на магистральных

**Сравнение экспериментальных
и расчетных значений G , кг/с,
при истечении сжиженного аммиака
из сосуда под давлением**

Номер опыта	Расчет	Эксперимент
S6	2,28	2,40
L9	2,34	2,38
L10	2,21	2,26
L11	2,18	2,13

трубопроводах. При проведении расчетов предполагалось, что реакция оператора на НС адекватна возникшей ситуации и им своевременно принимаются необходимые меры по аварийной остановке перекачки и перекрытию аварийного участка. Время адекватной реакции (τ_*) при этом включало в себя время гидравлического «отклика» системы τ_0 (см. рис. 1.3) плюс время остановки перекачки и закрытия задвижек (Δt). В расчетах значения Δt принимались в двух вариантах:

- $\Delta t = 1$ мин как «чистое» время закрытия задвижек;
- $\Delta t = 5$ мин как время «принятия решения» и закрытия задвижек (по американским стандартам для объектов нефтегазового профиля $\Delta t = 5$ мин).

Перекачиваемая по магистральным трубопроводам ШФЛУ является, как уже отмечалось, термодинамически нестабильной жидкостью, в составе которой присутствует определенная доля углеводородных фракций, кипящих и испаряющихся полностью при атмосферном давлении и температуре более 273 К. При этом фазовые превращения ШФЛУ происходят за счет действия двух механизмов:

- 1) изоэнтальпийного расширения при падении давления в трубопроводе от $P_{раб}$ до P_a ;
- 2) внешнего теплопритока к охлажденной при «дресселировании» жидкости.

Для расчета термодинамических и теплофизических свойств ШФЛУ, а также фазовых

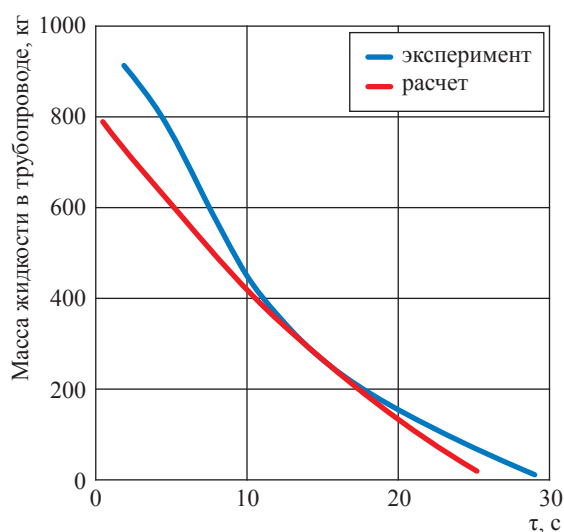


Рис. 1.6. Изменение массы сжиженного пропана в перекрытом с одного конца участке трубопровода ($d_0 = 0,15$ м, $L = 100$ м) при его аварийном опорожнении

равновесий смесей углеводородов был использован разработанный во ВНИИГАЗе программный комплекс «Холод» (Ю.Г. Мутовин), основанный на одной из модификаций уравнения состояния Редлиха – Квонга. Расчет показал, что для заданного исходно компонентного состава ШФЛУ (% мол.: этан – 0,0251; н-бутан – 0,2341; гексан – 0,0322; пропан – 0,4953; изопентан – 0,0368; изобутан – 0,0870; н-пентан – 0,0895) доля первичного испарения при сбросе давления с $P_{\text{раб}} \leq 65$ бар до атмосферного P_a составила 25 % исходного объема с понижением температуры частично разгазированной жидкости до 243 К (–30 °С).

В результате специально проведенной серии расчетов установлено, что доля испарения ШФЛУ с характерными вариациями компонентного состава и связанное с этим понижение температуры смеси относительно исходной ($\bar{T}_{\text{гр}}$ на глубине укладки трубопровода) слабо зависят от значения $P_{\text{раб}}$ и для дальнейшего моделирования вариантов генерации паров (за счет кипения ШФЛУ на поверхности грунта) могут быть приняты (осредненными) постоянными, а именно:

- доля первичного испарения – 20...25 %;
- температура частично разгазированной ШФЛУ – минус (30...25) °С.

Зарубежные данные наблюдений за развитием крупных аварий на жидкостных трубопроводах свидетельствуют о том, что истекающая под высоким давлением жидкость за короткий промежуток времени размывает грунт засыпки в траншее и далее растекается по поверхности. (Следует, однако, иметь в виду, что речь идет при этом о наблюдениях за крупными разрывами нефтепроводов в летний период года. Вопрос о времени размыва грунта при образовании, например, относительно мелких трещин размером 0,1...0,3 калибра и в зимний период года при истечении жидкости в промерзший грунт остается открытым.)

При этом за счет нестационарного кондуктивного теплопритока от грунта (а также в значительно меньшей степени радиационно-конвективного теплопритока от атмосферы) к охлажденной ШФЛУ будет происходить дальнейшее испарение жидкости. Расчет удельного теплопритока к ШФЛУ от единицы поверхности грунта основывался на решении системы дифференциальных уравнений теплопроводности для грунта в мерзлом ($i = 1$) и талом ($i = 2$) состояниях:

$$c_i \rho_i \frac{\partial T_i}{\partial \tau} = \lambda_i \frac{\partial^2 T_i}{\partial z^2} \quad (1.5)$$

с граничными условиями:

- на границе раздела мерзлого и талого грунта

$$\lambda_1 \left(\frac{\partial T_1}{\partial z} \right)_{\xi} - \lambda_2 \left(\frac{\partial T_2}{\partial z} \right)_{\xi} = \Xi \frac{d\xi}{dt}; \quad (1.6)$$

- на поверхности грунта

$$\lambda_1 \left(\frac{\partial T_1}{\partial z} \right)_0 = \alpha_{\text{ж}} \Omega(\tau) [T_1(0, \tau) - T_{\text{нас.п}}] \quad (1.7)$$

с начальными условиями

$$T(z, 0) = T_0,$$

$$T_1(\xi, \tau) = T_2(\xi, \tau) = T_V,$$

$$\left(\frac{\partial T_1}{\partial z} \right)_{z \rightarrow \infty} \rightarrow T_0, \quad (1.8)$$

где λ , c – соответственно коэффициенты теплопроводности и теплоемкости грунта; ρ – плотность грунта; $\alpha_{\text{ж}}$ – коэффициент теплоотдачи между грунтом и ШФЛУ; $T_{\text{нас.п}}$, T_V , T_0 – соответственно температуры насыщения (кипения) жидкости при атмосферном давлении, фазового перехода влаги в грунте и грунта в ненарушенном тепловом состоянии; Ω – площадь поверхности теплообмена с грунтом; Ξ – количество тепла, отбираемое от единицы объема грунта при его замерзании; $\xi(\tau)$ – границы фронта промерзания грунта.

Согласно предварительным оценкам радиационно-конвективный теплоприток к зеркалу жидкости ШФЛУ от атмосферы при этом не учитывался.

Ввиду большого числа неопределенностей регионального топографического характера сопряжение материального и теплового балансов процесса растекания по поверхности и кипения ШФЛУ за счет теплопритока от грунта проводилось в предположении, что авария на трубопроводе происходит на участке в пределах природной котловины с близкой к сферической геометрией [18]. Тогда связь текущего объема жидкости и поверхностей теплообмена с грунтом и атмосферой определялась соотношениями

$$\begin{cases} \rho_{\text{ШФЛУ}} \frac{dV}{dt} = (1 - \nu) G(\tau) - \lambda_1 \left(\frac{\partial T_1}{\partial z} \right)_0 \frac{\Omega(\tau)}{\sigma_{\text{ж}}}; \\ V = \frac{\pi}{6} h (3R_{\text{ж}}^2 + h^2); \quad \Omega = 2\pi R_{\text{ж}} h, \end{cases} \quad (1.9)$$

где $\nu = 0,25$ – коэффициент изоэнтальпийного расширения ШФЛУ (см. выше); $G(\tau)$, $V(\tau)$ – интенсивность аварийного истечения ШФЛУ

из трубопровода и текущий объем ШФЛУ на поверхности грунта соответственно; $\sigma_{ж}$ – теплота испарения насыщенной жидкости; $R_{з.ж}$ – радиус зеркала жидкости; h – глубина заполнения жидкостью котловины радиусом $R_{к.}$

Рассмотренные выше гидродинамические и тепло-массообменные процессы могут быть проиллюстрированы дополнительно

следующим образом. До момента отключения насоса (в течение периода напорного истечения) в термодинамических координатах «температура – энтропия» текущее фазовое состояние жидкости в некотором сечении трубы (непосредственно перед истечением в атмосферу) будет определяться совокупностью точек на кривой 1–2 (рис. 1.7) между изотермой

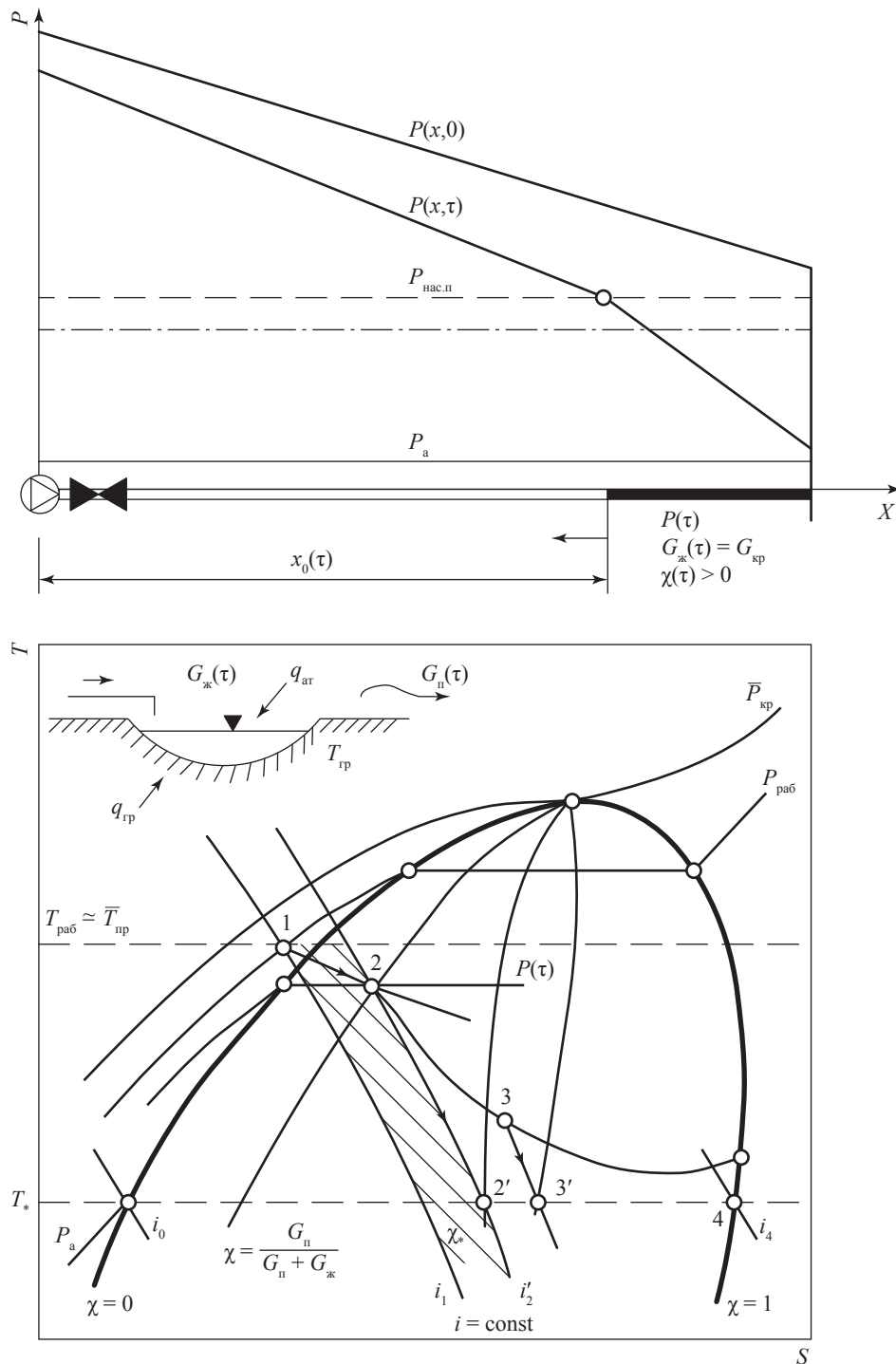


Рис. 1.7. Характер фазовых повреждений однокомпонентной термодинамически нестабильной жидкости при разгерметизации трубопровода

и изоэнтальной. Дальнейшее непосредственное истечение двухфазного элемента жидкости с паросодержанием χ в атмосферу может рассматриваться как изоэнтальный процесс (прямое «дросселирование» с текущего давления $P(\tau)$ до атмосферного P_a) по линии 2–2'. В результате «дросселирования» паросодержание «выброшенного» элемента жидкости увеличивается до значения χ_* , а температура жидкости снижается до значения T_* . Таким образом на единицу массового расхода двухфазного потока $G_{ж}$ будет приходиться масса относительно холодного (переохлажденного) пара в количестве $G_{п}(\tau) = G_{ж}(\tau)\chi_*(\tau)$. Данная составляющая поступления паров жидкости в атмосферу («прямой источник») по временному масштабу и количеству пропорциональна интенсивности истечения жидкости и давлению в трубопроводе. Разлившаяся в окружающее пространство переохлажденная жидкость продолжает испаряться под действием внешнего теплопритока: теплопроводностью от подстилающей поверхности (грунт, вода) – $q_{гр}(\tau)$ или с помощью радиационно-конвективного механизма от атмосферы по поверхности раздела фаз (зеркало разлития) – $q_{ат}$. При этом интенсивность испарения жидкости будет определяться уже топографическими особенностями района, т.е. особенностями формирования теплопередающих поверхностей, разностью температур между жидкостью и окружающей средой, теплофизическими и иными характеристиками грунта (в том числе склонностью к гравитационной фильтрации жидкости), радиационной активностью солнца, скоростью ветра и рядом других факторов, требующих конкретного рассмотрения и анализа.

После остановки насоса и перекрытия аварийного участка давление по всей его длине становится равным $P_{нас.п}$ при текущей температуре жидкости на глубине укладки трубопровода. Процесс разгазирования при этом замедляется. Фазовое состояние жидкости на выходе трубопровода будет определяться совокупностью точек на кривой 2–3, а при истечении в атмосферу – соответствовать изоэнтальпе 3–3'. При этом интенсивность истечения жидкости будет во времени падать, а ее паросодержание увеличиваться до полного опорожнения трубы (или испарения остатков жидкости в трубе).

Фазовые превращения для многокомпонентной жидкости, в том числе для ШФЛУ,

имеют свои особенности. В общем случае любые изменения независимых термодинамических параметров (температуры, давления), а также внешний подвод или отбор тепла будут приводить к изменению теплосодержания жидкости и ее теплофизических характеристик. При этом для однокомпонентной жидкости в области фазового перехода (жидкость–пар) все подводимое тепло реализуется только на испарение пропорционально теплоте фазового перехода. Процесс протекает при постоянной температуре, и состав образующихся паров аналогичен составу жидкости. В отличие от однокомпонентной жидкости равновесное состояние смеси (углеводородов) различных жидкостей при соответствующих условиях может поддерживаться за счет дифференцированного изменения фазового состояния определенных компонентов (например, преимущественного или селективного их испарения из смеси), что будет приводить к изменению как термодинамических переменных (P, T), так и в общем случае всех характеристик самой смеси. При этом компонентный состав равновесных паров может существенно отличаться от состава жидкости.

Исходя из изложенного представленная на рис. 1.7 в координатах «температура – энтропия» картина строго справедлива лишь на конкретный момент времени.

Как было отмечено, при прочих равных условиях интегральная интенсивность испарения ШФЛУ зависит не только от мощности аварийного выброса, но и от «адекватности реакции» на аварию оператора (времени «напорного» истечения τ_*), а также общего объема потенциального стока ШФЛУ. Для оценки влияния этих факторов на масштабы и динамику парообразования ШФЛУ была выполнена серия расчетов в рамках конкретных сценариев аварийных процессов, описанных выше. Некоторые расчетные характеристики формирования поверхности разлива и испарения ШФЛУ представлены на рис. 1.8, 1.9. Учитывая, что анализ риска аварий должен проводиться в первую очередь для участков трассы, приближенных к населенным пунктам, в качестве наиболее характерного расстояния между линейными задвижками принято $\Delta l = 5$ км. Однако при этом рассмотрен наиболее неблагоприятный случай, когда разгерметизация трубы происходит условно непосредственно у одной из задвижек,

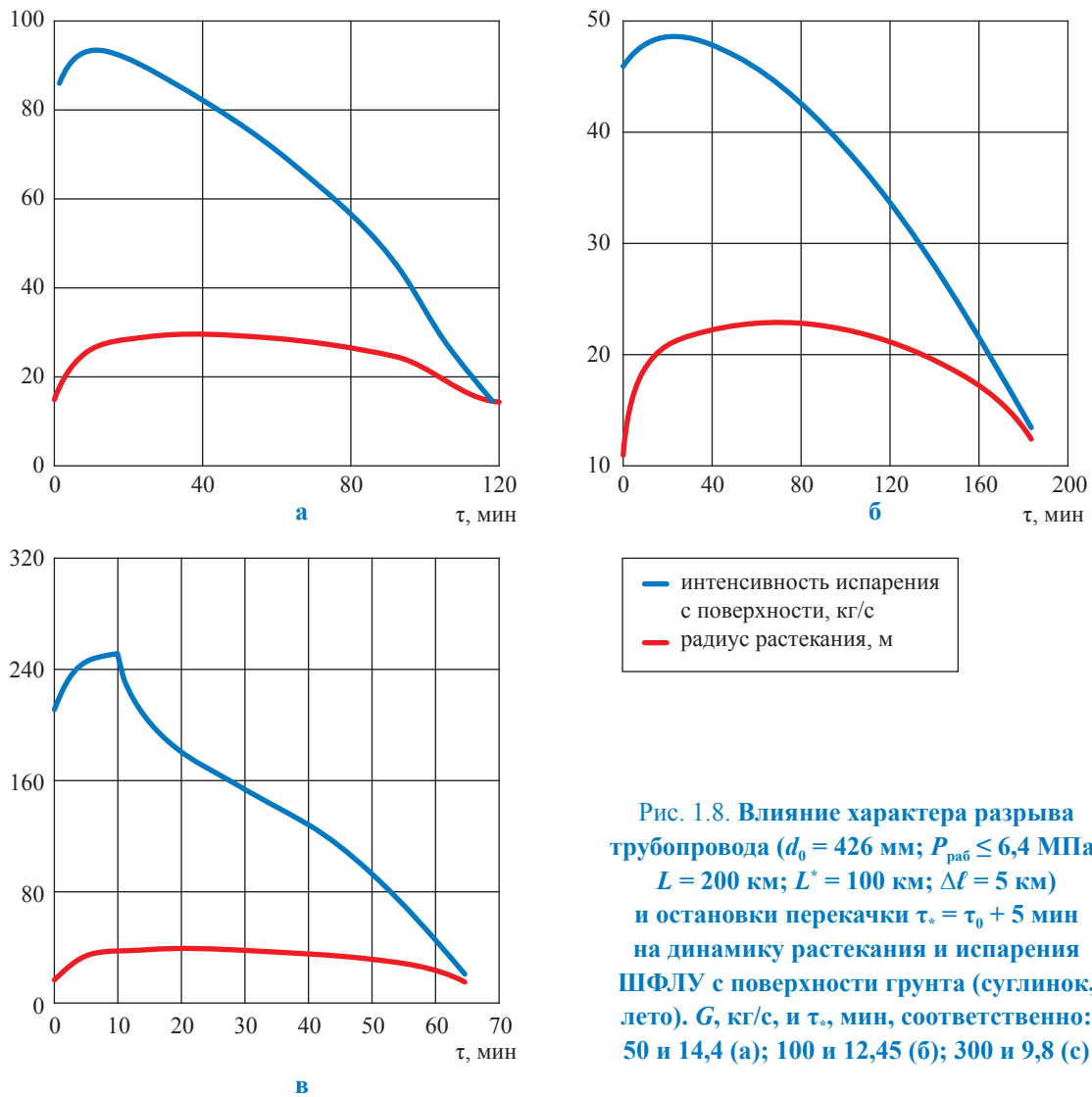


Рис. 1.8. Влияние характера разрыва трубопровода ($d_0 = 426$ мм; $P_{\text{раб}} \leq 6,4$ МПа; $L = 200$ км; $L^* = 100$ км; $\Delta l = 5$ км) и остановки перекачки $\tau_* = \tau_0 + 5$ мин на динамику растекания и испарения ШФЛУ с поверхности грунта (суглинок, лето). G , кг/с, и τ_* , мин, соответственно: 50 и 14,4 (а); 100 и 12,45 (б); 300 и 9,8 (в)

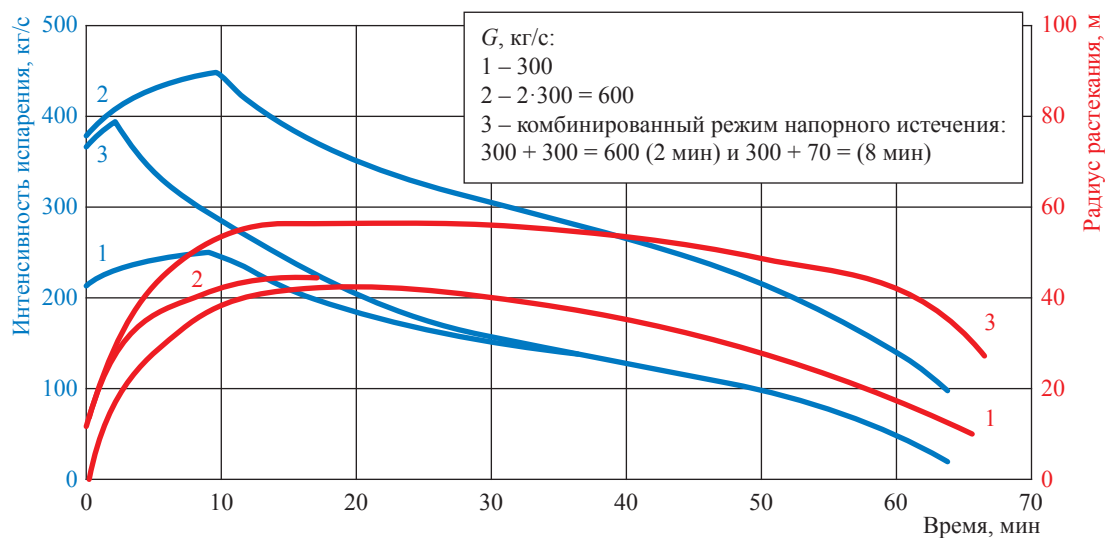


Рис. 1.9. Влияние специфики истечения жидкости из двух концов поврежденного трубопровода ($d_0 = 426$ мм, $P_{\text{раб}} \leq 6,4$ МПа; $L = 200$ км; $L^* = 100$ км; $\Delta l = 5$ км, $\tau_* = 9,8$ мин) на динамику растекания и испарения ШФЛУ

т.е. когда объем «стока» является максималь-

но возможным и равен $\frac{\pi d_0^2 \Delta \ell}{4}$. При расчетах

динамики растекания ШФЛУ радиус сферической котловины R_k принят равным 1000 м.

Полученные данные свидетельствуют, что доминирующее влияние на максимальные объемы выброса и соответственно интегральную интенсивность испарения оказывает интенсивность аварийного истечения ШФЛУ из трубопровода. Однако время достижения указанных максимальных значений зависит от совокупности факторов, в том числе от τ , и общего объема потенциального стока.

Обращает на себя внимание выражено неравномерный характер интегральной интенсивности парообразования ШФЛУ, что оказывает прямое влияние на динамику движения и предельные размеры облака паров ШФЛУ.

Поскольку при обосновании характерных сценариев развития аварий на трубопроводах ШФЛУ не исключалась неадекватная реакция оператора на НС вверх по потоку (в случае уфимской трагедии оператор вместо остановки перекачки включил дополнительный насос), весьма важным представлялось проследить гидравлическую реакцию на аварию не только

на НС вверх по потоку, но и на других ближайших к месту аварии НС. Соответствующий анализ, проведенный с использованием описанной выше гидравлической модели, показал, что уже через 10...20 мин после значительного нарушения герметичности на трубопроводе гидравлическое возмущение «захватывает» и другие НС. Причем, что важно отметить, наиболее сильно это сказывается на НС вниз по потоку. В качестве подтверждения этого на рис. 1.10 представлены расчеты изменения давления нагнетания (P_H) на НС вверх по потоку и массового расхода на НС вниз по потоку (G_{bc}) при образовании продольной трещины в теле трубы $d_0 = 426$ мм с интенсивностью истечения ШФЛУ 50 кг/с. Принципиально важным является при этом тот факт, что относительное изменение массового расхода на НС вниз по потоку происходит значительно быстрее, чем изменение давления на НС вверх по потоку. Даже если ориентироваться на применение типовых (далеко не самых совершенных) систем измерения расхода на действующих отечественных нефтепродуктопроводах, можно гарантированно зафиксировать изменение расхода на 5 %. В настоящее время целый ряд западных фирм может обеспечить поставку высоконадежных расходомеров с точностью измерений расхода не хуже 1...2 %. Таким образом, дополнительный контроль баланса расходов на НС позволяет значительно (практически вдвое) сократить время получения необходимой информации об аварии. Весьма важно, что информация для принятия решений может быть получена на различных НС, что значительно ограничивает потенциальное негативное влияние «человеческого фактора».

Результаты представленных исследований влияния различных факторов на характер и мощность «источника парообразования» служили исходной основой для последующих расчетов и анализа специфики рассеивания углеводородных паров в атмосфере, а также прогноза предельных (максимальных) размеров (длины и ширины) облака с точки зрения площади потенциального поражения людей при воспламенении облака от внешних источников.

По результатам исследований могут быть сделаны следующие общие выводы:

1) в рамках возможного спектра характерных нарушений герметичности трубопровода

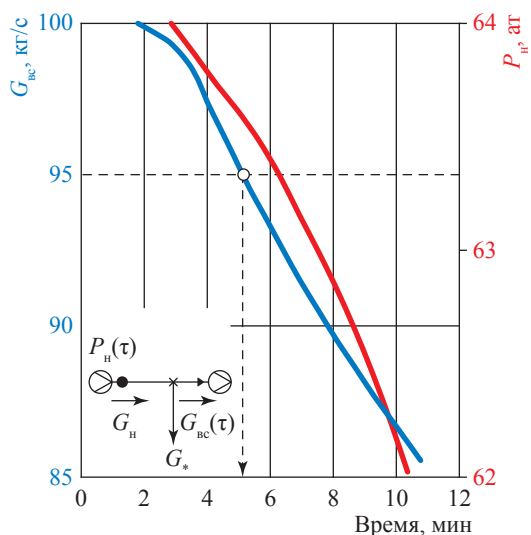


Рис. 1.10. Изменение технологических параметров трубопровода ШФЛУ ($d_0 = 426$ мм, $P_{раб} \leq 6,4$ МПа; $L = 200$ км) при аварийной разгерметизации: $L^* = 100$ км, $G = 50$ кг/с

ШФЛУ наиболее значимыми для анализа являются продольные трещины, ожидаемые размеры которых могут быть на сегодня достаточно четко описаны различного рода статистическими распределениями (в том числе распределением Вейбула). Это обстоятельство позволяет в ходе анализа риска аварий обосновать долевое распределение трещин различного размера, а следовательно, и долевое распределение масштабов аварийных выбросов. В такой постановке выделенный к рассмотрению спектр характерных размеров продольных трещин, по существу, формирует исходный набор сценариев развития аварий;

2) поскольку ШФЛУ является термодинамически нестабильной жидкостью, при «значительном» нарушении герметичности и падении давления происходит ее частичное вскипание в полости трубопровода, что в течение определенного времени существенно ограничивает интенсивность аварийного выброса;

3) в силу высокой сжимаемости перекачиваемой ШФЛУ скорость распространения

в трубопроводе вызванных аварией гидравлических возмущений (волн давления) будет примерно в 1,5 раза ниже, чем, например, на нефтепроводах. Вследствие этого инструментальная фиксация падения давления нагнетания на НС при аварии на протяженном трубопроводе ШФЛУ объективно может составлять 10...20 мин и более, что предопределяет необходимость автоматизированного перекрытия аварийного участка задвижками и прекращения перекачки без влияния «человеческого фактора»;

4) при аварийных выбросах ШФЛУ ее испарение происходит как за счет «одномоментного» изохнтальной расширения при сбросе давления с рабочего до атмосферного, так и за счет переменного во времени внешнего теплопритока при растекании ШФЛУ по поверхности грунта. Вследствие этого интенсивность генерации паров носит выражено переменный характер, что качественно отражается как на динамике, так и на предельных размерах парового облака.

Список литературы

1. Зоненко В.И. Вероятностный анализ продольных разрушений магистральных трубопроводов / В.И. Зоненко, Б.И. Ким // Строительство предприятий нефтяной и газовой промышленности: экспресс-информ. – М.: ВНИИПКтехоргнефтегазстрой, 1986. – № 12. – С. 12–14. – (Линейное строительство).
2. Ким Б.И. Вероятностно-статистические модели надежности систем трубопроводного транспорта / Б.И. Ким, В.И. Зоненко // Труды МИНХ и ГП им. И.М. Губкина. – 1989. – Вып. 35. – С. 137–142.
3. Сумской С.И. Сравнение результатов моделирования аварийных выбросов опасных веществ с фактами аварий / С.И. Сумской, К.В. Ефремов, М.В. Лисанов и др. // Безопасность труда в промышленности. – 2008. – № 10. – С. 42–50.
4. РД-13.020.00-КТН-148-11. Методическое руководство по оценке степени риска аварий на магистральных нефтепроводах и нефтепродуктопроводах.
5. Жулина С.А. Методическое руководство по оценке степени риска аварий на магистральных нефтепроводах и нефтепродуктопроводах / С.А. Жулина, М.В. Лисанов, А.В. Савина // Безопасность труда в промышленности. – 2013. – № 1. – С. 50–55.
6. Шумайлов А.С. Диагностика магистральных трубопроводов / А.С. Шумайлов, А.Г. Гумеров, О.И. Молдаванов. – М.: Недра, 1982. – 251 с.
7. Губайдуллин Д.А. Нестационарное истечение сжиженных углеводородов при разрыве трубопроводов / Д.А. Губайдуллин, А.И. Ивандаев // Теплофизика высоких температур. – 1986. – Т. 24. – № 2. – С. 295–300.
8. Нигматуллин Р.П. Динамика многофазных сред / Р.П. Нигматуллин. – М.: Наука, 1987. – Т. 1. – 464 с.
9. Чисхолм Д. Двухфазные течения в трубопроводах и теплообменниках / Д. Чисхолм; пер. с англ. Б.Л. Кривошеина. – М.: Недра, 1986. – 205 с.
10. Серов Е.П. Динамика парогенераторов / Е.П. Серов, Б.П. Корольков. – М.: Энергия, 1972. – 416 с.
11. Розенберг Г.Д. Моделирование движения газоконденсатной (газовой) смеси при полном разрыве трубопровода / Г.Д. Розенберг // Основные направления в решении проблемы экологического риска топливно-энергетического комплекса: сб. – М.: ВНИИГАЗ, 1994. – С. 164–170.

12. Бесчастнов М.В. Оценка опасности перегретых жидкостей в трубопроводных системах большой протяженности / М.В. Бесчастнов // Безопасность труда в промышленности. – 1990. – № 12. – С. 19–24.
13. Сумской С.И. Анализ риска аварий на магистральном трубопроводе, транспортирующем широкую фракцию легких углеводородов / С.И. Сумской, А.В. Пчельников, Е.Л. Шанина и др. // Безопасность труда в промышленности. – 2007. – № 2. – С. 48–52.
14. Morrow T.B. A LPG pipeline break flow model / T.B. Morrow, R.L. Bass., J.A. Lock // J. of Energy Resources Technology. – 1983. – Т. 105. – № 9. – С. 379–387.
15. Сафонов В.С. Моделирование и анализ нестационарных гидрогазодинамических процессов при возникновении аварийных разрывов на магистральных газо- и конденсаторпроводах / В.С. Сафонов, В.А. Сулейманов // Морские и арктические нефтегазовые месторождения и экология. – М.: ВНИИГАЗ, 1997. – С. 178–193.
16. Tam V.H.Y. Consequences of pressurized LPG releases: The Isle of Grain full scale experiments / V.H.Y. Tam, L.T. Cowley // Proc. of the GASTECH 88 Conference. – Kuala Lumpur, 1988. – Т. 1. – Сессия 4. – Доклад 3.
17. Сафонов В.С. Обобщение интегрального метода для анализа и расчета процессов охлаждения и промерзания грунтов от многослойных конструкций плоской, цилиндрической и сферической симметрии / В.С. Сафонов // Механика жидкости и газа. – М.: МИНХ и ГП им. И.М. Губкина, 1984. – № 186. – С. 84–94.
18. Сафонов В.С. Теория и практика анализа риска в газовой промышленности / В.С. Сафонов, Г.Э. Одишария, А.А. Швыряев. – М.: Минприроды РФ, 1996. – 208 с.
19. Webber D.M. Source terms for two-phase flow in long pipelines following an accidental breach / D.M. Webber, T.K. Fannelop, H.W.M. Witlox. – San Francisco, 1999. – <https://www.dnvgl.dk/publications/source-terms-for-two-phase-flow-in-long-pipelines-following-an-accidental-breach-12632>
20. Reid R.C. The properties of liquids and gases / R.C. Reid, J.M. Prausnitz, B.C. Poling. – 4th ed. – New York: McGraw Hill, 1987.
21. Tam V.H.Y. Simple transient release rate models for releases of pressurized liquid petroleum gas from pipelines / V.H.Y. Tam, R.B. Higgins // J. Haz. Mat. – 1990. – Т. 25. – С. 193–203.
22. Richardson S.M. Isle of Grain pipeline depressurization tests / S.M. Richardson, G. Saville. – London: HSE Books, 1996. – OTH 94 441. – <https://www.hse.gov.uk/Research/othpdf/400-499/oth441.pdf>
23. Nyren K. TOW phase discharge of liquefied gases through pipes. Field experiments with ammonia and theoretical model / K. Nyren, S. Winter // 4th International symposium on loss prevention and safety promotion in the process industries. – England, 1983. – С. E1–E11.

Impact of engineering and environmental-climatic factors to specifics of failures at pipelines transporting natural gas liquids.

Part I. Peculiar hydrodynamic and heat-mass-exchange processes in case of a pipeline breakdown

V.S. Safonov

Gazprom VNIIGAZ LLC, Bld. 1, Estate 15, Projektiruemyy proezd no. 5537, Razvilka village, Leninskiy district, Moscow Region, 142717, Russian Federation
E-mail: V_Safonov@vniigaz.gazprom.ru

Abstract. This paper substantiates a scenario approach to analysis of special features and aftereffects of emergencies, which occurred at the pipelines transporting thermodynamically volatile liquefied hydrocarbon gases including a broad fraction of light hydrocarbons (BFLH). Following statistic data author lists the most common sizes of pipe defects and relevant reasons for their occurrence in course of pipeline operation. By means of numerical simulation he analyzes:

- hydrodynamic (one-phase and double-phase) processes in the extended pipelines in case of their accidental depressurization ;
- phase transformations of the BFLH like a mixture of hydrocarbons due to pressure release and external heat inflow in a break point;
- integral dynamics of vapor phase generation at possible scenarios of pipeline unsealing.

Acquired results are the foundation for substantiation of an evidently variable “source function” for further modelling of an air-vapor cloud spreading in the ground layer of the atmosphere.

Keywords: pipeline transition of thermodynamically volatile liquids, emergency unsealing, hydrodynamic processes, diphasic discharging, aboveground spill and boiling of a liquid.

References

- ZONENKO, V.I., B.I. KIM. Probabilistic analysis of lengthwise damages at trunk pipelines [Veroyatnostnyy analiz prodolnykh razrusheniy magistralnykh truboprovodov]. *Construction of oil and gas industrial enterprises. Series: Lineal construction* [Stroitelstvo predpriyatiy neftyanoy i gazovoy promyshlennosti. Seriya: Lineynoye stroitelstvo]. Moscow: VNIIPKtekhorgneftegazstroy, 1986, no. 12, pp. 12–14. (Russ.).
- KIM, B.I., V.I. ZONENKO. Statistically distributed reliability models of pipeline transportation systems [Veroyatnostno-statisticheskiye modeli nadezhnosti sistem truboprovodnogo transporta]. *Trudy MINKh i GP imeni I.M. Gubkina*. 1989, is. 35, pp. 137–142. ISSN 2073-9028 (modern). (Russ.).
- SUMSKOY, S.I., K.V. YEFREMOV, M.V. LISANOV, et al. Simulated emergency discharges of hazardous substances versus the breakdown facts [Sravneniye rezultatov modelirovaniya avariynyykh vybrosov opasnykh veshchestv s faktami avariyy]. *Bezopasnost Truda v Promyshlennosti*. 2008, no. 10, pp. 42–50. ISSN 0409-2961. (Russ.).
- GOSGORTEKHNADZOR OF RUSSIA. Directive RD-13.020.00-KTN-148-11. *Guidelines for risk evaluation of failures at trunk oil and oil-product pipelines* [Metodicheskoye rukovostvo po otsenke stepeni riska avariyy na magistralnykh nefteprovodakh i nefteproduktoprovodakh]. (Russ.).
- ZHULINA, S.A., M.V. LISANOV, A.V. SAVINA. Guidelines for risk evaluation of failures at trunk oil and oil-product pipelines [Metodicheskoye rukovostvo po otsenke stepeni riska avariyy na magistralnykh nefteprovodakh i nefteproduktoprovodakh]. *Bezopasnost Truda v Promyshlennosti*. 2013, no. 1, pp. 50–55. ISSN 0409-2961. (Russ.).
- SHUMAYLOV, A.S., A.G. GUMEROV, O.I. MOLDAVANOV. *Diagnostics of trunk pipelines* [Diagnostika magistralnykh truboprovodov]. Moscow: Nedra, 1982. (Russ.).
- GUBAYDULLIN, D.A., A.I. IVANDAYEV. Time-dependent efflux of liquefied hydrocarbons when a pipeline has ruptured [Nestatsionarnoye istechniye szhizhennykh uglevodorodov pri razryve truboprovoda]. *Teplofizika Vysokikh Temperatur*. 1986, vol. 24, no. 2, pp. 295–300. ISSN 0040-3644. (Russ.).
- NIGMATULLIN, R.P. *Dynamics of multiphase media* [Dinamika mnogofaznykh sred]. Moscow: Nauka, 1987, vol. 1. (Russ.).
- CHISHOLM, D. *Two-phase flow in pipelines and heat exchangers* [Dvykhfaznyye techeniya v truboprovodakh i teploobmennikakh]. Translated from Engl. Moscow: Nedra, 1986. (Russ.).
- SEROV, Ye.P., B.P. KOROLKOV. *Dynamics of steam generators* [Dinamika parogeneratorov]. Moscow: Energiya, 1972. (Russ.).
- ROZENBERG, G.D. Modelling motion of a gas-condensate (gas) mixture in case of total break of a pipeline [Modelirovaniye dvizheniya gazokondensatnoy (gazovoy) smesi pri polnom razryve truboprovoda]. In: *Principal leads for dealing with environmental risks of energy economy* [Osnovnyye napravleniya v reshenii problem ekologicheskogo riska toplivno-energeticheskogo kompleksa]: collected bk. Moscow: VNIIGAZ, 1994, pp. 164–170. (Russ.).
- BESCHASTNOV, M.V. Evaluation of hazardousness of overheated liquids in long pipeline systems [Otsenka opasnosti peregretykh zhidkostey v truboprovodnykh sistemakh bolshoy protyazhennosti]. *Bezopasnost Truda v Promyshlennosti*. 1990, no. 12, pp. 19–24. ISSN 0409-2961. (Russ.).
- SUMSKOY, S.I., A.V. PCHELNIKOV, Ye.L. SHANINA, et al. Risk analysis of failures at a trunk pipeline transporting wide spread of light hydrocarbons [Analiz riska avariyy na magistralnom truboprovode, transportiruyushchem shirokuyu fraktsiyu legkikh uglevodorodov]. *Bezopasnost Truda v Promyshlennosti*. 2007, no. 2, pp. 48–52. ISSN 0409-2961. (Russ.).
- MORROW, T.B., R.L. BASS, J.A. LOCK. A LPG pipeline break flow model. *J. of Energy Resources Technology*. 1983, vol. 105, no. 9, pp. 379–387. ISSN 1528-8994.
- SAFONOV, V.S., V.A. SULEYMANOV. Simulation and analysis of transient hydrogasdynamic processes when accidental breaks occur at trunk gas and condensate pipelines [Modelirovaniye i analiz testatsionnykh gidrogazodinamicheskikh protsessov pri vozniknovenii avariynyykh razryvov na magistralnykh gazo- i kondensatoprovodakh]. In: *Offshore and Arctic oil-gas fields and ecology* [Morskiye i arkticheskiye neftegazovyye mestorozhdeniya i ekologiya]: collected bk. Moscow: VNIIGAZ, 1997, pp. 178–193. (Russ.).
- TAM, V.H.Y., L.T. COWLEY. Consequences of pressurized LPG releases: The Isle of Grain full scale experiments. In: *Proc. of the GASTECH 88 conference*. Kuala Lumpur, 1988, vol. 1, session 4, paper 3.
- SAFONOV, V.S. Synthesis of an integral method for analysis and calculation of subsoil chilling and freezing processes nearby the multilayer structures of plain, tubular and spherical symmetry [Obobshcheniye integralnogo metoda dlya analiza i rsheta protsessov okhlazhdeniya i promerzaniya gruntov ot mnogosloynnykh konstruktivnykh ploskoy, tsilindricheskoy i sfericheskoy simmetrii]. *Mekhanika zhidkostey i gaza*. Moscow: MINKh i GP imeni I.M. Gubkina, 1984, no. 186, pp. 84–94. (Russ.).
- SAFONOV, V.S., G.E. ODISHARIYA, A.A. SHVYRYAYEV. *Theory and practice of risk analysis within the gas industry* [Teoriya i praktika analiza riska v gazovoy promyshlennosti]. Moscow: Minprirody of Russia, 1996. (Russ.).

19. WEBBER, D.M., T.K. FANNELOP, H.W.M. WITLOX. *Source terms for two-phase flow in long pipelines following an accidental breach* [online]. San Francisco, 1999. Available from: <https://www.dnvgl.dk/publications/source-terms-for-two-phase-flow-in-long-pipelines-following-an-accidental-breach-12632>
20. REID, R.C., J.M. PRAUSNITZ, B.C. POLING. *The properties of liquids and gases*. 4th ed. New York: McGraw Hill, 1987.
21. TAM, V.H.Y., R.B. HIGGINS. Simple transient release rate models for releases of pressurized liquid petroleum gas from pipelines. *J. Haz. Mat.* 1990, vol. 25, pp. 193–203. ISSN 0304-3894.
22. RICHARDSON, S.M., G. SAVILLE. Isle of Grain pipeline depressurization tests [online]. London: HSE Book, 1996, OTH 94 441. Available from: <https://www.hse.gov.uk/Research/othpdf/400-499/oth441.pdf>
23. NYREN, K., S. WINTER. TOW phase discharge of liquefied gases through pipes. Field experiments with ammonia and theoretical model. In: *4th International symposium on Loss Prevention and Safety Promotion in the Process Industries*. UK, 1983, pp. E1–E11.

УДК 622.692.48

Влияние технико-технологических и природно-климатических факторов на специфику развития аварий на трубопроводах, транспортирующих широкую фракцию легких углеводородов

Часть II. Возможные последствия аварийных выбросов из трубопроводов и методы их снижения¹

В.С. Сафонов

ООО «Газпром ВНИИГАЗ», Российская Федерация, 142717, Московская обл., Ленинский р-н, пос. Развилка, Проектируемый пр-д № 5537, вл. 15, стр. 1
E-mail: V_Safonov@vniigaz.gazprom.ru

Ключевые слова: трубопровод, широкая фракция легких углеводородов, моделирование последствий аварий, технологические и природные поражающие факторы, масштаб зоны потенциального поражения, минимизация последствий аварий.

Тезисы. В работе на базе численного решения полномерной системы дифференциальных уравнений Навье – Стокса проанализировано влияние технико-технологических и природно-климатических факторов на масштабы распространения взрывоопасного облака паров широкой фракции легких углеводородов (ШФЛУ) в приземном слое атмосферы при аварийной разгерметизации трубопровода ШФЛУ. С использованием имеющихся экспериментальных данных оценены возможные режимы сгорания паровоздушного облака в свободном и «технологически загроможденном» пространствах и обоснована конфигурация зон термобарического поражения людей и оборудования.

Предложены организационно-технические мероприятия, призванные минимизировать время идентификации аварии и перекрытия задвижками аварийного участка. Сформулированы предложения по направленному выбору прочностных и вязкостных характеристик трубной стали и толщин стенок труб исходя из требований ограничения масштабов аварийных выбросов для трубопроводов ШФЛУ в зонах их сближения с объектами социальной, промышленной и транспортной инфраструктуры.

Основным фактором потенциальной опасности для трубопроводов, перекачивающих термодинамически нестабильные сжиженные углеводородные газы, в том числе широкую фракцию легких углеводородов (ШФЛУ), является испарение части или всего объема жидкости при аварийных выбросах. Пары сжиженных углеводородов, будучи значительно тяжелее воздуха и представляя угрозу взрывного сгорания, могут переноситься под действием ветра в приземном слое атмосферы на значительные расстояния, тем самым расширяя зону потенциальной опасности относительно места аварии.

Для ответа на вопрос о степени опасности возможного аварийного выброса ШФЛУ из трубопровода необходимо было дополнительно к части I настоящей статьи¹:

- исследовать влияние различных факторов на масштабы распространения облака паров ШФЛУ в окружающем пространстве;
- обосновать характерные сценарии и последствия его сгорания как в «свободном», так и в «загроможденном» пространствах.

Дисперсия паров ШФЛУ в приземном слое атмосферы исследовалась на базе оригинального численного решения полномерной системы дифференциальных уравнений Навье – Стокса [1]. Верификация математической модели и разработанной числовой программы по материалам ряда крупномасштабных зарубежных промышленных экспериментов в области дисперсии «тяжелых» газов показала хорошие

¹ См.: Влияние технико-технологических и природно-климатических факторов на специфику развития аварий на трубопроводах, транспортирующих широкую фракцию легких углеводородов. Ч. I: Особенности протекания гидродинамических и тепломассообменных процессов при аварийных разрывах трубопроводов / В.С. Сафонов // Вести газовой науки. – М.: Газпром ВНИИГАЗ, 2020. – № 1 (42). – С. 53–69.

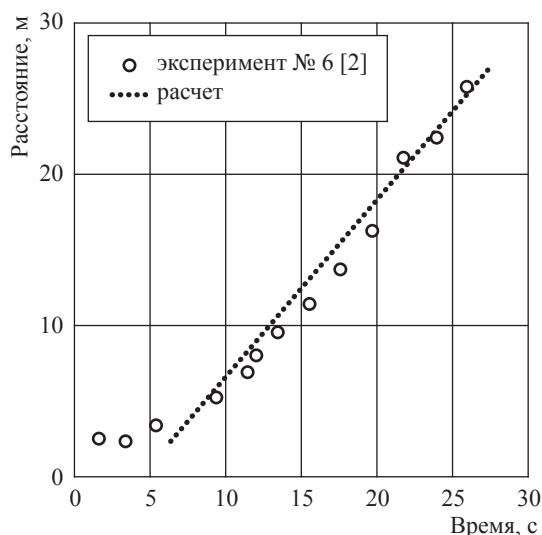


Рис. 2.1. Положение центра облака в зависимости от времени

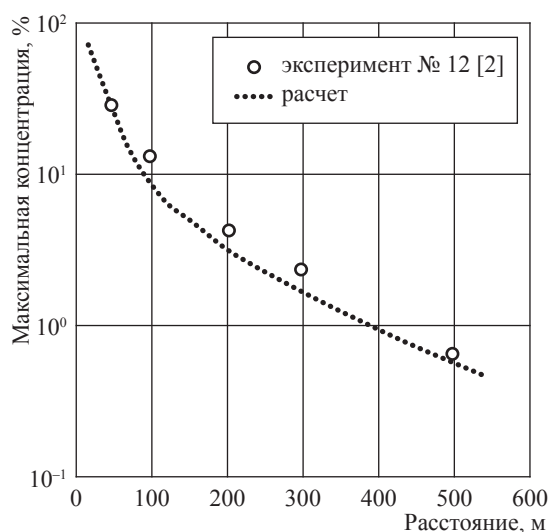


Рис. 2.2. Зависимость максимальной осевой концентрации «примеси» в облаке от расстояния

результаты [2–4]. В частности, расчеты сравнивались с экспериментальными данными о дисперсии «тяжелого» газа в приземном слое атмосферы на специальном полигоне Thorney Island (Великобритания): «мгновенный» выброс 2 тыс. м³ смеси фреона-12 с азотом, исходная плотность которой в 2 раза превышала плотность воздуха (рис. 2.1, 2.2).

Анализ эволюции облаков паров ШФЛУ в атмосфере проводился по результатам предварительного анализа для следующих значений аварийного массового расхода ШФЛУ (G), кг/с: 20, 50, 100 (продольные трещины); 300 и 600 (разрыв «гильотинного» типа). Ранее¹ отмечено, что индикатором факта возникновения аварии на трубопроводе (разгерметизации) для оператора служит падение давления нагнетания на насосной станции вверх по потоку на 2 атм. Анализ гидродинамических процессов в трубопроводе диаметром $d_0 = 426$ мм, рассчитанном на $P_{\text{раб}} \leq 6,4$ МПа, при различных сценариях аварийной разгерметизации (см. ч. I) позволил установить, что в зависимости от интенсивности аварийного истечения ШФЛУ время остановки перекачки продукта и перекрытия аварийной секции трубопровода (τ_*) объективно составит: 20 мин при $G = 20$ кг/с; 14,4 мин при $G = 50$ кг/с; 12,45 мин при $G = 100$ кг/с; 9,8 мин при $G = 300$ кг/с.

Результаты расчетов (А.С. Едигаров) предельных размеров зон загазованности (потенциальной опасности) для различных классов устойчивости атмосферы (по Паскуиллу)

при фиксированной скорости ветра ($W_a = 5$ м/с) и различных интенсивностях истечения жидкости из трубопровода ($d_0 = 426$ мм, $P_{\text{раб}} = 6,4$ МПа, расстояние между задвижками $\Delta l = 5$ км) представлены на рис. 2.3, влияние скорости ветра на предельные размеры облака проиллюстрировано рис. 2.4. Под зоной потенциальной опасности в данном случае понимается внешняя граница облака с концентрацией газа ($C_{\text{ШФЛУ}}$) не 1,0 НКПВ, а 0,5 НКПВ². Для пропана это примерно 1,0 % об.

Основанием этому могут служить следующие положения:

- на фронтальной границе облака вследствие выраженных турбулентных процессов наблюдается высокая неоднородность концентрации паров в воздухе (отношение текущей концентрации к средней может варьироваться в пределах от 2 до 4);
- при воспламенении облака от внешнего энергетического источника (как правило, по фронту движения) его сгорание в свободном пространстве протекает с относительно небольшими скоростями и в узкой зоне в виде «стены огня» или «термика» без выраженных эффектов внешнего термобарического воздействия.

В качестве подтверждения этих положений ниже представлены результаты измерений скорости сгорания метано- и пропано-воздушных облаков, полученные в ходе промышленных

² НКПВ – нижний концентрационный предел воспламенения газа в воздухе.

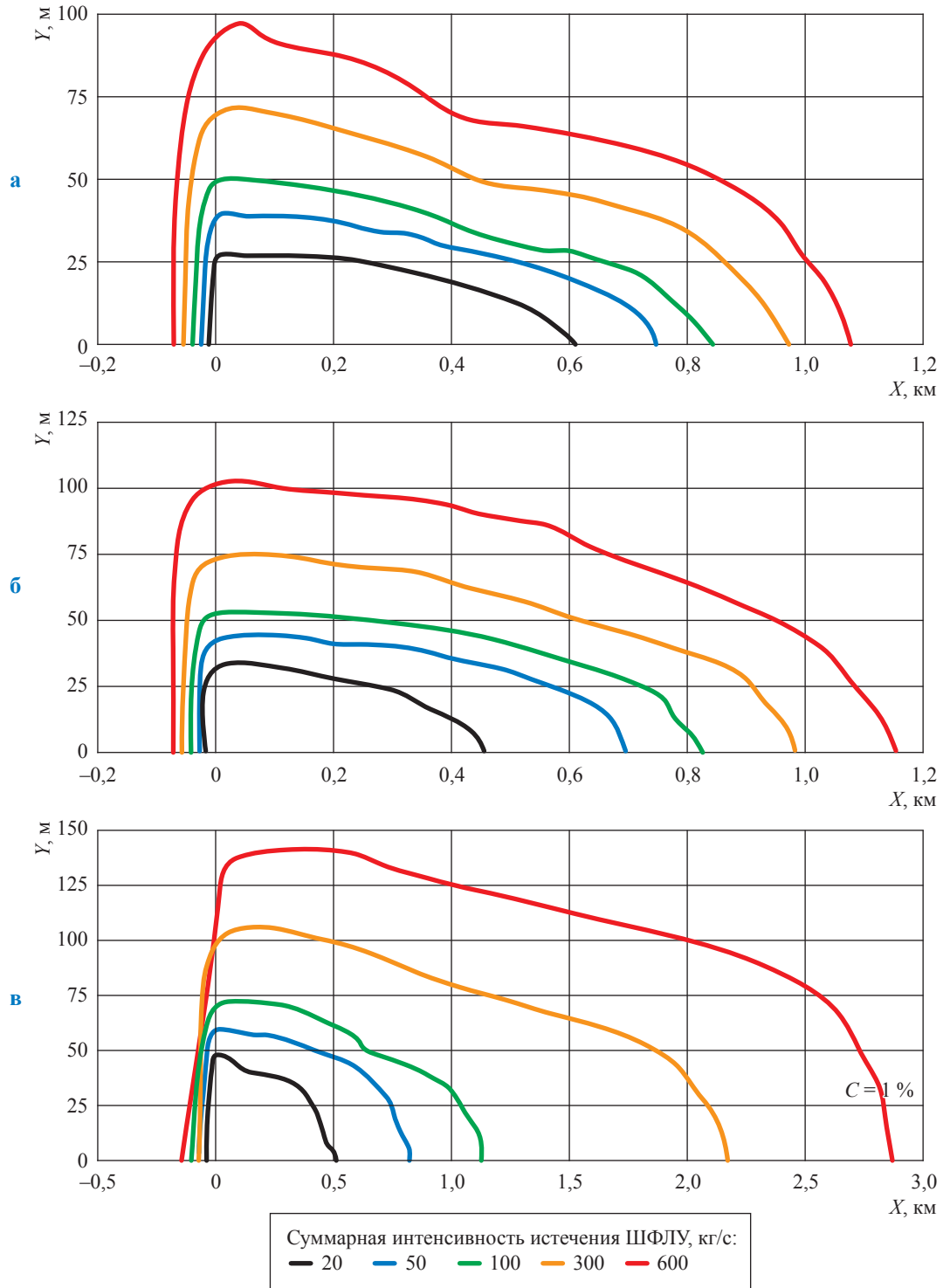


Рис. 2.3. Влияние интенсивности истечения ШФЛУ из трубопровода на предельные размеры облака для классов устойчивости атмосферы В (а), D (б) и F (в) при $W_a = 5 \text{ м/с}$

экспериментов на полигонах в США, Франции и Англии [5–20]. В большинстве этих экспериментов при поджигании облака от открытого источника огня (факела) на вытянутом по ветру крае наблюдалось устойчивое горение паров по фронту (нормально по отношению

к направлению ветра) в виде «термика» без заметных колебаний скорости устойчивого движения фронта пламени (скорости воспламенения смеси горючего в воздухе – ϑ) (рис. 2.5). Практически пропорциональное возрастание ϑ с увеличением W_a ($\vartheta \sim 2,0 \dots 2,5 W_a$) указывает

на дополнительную турбулизацию облака и его активное смешение с воздухом. Относительно скромные значения ϑ свидетельствуют о явно дефлаграционном характере горения. При воспламенении облака не по передней кромке, а в «глубине» (в области между верхним и нижним концентрационными пределами воспламенения) его скорость сгорания возрастает, но только до момента прорыва полусферического фронта горения за пределы толщины

облака (2...4 м). После этого процесс горения разделяется на два фронта (по ветру и против ветра) и по своей физической сущности аналогичен рассмотренному выше. Предельные значения скоростей горения при поджигании облака в глубине будут соответствовать, видимо, сценарию горения стехиометрической смеси конкретного углеводорода с воздухом. В лабораторных опытах компаний «Шелл» и LLNL эти скорости для метана и пропана составляли 30...35 м/с.

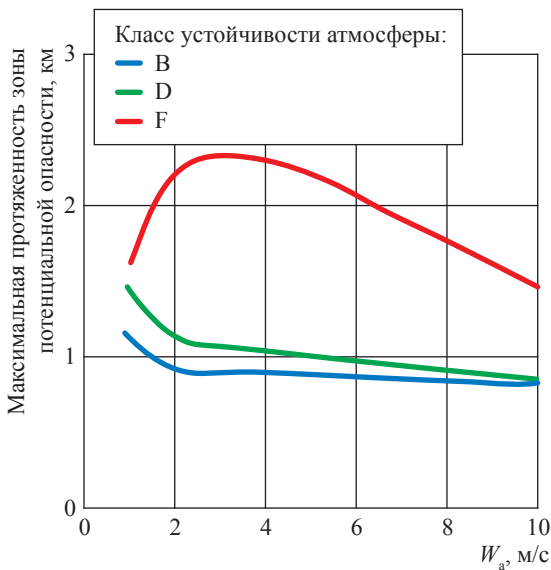


Рис. 2.4. Влияние метеорологических характеристик атмосферы на протяженность зоны потенциальной опасности: $G = 300$ кг/с

На рис. 2.6 представлены данные одного из измерений (облака паров СПГ, серия Coyote [6]) воздействия радиационного излучения движущегося фронта пламени в облаке на единичные площадки на поверхности грунта. Как видно, даже вблизи горящего облака

$$(20 \text{ м}) \text{ интегральная тепловая доза } Q = \int_0^{\tau} q(\tau) d\tau$$

не представляла серьезной опасности для людей и технологического оборудования.

На практике попадание людей в зону горения облака на открытом пространстве, как правило, имеет летальный исход. Уровень поражения людей, находящихся в укрытиях (зданиях, подвалах и т.п.), будет заведомо ниже, поскольку, например, кирпичные здания разрушаются при внешних избыточных давлениях 30...40 кПа, т.е. при давлениях, почти в 10 раз превышающих наблюдаемые в отмеченных выше экспериментах. Однако при этом нельзя исключить затекание газа внутрь помещений

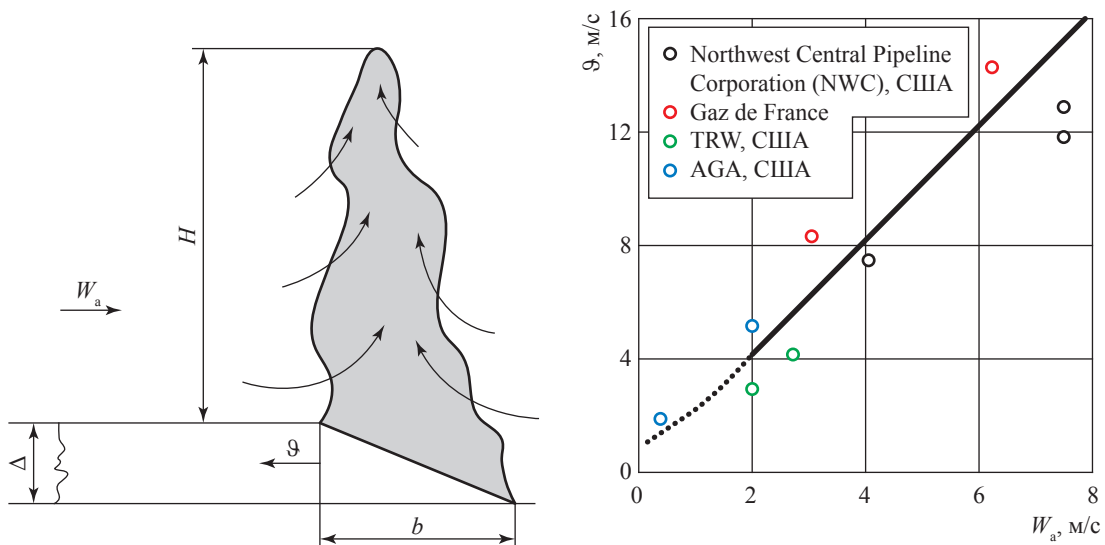


Рис. 2.5. Обобщение экспериментальных данных по скорости распространения фронта пламени в облаке против ветра

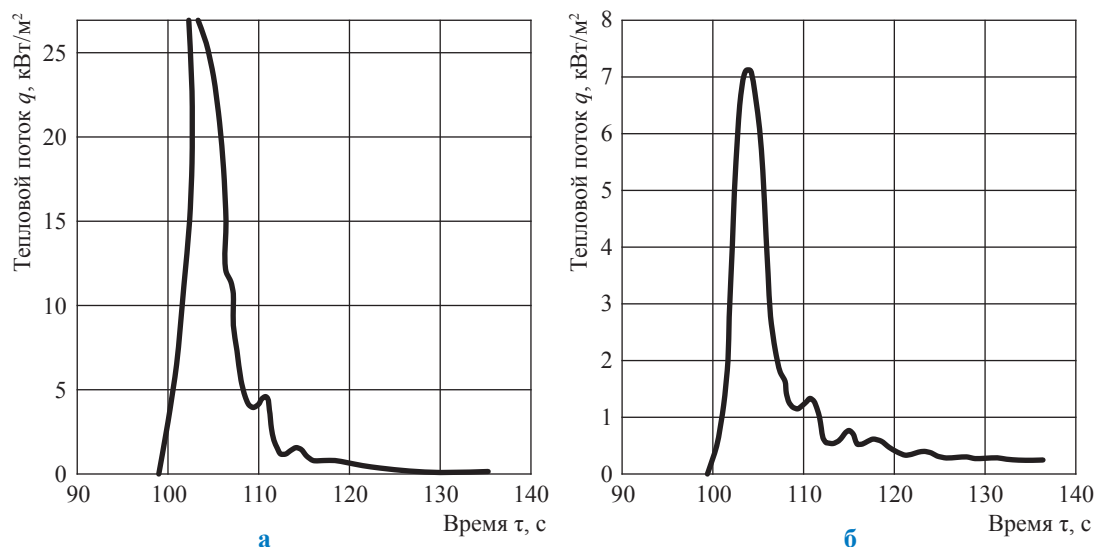


Рис. 2.6. Тепловой поток на уровне поверхности грунта от горящего облака паров сжиженного природного газа (СПГ) на расстояниях 20 м (а) и 60 м (б) перпендикулярно фронту пламени

с последующим его воспламенением. В этой связи принималось, что в пределах площади горящего облака будет иметь место «абсолютное» поражение всех людей вне зависимости от их местонахождения. Что касается вторичных эффектов поражения (вне зоны горения) за счет радиационного излучения пламени и барического воздействия воздушной волны сжатия, то, как показали оценки, для дефлаграционного режима горения облака в открытом пространстве они могут оказать определенное влияние на масштабы поражения лишь в непосредственной близости от границ сгорающего облака.

Таким образом, расчет зон негативного воздействия (поражения) по граничной концентрации 0,5 НКПВ позволяет косвенно учитывать дополнительные эффекты внешнего термобарического воздействия облака при его сгорании в «свободном» пространстве.

Заметим также, что облака «тяжелых» углеводородных газов достаточно четко идентифицируются визуально, и у человека, как правило, имеются необходимые возможности адекватного реагирования на возникшую ситуацию и выхода из зоны прямого поражения.

В приложении к условиям трассы возможны случаи прохождения трубопровода ШФЛУ, например, по полям, зарастающим густым кустарником или мелколесьем, когда при аварийном разрыве трубопровода потенциальное облако углеводородных паров будет

двигаться и сгорать в сильно загроможденном пространстве. За счет резкой интенсификации турбулентных процессов скорость горения облака может при этом существенно возрасти, что будет сопровождаться и значительным увеличением барического воздействия на окружающую среду. Следует, однако, подчеркнуть, что речь идет в данном случае о загромождении пространства периодически повторяющимися однородными относительно мелкими элементами, по размерам соизмеримыми с масштабом турбулентного вихря. Согласно опубликованным экспериментальным данным [21–28], режим сгорания такого облака останется дефлаграционным, однако скорость движения фронта пламени ϑ может возрасти при этом до 150...250 м/с, а уровень избыточного давления в воздушной волне сжатия – составить 20...30 кПа. Такое избыточное давление соответствует слабой и средней степеням повреждений жилых и административных зданий с вероятностью гибели находящихся там людей, не превышающей 5 %. Для людей на открытой местности вне зоны горения облака вероятность летального барического воздействия составит при этом не более 1 % [27].

Особо отметим также, что типовое расположение технологического оборудования, зданий, сооружений на различных промышленных площадках или же жилых зданий и элементов соответствующей инфраструктуры в населенных пунктах классифицируется как слабое

загромождение. При сгорании паровоздушных облаков в подобных пространствах возникающее избыточное давление будет находиться в пределах менее 10 кПа, что не может привести к сколь-нибудь значительному ущербу.

При достижении фронтом горения облака места разрыва трубопровода возникнет прямое горение ШФЛУ с поверхности разлива (испарения). В первом приближении при этом можно считать скорость выгорания ШФЛУ постоянной (~10 мм/мин), отношение высоты видимой части пламени пожара к диаметру разлива равным 2,3...2,5, излучение с единицы поверхности пламени (для модели цилиндрического излучателя) – 50 кВт/м² (для пропана).

Из представленных на рис. 2.3, 2.4 данных следует, что линейные размеры зон потенциальной опасности при разрыве трубопровода ШФЛУ диаметром $d_0 = 426$ мм при $P_{\text{раб}} \leq 6,4$ МПа могут достигать для наиболее неблагоприятных сочетаний метеорологических характеристик атмосферы ~2,8 км. Однако следует учитывать, что в реальных условиях между классами устойчивости атмосферы и вероятностью возникновения тех или иных скоростей ветра существуют достаточно четкие статистически значимые корреляции в разрезе года. При этом вероятность сочетания класса устойчивости атмосферы F и значений $W_a = 2...4$ м/с в разрезе года, как правило, мала. В качестве примера на рис. 2.7 приведены корреляции, используемые обычно при анализе

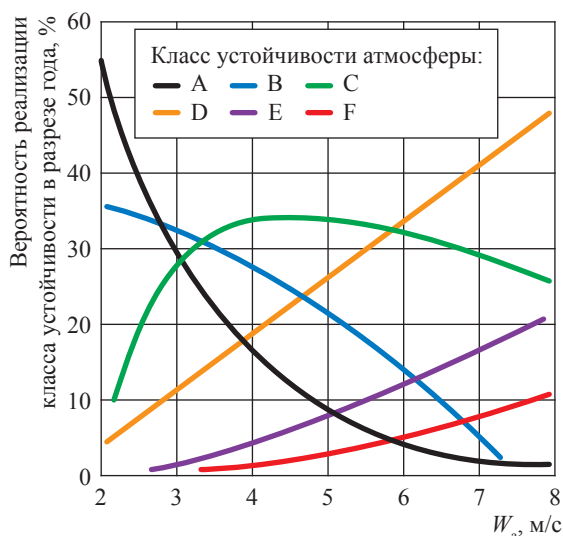


Рис. 2.7. Распределение классов устойчивости атмосферы в зависимости от скорости ветра (Р. Макнаут)

риска аварий на опасных производственных объектах в США [29]. По действующим в США нормативам, сочетание метеопараметров с долей повторяемости в разрезе года менее 5 % при расчетах показателей риска не учитывается. Данные метеостанций в России [30] несколько отличаются от США, особенно в разрезе года, однако общие закономерности сохраняются. Если ориентироваться на наиболее часто реализуемые на практике классы устойчивости атмосферы B и D, предельные размеры зон газозагрязненности для трубопровода ШФЛУ не превышают 1,0...1,2 км.

Одним из известных методов уменьшения масштабов воздействия на окружающую среду аварий на трубопроводах для перекачки стабильных углеводородов (нефтей, нефтепродуктов) является снижение потенциального объема стока за счет дифференцированной расстановки отсекающей арматуры по трассе трубопровода с обязательным учетом специфики рельефа трассы на конкретных участках (гидростатического напора при «самотечном» сливе). Однако для трубопровода ШФЛУ даже после перекрытия аварийного участка давление в нем не падает до атмосферного, а становится равным равновесному давлению насыщенных паров (при температуре грунта $\bar{T}_{\text{гр}} = 280$ К для рассматриваемой ШФЛУ¹ $P_{\text{нас.п}} = 4,5...5,5$ атм), что может привести в ряде случаев к практически полному опорожнению отсеченного участка трубопровода.

Результаты расчетов максимального дрейфа облака в зависимости от расстояния между линейными задвижками (Δl) и от начальной (максимальной) интенсивности аварийного истечения ШФЛУ представлены на рис. 2.8. Предполагались адекватное поведение оператора на НС вверх по потоку и остановка перекачки с перекрытием аварийного участка через 5 мин после получения соответствующей информации о падении давления нагнетания на $\Delta P = 2$ ат.

Анализ этих данных свидетельствует, что влияние частоты расстановки запорной арматуры существенно только при больших интенсивностях истечения ШФЛУ – примерно 300 кг/с, т.е. при разрывах трубопровода гильотинного типа. В этом случае расстановка задвижек, например, через каждый километр трассы может привести к снижению протяженности зоны потенциальной опасности почти в 2 раза. Однако сценарий разрыва «гильотинного» типа

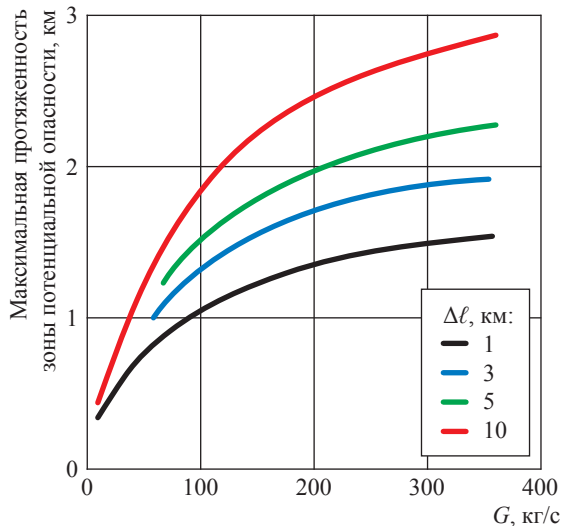


Рис. 2.8. Влияние интенсивности истечения ШФЛУ из трубопровода на максимальную протяженность зоны потенциальной опасности ($C = 1\%$ об.) при различных расстояниях между запорной арматурой: $W_a = 2$ м/с; класс устойчивости атмосферы F; $d_0 = 426$ мм; $P_{\text{раб}} \leq 6,4$ МПа; расстояние между НС $L = 200$ км; расстояние от НС до места разрыва $L^* = 100$ км

относится к разряду гипотетических и представляет интерес, по всей видимости, только для случаев прохождения трассы в зонах повышенного влияния факторов механического воздействия. В случае же возникновения наиболее реальных утечек из продольных трещин – в диапазоне от 20 до 100 кг/с – увеличение частоты расстановки запорной арматуры оказывает значительно меньшее влияние на снижение линейного размера зоны потенциальной опасности. Причиной этого является следующее обстоятельство. Увеличивая частоту расстановки запорной арматуры, мы уменьшаем общий объем выброса ШФЛУ из аварийного участка трубопровода. Однако время напорного режима истечения (до момента перекрытия аварийного участка) формально остается прежним. В результате масса ШФЛУ, выброшенная за этот период из трубопровода, оказывается уже «достаточной» для формирования протяженной взрывоопасной зоны. В этой связи, как уже отмечалось, необходимо использовать автоматизированную систему перекрытия линейных задвижек, которая, в отличие от «адекватной» реакции оператора на НС, будет срабатывать по сигналам датчиков (в рамках, например, единой оптоволоконной системы контроля состояния трубопровода

вдоль трассы), расположенных, в том числе, в местах установки отсекающей арматуры и реагирующих на сугубо специфические процессы падения давления в аварийном участке трубопровода ШФЛУ при прохождении как первичной (лидирующей – 600 м/с), так и вторичной (80... 120 м/с) волн давления.

В расчетах, проиллюстрированных рис. 2.3, 2.4, 2.8, принималось, что контроль и управление аварийными процессами осуществляются с линейного диспетчерского пункта, реакция оператора на НС (вверх по потоку) на аварию адекватна ситуации и через интервал времени $(\tau_*) = \tau_0 + \Delta\tau$ при $\Delta\tau = 5$ мин (см. ч. I) происходит остановка перекачки и перекрытие задвижек.

Вместе с тем известно, что линейная трубопроводная арматура и системы ее привода, а также системы контрольно-измерительных приборов и аппаратуры на НС имеют ограниченные показатели надежности [31], т.е. могут в свою очередь привести к отказу. Необходимо также учитывать возможное негативное влияние «человеческого фактора».

В связи с изложенным было дополнительно проанализировано влияние общего времени остановки перекачки и перекрытия задвижек (τ_*) на аварийном участке (на перегоне между НС) на масштабы зон потенциальной (газовой) опасности. Расчеты проведены для случая разгерметизации трубы по «гильотинному» типу (300 кг/с). Для получения верхней оценки при этом условно предполагалось, что интенсивность аварийного истечения ШФЛУ сохраняется постоянной (критической¹) вплоть до момента остановки перекачки. Рассмотрены следующие временные интервалы перекрытия аварийного участка:

- 1...3 мин в случае наличия и успешного срабатывания аварийной автоматики закрытия ближайших линейных задвижек при расстоянии между ними 5 или 10 км;
- 5...20 мин в случае «адекватной» реакции оператора на НС вверх по потоку от точки разрыва на перегоне между НС длиной 200...250 км;
- 30...60 мин в случае «неадекватной» реакции оператора на НС, т.е. при продолжении перекачки и, более того, активном поддержании ее номинального режима (для $d_0 = 426$ мм при $P_{\text{раб}} \leq 6,4$ МПа номинальный расход ШФЛУ ≈ 100 кг/с) вплоть до включения резервных насосных агрегатов (сценарий аварии под Уфой).

Результаты расчетов (рис. 2.9) показывают, что своевременная реакция оператора на аварию позволяет значительно ограничить зону потенциальной опасности. При этом речь идет в первую очередь о прекращении перекачки. Очевидно также, что максимальный положительный эффект достигается, как указывалось выше, при использовании блокирующей аварийной автоматики линейных задвижек.

Перейдем к анализу мероприятий, снижающих вероятность возникновения аварий и тяжесть их последствий. Меры общего снижения риска аварий на трубопроводах ШФЛУ на стадии проекта определяются: выбором трассы, т.е. удаленностью трубопровода от населенных пунктов, объектов промышленной и транспортной инфраструктуры; специальными требованиями на отдельных участках трассы к глубине укладки трубопровода, его усиленным антикоррозионным покрытиям, прочностным характеристикам металла труб и толщине их стенок; специальными требованиями к диагностике и управлению техническим состоянием трубопровода, а также контролю гидравлических процессов перекачки.

На стадии эксплуатации к мероприятиям, направленным на снижение риска, можно отнести: регулярную внутритрубную диагностику с применением дефектоскопов нового

поколения, а также иные методы контроля целостности трубопровода; оснащение транспортной системы современной автоматизированной системой управления технологическими процессами; подготовку персонала к действиям в условиях возникновения различного рода чрезвычайных ситуаций; информирование населения и органов местного самоуправления региона, а также администрации строительных и землеустроительных организаций о рисках, связанных с эксплуатацией данного трубопровода, и контроль их деятельности в полосе прохождения трассы, включая использование беспилотных воздушных средств наблюдения.

Заметим, что принципиально возможны два основных варианта развития процесса разгерметизации трубопровода: 1) образование «свища» (так называемый принцип «течь перед разрушением»); 2) «протяженное» разрушение. Первый реализуется при условии, что длина поверхностного дефекта (коррозионного дефекта, задира, царапины и т.п.) в момент разгерметизации не превышает некоторого критического значения, характерного для данной трубы и для соответствующего значения $P_{\text{раб}}$. Образовавшийся сквозной дефект продолжает далее развиваться (увеличиваться), но уже только за счет имеющих место в процессе эксплуатации циклических нагрузок. В противном случае реализуется второй вариант, когда после разгерметизации стенки сразу начинается дальнейшее разрушение металла и сквозная «трещина» распространяется самопроизвольно на расстояние, заведомо превышающее размеры исходного дефекта. При этом протяженность разрыва будет определяться вязкостью и прочностными характеристиками трубной стали, толщиной стенки трубы и свойствами транспортируемого продукта, а также условиями, при которых происходит процесс разрушения и может в принципе достигать значений 1,5...2,0 калибра и более.

Исходя из отмеченных положений предлагается следующий алгоритм решения задачи направленного ограничения зон потенциальной опасности от трубопроводов ШФЛУ. На основании комплексного числового анализа с учетом расположения защищаемого объекта относительно трубопровода, а также инфраструктурного окружения (промышленные и сельскохозяйственные предприятия, транспорт) обосновывается корреляция между местом возникновения аварии, возможными

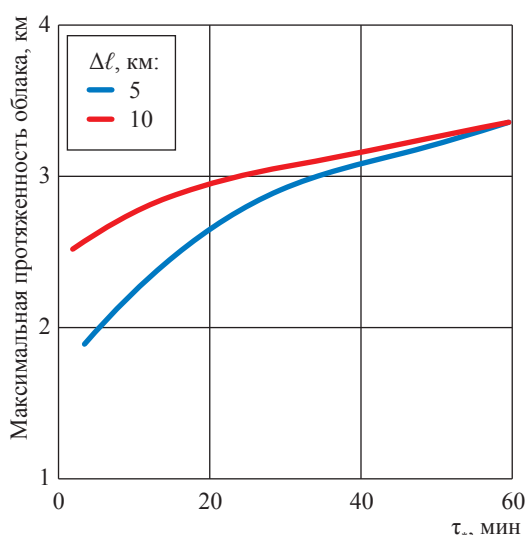


Рис. 2.9. Влияние времени остановки перекачки и отсечения аварийного участка на протяженность зоны потенциальной опасности ($C = 1\%$ об.) при различных расстояниях между запорной арматурой: $G = 300$ кг/с; $W_a = 2$ м/с; класс устойчивости атмосферы F

размерами сквозных дефектов, временем остановки перекачки, региональными метеорологическими характеристиками и размерами зон потенциальной опасности. При этом идентифицируется сочетание условий, при которых появляется возможность «захвата» облаком как фактором потенциальной опасности рассматриваемого реципиента риска. На основании этого анализа для конкретного участка трассы вводятся ограничения на масштабы аварийного истечения ШФЛУ и потенциальные размеры облака, а следовательно, и на факт попадания реципиента в зону захвата этого облака. Подобные ограничения могут, например, полностью исключать разрывы только «гилютинного» типа либо дополнительно устанавливая предельные размеры продольных трещин.

Соответственно, ставится обратная задача: подобрать условия заглупления трубопровода в грунт и методы его защиты от внешних механических повреждений, а также обосновать основные технические характеристики трубопровода таким образом, чтобы исключить образование «протяженных» трещин размерами, например, более 0,5 калибра и тем самым исключить утечки интенсивностью более 50 кг/с (для $d_0 = 426$ мм при $P_{\text{раб}} \leq 6,4$ МПа). А это, в свою очередь, ограничивает возможность распространения взрывоопасного облака даже при самых неблагоприятных метеоусловиях на расстоянии более 1000 м (см. рис 2.3, 2.4). Таким образом, уже на стадии разработки исходных требований к характеристикам трубопровода вводится известный в методологии риска принцип «внутренне присущей безопасности», или «физически ограниченной меры опасности».

Опыт известной фирмы British Gas свидетельствует о том, что при увеличении толщины стенки трубы (δ) до 12 мм практически исключается вероятность повреждения тела трубы стандартной землеройной техникой (в том числе возможность пробоя стенки трубы зубом

экскаватора). Кроме того, по информации западных компаний, с увеличением значения δ , мм, частота аварийных отказов на трубопроводах уменьшается в пропорции $\sim 1/\delta^{2,5}$. Из этих данных следует, что при двукратном увеличении δ частота аварийных утечек уменьшается в 5...6 раз. С учетом того, что при этом спектр утечек сдвигается в область меньших значений, показатели риска аварий снижаются, по расчетам, еще в 2...3 раза. Таким образом, в целом применение труб повышенной толщины и повышенного качества может привести к уменьшению показателей риска в 7...8 раз.

Следует также подчеркнуть, что рассматриваемое увеличение значения δ увеличивает и критическую длину поверхностного дефекта, который при прорастании внутрь, т.е. при разгерметизации трубы, не даст в дальнейшем трещине развиваться по инерции.

В таблице приведены результаты стандартных расчетов толщин стенок трубопровода диаметром $d_0 = 426$ мм для $P_{\text{раб}} = 6,4$ МПа согласно СНиП 2.05.06-85.

Как показали расчеты специалистов ВНИИГАЗа, проведенные методом Кифнера [32, 33], для трубы размерами $d_0 = 426$ мм, $\delta = 12$ мм при ударной вязкости 24,5 Дж/см² критическая длина поверхностного дефекта составит 219 мм для труб класса прочности K_{42} и 241 мм для труб класса прочности K_{52} . Таким образом, по отношению к номинальным значениям δ (см. таблицу) при увеличении δ до 12 мм критическая длина трещин возрастает в 1,5...1,7 раза. Отметим также, что скорость общей коррозии для коррозионно-активных грунтов средней полосы России составляет от 0,01 до 0,1 мм/год; для «питингов» и «язв» – $\sim 0,1$ мм/год. Скорость «подрастания» трещин при цикличности колебания давления 1 раз в сутки составляет $\sim 8 \cdot 10^{-5}$ мм/цикл.

Таким образом, есть все основания полагать, что увеличение δ существенно

Класс прочности трубной стали	δ , мм	Временное сопротивление разрыву, МПа	Предел текучести трубной стали, МПа	Относительное удлинение металла трубы, %	Критическая длина трещины (по Кифнеру), мм
K_{34}	7,0...10,8	333	206	24	~ 150
K_{38}	6,3...9,7	372	235	22	
K_{42}	5,7...8,8	412	245	21	
K_{50}	4,8...7,5	490	343	20	
K_{52}	4,6...7,2	510	353	20	
K_{54}	4,5...6,9	530	363	20	
K_{56}	4,3...6,7	549	422	20	

продолжает период перехода исходного «некритического» дефекта в фазу потери трубопроводом конструктивной устойчивости и, тем самым, увеличивает возможность своевременной диагностики и ремонта трубопровода. Очевидно, что при этом возрастает значимость своевременного и качественного проведения внутритрубной дефектоскопии.

На основании изложенного можно утверждать, что современные методы управления показателями конструктивной надежности трубопроводов ШФЛУ и обоснование специальных компенсационных мероприятий при их эксплуатации позволяют обеспечить заданные показатели промышленной (пожарной) безопасности с учетом региональной, природно-климатической и инфраструктурной специфики прокладки трубопроводов.

В этой связи бытующее в определенных кругах мнение, что минимальные безопасные расстояния для трубопроводов ШФЛУ должны назначаться по наихудшему сценарию аварии («гильотинный» разрыв трубы, наиболее неблагоприятные сочетания метеоусловий, сгорание облака в детонационном режиме и т.п.), т.е. без учета региональных и инфраструктурных особенностей и специальных мероприятий по улучшению конструктивной надежности объекта, представляется ничем не обоснованными и противоречит современной концепции проектирования опасных производственных объектов.

На основании представленных исследований могут быть сделаны следующие общие выводы:

1) результаты многочисленных промышленных экспериментов, направленных на изучение дисперсии и горения протяженных «тяжелых» углеводородных облаков, свидетельствуют о том, что в «свободных» неограниченных пространствах горение облака протекает исключительно в дефлаграционном режиме, в узкой полосе, фронтально направлению ветра и с относительно низкой скоростью (25...30 м/с) без выраженного термобарического воздействия на окружающую среду.

При «сильном» загромождении пространства в направлении движения паровоздушного облака скорость его сгорания может возрасти в 5...10 раз. Однако режим горения облака останется при этом дефлаграционным, а формируемая в окружающем пространстве волна сжатия не выйдет за пределы 15...25 кПа, что может вызвать разрушения средней степени тяжести жилых и административных зданий с не превышающей 5 % вероятностью гибели находящихся там людей;

2) для конкретного проекта при обосновании влияния метеорологических факторов на максимальную протяженность распространения углеводородного облака в приземном слое атмосферы следует ориентироваться исключительно на региональную метеоинформацию, причем с обязательным учетом корреляций по повторяемости в разрезе года между классами устойчивости атмосферы и скоростями ветра;

3) уменьшение расстояний между местами установки отсекающей арматуры по трассе трубопровода оправдано только в случаях высокой вероятности внешних механических воздействий на трубопровод. При этом дополнительно должны быть приняты достаточные меры для предотвращения такого воздействия;

4) наиболее эффективной мерой снижения времени напорного истечения ШФЛУ при авариях на магистральных трубопроводах является установка на линейных задвижках аварийной автоматики, срабатывающей по характерным изменениям давления при гидравлической разгрузке трубопровода. Дополнительное снижение общего объема аварийного выброса может быть обеспечено также за счет оптимальной расстановки запорной арматуры;

5) современные методы расчета показателей конструктивной надежности трубопроводов позволяют с высокой достоверностью контролировать развитие коррозионных процессов, а также подобрать вязкостные и прочностные характеристики металла труб, исключая инерционную фазу раскрытия и ограничивающие предельные размеры продольных трещин, а следовательно и масштабы зон потенциальной опасности вокруг трубопровода ШФЛУ.

Список литературы

1. Едигаров А.С. Численный расчет турбулентного течения холодного тяжелого газа в атмосфере / А.С. Едигаров // Ж. вычисл. матем. и матем. физ. – 1991. – Т. 31. – № 9. – С. 1369–1380.
2. Gotaas Y. Heavy gas dispersion trials at Thorney Island / Y. Gotaas // Journal of Hazardous Materials. – 1985. – Т. 11. – Спецвыпуск. – С. 436. – DOI: 10.1016/0304-3894(85)85050-0.
3. The HGSYSTEM version 3.0 technical reference manual. – Hague: Shell Internationale Research Maatschappij BV, 1994.
4. Carn K.K. Estimates of the mean concentration and variance for the Thorney Island phase 1, dense gas dispersion experiments / K.K. Carn // Journal of Hazardous Materials. – 1987. – Т. 16. – Спецвыпуск. – С. 75–101. – DOI: 10.1016/0304-3894(87)80028-6.
5. McRae T.G. Analysis of large-scale LNG/Water RPT explosions / T.G. McRae, N.C. Goldwire Jr., R.P. Koopman // ASME winter annual meeting, New Orleans, LA, USA, 9 Dec. 1984. – UCRL 91832.
6. Goldwire H.C. Jr. Coyote series data report LLNL/NWC 1981 LNG spill tests dispersion, vapor burn, and rapid phase transition / H.C. Goldwire Jr., H.C. Rodean, R.T. Cederwall, et al. – USA, CA: Lawrence Livermore National Lab., 1983. – UCID-19.
7. Rodean H.C. Vapor burn analysis for the Coyote series LNG spill experiments / H.C. Rodean, W.J. Hogan, P.A. Urtiew, et al. – USA, CA: Lawrence Livermore National Laboratory, 1984. – UCRL-53530.
8. Morgan D.L. Phenomenology and modeling of liquefied natural gas vapor / D.L. Morgan, L.K. Morris, S.T. Chan, et al. – USA, CA: Lawrence Livermore National Laboratory, 1984. – UCRL-53581.
9. An experimental investigation of atmospheric diffusion and ignition of boil-off associated with a spillage of liquefied natural gas: film section of the Report no. 08072-7 for the AGA. – Lyndhurst, Ohio: TRW, Inc., November 1968.
10. Hansen O.R. CFD-modeling of LNG dispersion experiments / O.R. Hansen, J.A. Meihem, I.E. Storvik // 7th Topical conference on natural gas utilization: AIChE spring meeting, Houston, Texas, 22–26 April, 2007.
11. Segeant R.J. An experimental investigation of atmospheric diffusion and ignition of boil-off associated with a spillage of liquefied natural gas / R.J. Segeant, and F.E. Robinett // Film section of the Report № 08072-7 prepared for American Gas Association. – TRW, Inc., 1968.
12. Essais d'Épandage de Gaz Naturel Liquefié Sur de Sol: Report on the experiments conducted by Gaz de France. – Paris: Gaz de France, September 1972.
13. Lees F.P. Lees' loss prevention in the process industries: Hazard identification, assessment, and control / F.P. Lees. – Oxford, U.K.: Butterworth-Heinemann, 1996.
14. Davenport J.A. A study of vapour cloud incidents: a CEP technical manual / J.A. Davenport. – Loss Prevention. – 1977. – № 11. – С. 39–49.
15. Gugan K. Unconfined vapour cloud explosions / K. Gugan. – Reading, U.K.: Institution of Chemical Engineers: George Godwin Ltd., 1987. – С. 118.
16. Strehlow R.A. Unconfined vapour cloud explosions – An overview / R.A. Strehlow. – Elsevier Inc., 1973. – [https://doi.org/10.1016/S0082-0784\(73\)80107-9](https://doi.org/10.1016/S0082-0784(73)80107-9)
17. Lind C.D. Explosion hazards associated with spills of large quantities of hazardous materials, Phase II / C.D. Lind, J.C. Whitson. – July 1977. – Report No CG-D-85-77.
18. Gullen W.D. The public inquiry into the piper alpha disaster / Lord W.D. Gullen; Department of Energy. – London: HMSO, 1990. – <https://www.hse.gov.uk/offshore/piper-alpha-public-inquiry-volume1.pdf>
19. Wingerden C.J.M., van. Simulation of an accidental vapor cloud explosion / C.J.M. van Wingerden, H.-C. Salvesen, R. Perbal // Process safety progress. – 1995. – Т. 14. – № 3. – С. 173–181.
20. Bakke J.R. A study on the effect of trees on gas explosions / J.R. Bakke, K. van Wingerden, P. Hoorelbeke, et al. // Journal of Loss Prevention in the Process Industries. – 2010. – Т. 23. – С. 878–884.
21. Бесчастнов М.В. Взрывобезопасность и противоаварийная защита химико-технологических процессов / М.В. Бесчастнов. – М.: Химия, 1983. – 471 с.
22. Гамера Ю.В. К вопросу о барических воздействиях при дефлаграционном горении метана на опасных производственных объектах газотранспортных систем / Ю.В. Гамера, С.В. Овчаров // Вести газовой науки. – М.: Газпром ВНИИГАЗ, 2014. – № 1 (17): Управление техническим состоянием и целостностью газопроводов. – С. 66–70.
23. Якуш С.Е. Гидродинамика и горение газовых и двухфазных выбросов в открытой атмосфере: дис. ... д.ф.-м.н.: 01.02.05 / С.Е. Якуш. – М., 2000.

24. Термические и радиационные ожоги / под ред. Л.И. Герасимовой, Г.И. Назаренко. – М.: Медицина, 2005. – 124 с.
25. Козлитин А.М. Методы технико-экономической оценки промышленной и экологической безопасности высокорисковых объектов техносферы / А.М. Козлитин, А.И. Попов. – Саратов: СГТУ, 2000. – 216 с.
26. Козлитин А.М. Теоретические основы и практика анализа техногенных рисков. Вероятностные методы количественной оценки опасностей техносферы / А.М. Козлитин, А.И. Попов, П.А. Козлитин. – Саратов: СГТУ, 2002. – 180 с.
27. Козлитин А.М. Анализ методик оценки последствий взрывов на потенциально опасных объектах техносферы / А.М. Козлитин, А.И. Попов, П.А. Козлитин // Устойчивое экологическое развитие: региональные проблемы: сб. – Саратов: СГТУ, 2001. – С. 34–62.
28. Козлитин А.М. Чрезвычайные ситуации техногенного характера. Прогнозирование и оценка: детерминированные методы количественной оценки опасностей техносферы: учеб. пособие / А.М. Козлитин, Б.Н. Яковлев; под ред. П.И. Попова. – Саратов: СГТУ, 2000. – 124 с.
29. McNaughton D.J. Errors inherent in wind inputs to unliked source and dispersion models / D.J. McNaughton // J. Air Waste Manage. Assoc. – 2010. – № 7. – С. 1018–1020.
30. Бызова Н.Л. Экспериментальные исследования атмосферной диффузии и расчеты рассеяния примеси / Н.Л. Бызова, Е.К. Гаргер, В.Н. Иванов. – Л.: Гидрометеониздат, 1991. – 278 с.
31. Черняев В.Д. Эксплуатационная надежность магистральных нефтепроводов / В.Д. Черняев. – М.: Недра, 1992. – 272 с.
32. Kiefner J.F. // Proc. of Forth Symposium on Line Pipe Research. – American Gas Association, 1969. – Catalogue № L30075.
33. O'Grady T.J. Pressure calculation for corroded pipe developed / T.J. O'Grady, T.H. Daniel, J.F. Kiefner // Oil and Gas Journal. – 1992. – October 19. – <https://www.ogj.com/home/article/17219618/evaluating-corroded-pipeconclusion-pressure-calculation-for-corroded-pipe-developed>

Impact of engineering and environmental-climatic factors to specifics of failures at the pipelines transporting natural gas liquids.

Part II. Possible consequences of emergency discharge from pipelines.

Ways to decrease probability and effects of an accident¹

V.S. Safonov

Gazprom VNIIGAZ LLC, Bld. 1, Estate 15, Proyektiruemyy proezd no. 5537, Razvilka village, Leninskiy district, Moscow Region, 142717, Russian Federation
E-mail: V_Safonov@vniigaz.gazprom.ru

Abstract. Basing on a numerical solution of a full-sized differential Navier-Stokes equation system the author analyzes impact of technical and natural-environmental factors to propagation of a fire-hazardous vapor cloud of a broad fraction of light hydrocarbons (BFLH) in the ground atmospheric layer in case of an accidental unsealing of a BFLH pipeline. Using test results, he estimates for such a vapor-air cloud the possible modes of burning either in free or in congested space, and substantiates configuration of a thermobaric casualty circle in respect to human beings.

The author grounds technical and managerial measures aimed at minimization of time necessary to identify a failure and to shut off a faulty sector with the stop-gate valves. A scheme of shut-off valves location is reasoned. There are also few suggestions concerning selection of strength and viscosity characteristics for pipe steel, and thickness of pipe walls. They base on the requirements for maximal permissible dimensions of longitudinal cracks, and amounts of emergency discharge for BFLH pipelines within the zones of their alignment to other social, industrial and transport facilities.

¹ See also: SAFONOV, V.S. Impact of engineering and environmental-climatic factors to specifics of failures at the pipelines transporting natural gas liquids [Vliyaniye tekhniko-tekhnologicheskikh i prirodno-klimaticheskikh faktorov na spetsifiku razvitiya avariyn na truboprovodakh, transportiruyushchikh shirokuyu fraktsiyu legkikh uglevodorodov]. Pt. I: Peculiar hydrodynamic and heat-mass-exchange processes in case of a pipeline breakdown [Osobennosti protekaniya gidrodinamicheskikh i teplomassoobmennyykh protsessov pri avariynnykh razruvakh truboprovodov]. *Vesti Gazovoy Nauki*. Moscow: Gazprom VNIIGAZ LLC, 2018, no. 2(34): Improvement of reliability and safety at gas-industry facilities, pp. 53–69. ISSN 2306-8949. (Russ.).

Keywords: pipeline, broad fraction of light hydrocarbons, modelling aftereffects of breakdowns, manmade and natural affecting factors, scales of a potential hitting zone, minimization of wreck aftereffects.

References

1. YEDIGAROV, A.S. Numerical calculation of turbulent flow for a cold heavy gas in atmosphere [Chislenny raschet turbulentnogo techeniya kholodnogo nyazhelogo gaza v atmosphere]. *Zhurnal Vychislitel'noy Matematiki i Matematicheskoy Fiziki*. 1991, vol. 31, no. 9, pp. 1369–1380. ISSN 0044-4669. (Russ.).
2. GOTAAS, Y. Heavy gas dispersion trials at Thorney Island. *Journal of Hazardous Materials*. 1985, vol. 11, special is., p. 436. ISSN 0304-3894. DOI: 10.1016/0304-3894(85)85050-0.
3. *The HGSYSTEM version 3.0 technical reference manual*. Hague: Shell Internationale Research Maatschappij BV, 1994.
4. CARN, K.K. Estimates of the mean concentration and variance for the Thorney Island phase 1, dense gas dispersion experiments. *Journal of Hazardous Materials*. 1987, vol. 16. p. 75–101., DOI: 10.1016/0304-3894(87)80028-6.
5. MCRAE, T.G., N.C. GOLDWIRE Jr., R.P. KOOPMAN. Analysis of large-scale LNG/Water RPT explosions. In: *ASME winter annual meeting, New Orleans, LA, USA, 9 Dec. 1984*. UCRL 91832.
6. GOLDWIRE, H.C. Jr., H.C. RODEAN, R.T. CEDERWALL, et al. *Coyote series data report LLNL/NWC 1981 LNG spill tests dispersion, vapor burn, and rapid phase transition*. USA, CA: Lawrence Livermore National Lab., 1983. UCID-19.
7. RODEAN, H.C., W.J. HOGAN, P.A. URTIEW, et al. *Vapor burn analysis for the Coyote series LNG spill experiments*. USA, CA: Lawrence Livermore National Laboratory, 1984. UCRL-53530.
8. MORGAN, D.L., L.K. MORRIS, S.T. CHAN, et al. *Phenomenology and modeling of liquefied natural gas vapor*. USA, CA: Lawrence Livermore National Laboratory, 1984. UCRL-53581.
9. TRW, Inc. *An experimental investigation of atmospheric diffusion and ignition of boil-off associated with a spillage of liquefied natural gas: film section of the Report no. 08072-7 for the AGA*. Lyndhurst, Ohio: TRW, Inc., November 1968.
10. HANSEN, O.R., J.A. MEIHEIM, I.E. STORVIK. CFD-modeling of LNG dispersion experiments. In: *7th Topical conference on natural gas utilization: AIChE spring meeting, Houston, Texas, 22–26 April, 2007*.
11. SEGEANT, R.J., F.E. ROBINETT. An experimental investigation of atmospheric diffusion and ignition of boil-off associated with a spillage of liquefied natural gas. In: *Film section of the Report № 08072-7 prepared for American Gas Association*. TRW, Inc., 1968.
12. *Essais d'Épandage de Gaz Naturel Liquefié Sur de Sol*: report on the experiments conducted by Gaz de France. Paris: Gaz de France, September 1972. (French).
13. LEES, F.P. *Lees' loss prevention in the process industries: Hazard identification, assessment, and control*. Oxford, U.K.: Butterworth-Heinemann, 1996.
14. DAVENPORT, J.A. A study of vapour cloud incidents: a CEP technical manual. *Loss Prevention*. 1977, no. 11, pp. 39–49. ISSN 0097-2312.
15. GUGAN, K. *Unconfined vapour cloud explosions*. Reading, U.K.: Institution of Chemical Engineers: George Godwin Ltd., 1987, p. 118.
16. STREHLOW, R.A. *Unconfined vapour cloud explosions – An overview*. Elsevier Inc., 1973. [https://doi.org/10.1016/S0082-0784\(73\)80107-9](https://doi.org/10.1016/S0082-0784(73)80107-9)
17. LIND, C.D., J.C. WHITSON. *Explosion hazards associated with spills of large quantities of hazardous materials, Phase II*. July 1977. Report No CG-D-85-77.
18. GULLEN, W.D. The public inquiry into the piper alpha disaster [online]. London: HMSO, 1990. Available from: <https://www.hse.gov.uk/offshore/piper-alpha-public-inquiry-volume1.pdf>
19. WINGERDEN, C.J.M. van, H.-C. SALVESEN, R. PERBAL. Simulation of an accidental vapor cloud explosion. *Process Safety Progress*. 1995, vol. 14, no. 3, pp. 173–181. ISSN 1066-8527.
20. BAKKE, J.R., K. van WINGERDEN, P. HOORELBEKE, et al. A study on the effect of trees on gas explosions. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*. 2010, vol. 23, pp. 878–884. ISSN 0950-4230.
21. BESCHASTNOV, M.V. *Explosion safety and emergency protection of chemical-engineering processes* [Vzryvobezopasnost i protivovariynaya zashchita khimiko-tehnologicheskikh protsessov]. Moscow: Khimiya, 1983. (Russ.).
22. GAMERA, Yu.V., S.V. OVCHAROV. On the problem of baric impacts during deflagration methane combustion at hazardous production facilities of gas transmission systems [K voprosy o baricheskikh vozdeystviyakh pri deflagratsionnom gorenii metana na opasnykh proizvodstvennykh ob'yektakh gazotransportnykh sistem]. *Vesti Gazovoy Nauki*. Moscow: Gazprom VNIIGAZ LLC, 2014, no. 1 (17): Gas pipeline technical condition and integrity control, pp. 66–70. ISSN 2306-8949. (Russ.).
23. YAKUSH, S.Ye. *Hydrodynamics and combustion of gas and binary-phase wastes in open atmosphere* [Gidrodinamika i goreniye gazovykh i dvukhfaznykh vybrosov v otkrytoy atmosfere]. Dr. thesis (mathematics and physics). Moscow, 2000. (Russ.).
24. GERASIMOVA, L.I., G.I. NAZARENKO (eds.). *Thermal and radiation burns* [Termicheskiye i radiatsionnyye ozhogi]. Moscow: Meditsina, 2005. (Russ.).

25. KOZLITIN, A.M., A.I. POPOV. Methods for feasibility studying industrial and environmental safety of toxic manmade facilities [Metody tekhniko-ekonomicheskoy otsenki promyshlennoy i ekologicheskoy bezopasnosti vysokoriskovykh obyektov tekhnosfery]. Saratov: Saratov State Technical University, 2000. (Russ.).
26. KOZLITIN, A.M., A.I. POPOV. *Theoretical principals and practice of analysis of manmade risks. Probabilistic methods for quantitative assessment of technosphere hazards* [Teoreticheskiye osnovy i praktika analiza tekhnogennykh riskov. Veroyatnostnyye metody kolichestvennoy otsenki opasnostey tekhnosfery]. Saratov: Saratov State Technical University, 2002. (Russ.).
27. KOZLITIN, A.M., A.I. POPOV, P.A. KOZLITIN. Analysis of procedures for estimation of explosion aftereffects at potentially hazardous manmade facilities [Analiz metodik otsenki posledstviy vzryvov na potentsialno opasnykh obyektakh tekhnosfery]. In: *Steady ecologic development: regional challenges* [Ustoychivoye ekologicheskoye razvitiye: regionalnyye problemy]: collected book. Saratov: Saratov State Technical University, 2001, pp. 34–62. (Russ.).
28. KOZLITIN, A.M., B.N. YAKOVLEV. *Manmade emergencies. Prediction and assessment: deterministic methods for quantitative assessment of technosphere hazards* [Chrezvychnyye situatsii tekhnogenogo kharaktera. Prognozirovaniye i otsenka: determinirovannyye metody kolichestvennoy otsenki opasnostey tekhnosfery]. Saratov: Saratov State Technical University, 2000. (Russ.).
29. McNAUGHTON, D.J. Errors inherent in wind inputs to unliked source and dispersion models. *J. Air Waste Manage. Assoc.* 2010, no. 7, pp. 1018–1020. ISSN 1047-3289.
30. BYZOVA, N.L., Ye.K. GARGER, V.N. IVANOV. *Experimental studies of atmospheric diffusion and calculation of dissipation of an additive* [Eksperimentalnyye issledovaniya atmosfernoy diffuzii i raschety rasseyaniya primesi]. Leningrad: Gidrometeoizdat, 1991. (Russ.).
31. CHERNYEYEV, V.D. *Operation reliability of trunk oil pipelines* [Ekspluatatsionnaya nadeznost magistralnykh nefteprovodov]. Moscow: Nedra, 1992. (Russ.).
32. KIEFNER, J.F. In: *Proc. of Forth Symposium on Line Pipe Research*. American Gas Association, 1969. Catalogue no. L30075.
33. O'GRADY, T.J., T.H. DANIEL, J.F. KIEFNER. Pressure calculation for corroded pipe developed [online]. *Oil and Gas Journal*. 1992, October 19. ISSN 0030-1388. Available from: <https://www.ogj.com/home/article/17219618/evaluating-corroded-pipeconclusion-pressure-calculation-for-corroded-pipe-developed>

УДК 004.413.4:614.8.026.1

Специфика анализа и оценок показателей риска редких событий на опасных производственных объектах

А.В. Бочков^{1*}, В.С. Сафонов²

¹ ООО «Газпром газнадзор», Российская Федерация, 117418, г. Москва, Новочерёмушкинская ул., д. 65

² ООО «Газпром ВНИИГАЗ», Российская Федерация, 142717, Московская обл., Ленинский р-н, пос. Развилка, Проектируемый пр-д № 5537, вл. 15, стр. 1

* E-mail: a.bochkov@gmail.com

Ключевые слова: редкие события, синтез риска, неопределенность, функция выбора, Парето-оптимальное множество, ранжирование.

Тезисы. Оценка риска редких событий является одной из ключевых задач, решаемых аналитиками при обеспечении безопасного функционирования опасных производственных объектов. Трудности, возникающие при этом, принято списывать на неопределенность факторов, влияющих на принятие решений. Как правило, применяются различные вариации байесового подхода. Особый упор делается на случай, когда неопределенность не имеет классического статистического характера и может быть охарактеризована лишь субъективными соображениями лиц, принимающих решения, и их экспертов. По сути, байесов подход и сегодня остается единственным завершённым подходом к проблеме принятия решений в условиях неопределенности. Многие авторы достаточно убедительно критикуют его, однако до настоящего времени не найдено каких-либо вразумительных альтернатив. В статье предложена логика выбора, отличающаяся от общепринятой. Приведен подход к построению функционала интегрального риска редких событий на опасных производственных объектах, и в общем виде описан алгоритм выбора наиболее значимых из них с системной точки зрения, учитывающий их разнотипность.

Единая система газоснабжения (ЕСГ), относящаяся к классу так называемых больших систем, как подсистема входит в состав топливно-энергетического комплекса (ТЭК) России [1, 2]. К подобным системам относят сложные, находящиеся в процессе непрерывного изменения иерархически построенные человеко-машинные системы, в которых пространственный фактор играет большую роль. Характерной особенностью таких систем является неполная (неоднозначная) информация управляющих ими органов и лиц (ЛПР), принимающих решения о системе. Как на подсистему ТЭК на развитие ЕСГ оказывают влияние закономерности, характерные для развития энергетики России в целом. Важная особенность с точки зрения структуры – большое число внешних и внутренних связей, поэтому, рассуждая о рисках редких событий на объектах (особенно опасных производственных объектах) ЕСГ, следует помнить, что эти объекты являются, как правило, элементами сложной неизолированной системы. Обеспечение требуемого уровня безопасности таких объектов диктует необходимость комплекса организационных, оперативных, режимных, инженерно-технических, пожарно-профилактических мероприятий и действий физических лиц (сотрудников охраны, администрации, органов внутренних дел и др.), направленных на предотвращение ущерба интересам эксплуатирующей объект организации, ее персоналу и третьим лицам [3, 4].

Редкие события представляют собой дискретные события, статистически «невероятные» в том смысле, что они очень редко наблюдаются. Несмотря на статистическую достоверность, такие события правдоподобны, поскольку исторические экземпляры события (или его аналога), как правило, задокументированы. Анализ редких событий часто фокусируется на так называемых «разумно ожидаемых» событиях, которые способны оказать существенное негативное влияние либо экономически, либо с точки зрения человеческих жертв. Для их анализа применяются вероятностные методы моделирования аварийных процессов и событий [5, 6] и детерминистские методы [7]. Однако опыт использования сугубо вероятностного анализа (по сути – однокритериального инструмента) показал, что этот подход охватывает

не все необходимые аспекты обеспечения безопасности. Цель статьи – предложить формализованный единый подход и алгоритм оценки риска редких событий для больших совокупностей опасных производственных объектов вне зависимости от их технологических особенностей и условий функционирования.

Постановка задачи и выбор метода решения О проблемах выбора показателей риска редких событий

В случае исследования рядов исторических данных редких событий мы имеем дело с дискретными динамическими вероятностными процессами, при рассмотрении которых некорректно агрегирование имеющихся данных, которое, по сути, является «подменой» сложных динамических информационных массивов, как правило, двумя-тремя обобщенными характеристиками: математическим ожиданием и дисперсией, на которую сильно влияют большие выбросы данных и, главное, типом распределения агрегированной суммы.

Математическое ожидание – один из худших показателей для использования в прогнозах (что очень наглядно доказывают азартные игры). Особенно плохи показатели среднего (средневзвешенного) значения [8], когда в исследуемой статистике имеются данные с большими выбросами [9]. Более устойчивыми и надежными являются медиана распределения случайной величины [10] или даже медиана множества, построенного из значений полусумм всех возможных пар из статистической выборки, например, так называемая статистика Ходжеса – Лемана [11].

Дисперсия (сумма квадратов отклонения от среднего), в свою очередь, – один из наихудших показателей для оценки размеров коридора изменения показателей прогнозируемого нестационарного процесса, особенно когда слагаемые, формирующие значение этого показателя, отличаются на несколько порядков. В этом случае размер коридора определяют только редко наблюдаемые слагаемые с большими значениями, а данные, формирующие размер коридора, сами в этот коридор не попадают. События, вызванные противоправными действиями, вообще уникальны. Поэтому применение принципов статистической молекулярной физики для динамического описания масштабов ущербов, потерь газа и частот аварий (квантующихся по размеру), как

правило, приводит к выводу о «случайности» анализируемых процессов, и в них не обнаруживаются какие-либо закономерности. Причем вывод о несоответствии модели и реальности делается по суммам разности квадратов между модельными и реальными данными – опять же по дисперсии невязок, т.е. происходит объяснение одной ошибки через другую.

Открытым и малоизученным остается вопрос о типах распределения показателей аварий, особенно аварий с тяжелыми последствиями. Из-за квантовой природы аварий использование аппарата анализа данных, основанного на классических законах больших чисел, является некорректным. Собственно, сходимость по вероятности в реальности практически никогда не наблюдается, за исключением статистики, накопленной в системах массового обслуживания [12]. Соответствие реальности теории в этих сферах деятельности достигается за счет очень большого количества реализаций. Смысл страхования, например, заключается в охвате деятельности большого числа лиц и превращении случайных убытков в постоянные издержки [13]. Качественная и, главное, продуктивная критика статистического анализа данных, содержащих большие выбросы значений, встречается во многих монографиях, например, ряд робастных методов статистической обработки содержится в ставшей уже классической работе Ф. Хампеля и др. [9]. Уменьшение горизонта планирования также ничего не дает: прежде чем проявится тенденция на повышение, в прогнозе будет не угадана значительная часть событий в начале реализации каждого паттерна.

Таким образом, необходим корректный первичный анализ многолетней статистики, в результате которого уже можно делать предположения, возможна ли разработка адекватного инструмента прогнозирования и какая доля случайности дат возникновения ситуаций, связанных с редкими событиями, и их масштабов может быть с его помощью устранена. Также очевидно, что, поскольку истинные законы распределения анализируемых случайных процессов и, главное, факторы их определяющие, будут непрерывно корректироваться (любая высокотехнологичная система меняется быстрее, чем накапливается адекватная статистика [14]), необходимо использовать критерии, «свободные от распределений». В частности, необходимо в качестве критериев достижения прогностической цели взять не величины

отклонений модельных и реальных данных, а критерии, используемые в методах классификации и распознавания образов.

Вообще, при построении модели состояния прогнозируемого объекта не стоит считать, что, зная частоты отказов элементов оборудования, можно получить оценку аварийных ситуаций того или иного типа и масштаба. Для малых инцидентов, которые достаточно часты, это вполне допустимо (что и демонстрирует теория надежности), для редких же событий такой подход в корне неверен. Для редкого события с вероятностью $p < 0,01$ квадратичное отклонение $\sigma = \sqrt{\frac{p}{K}}$, где K – количество испытаний,

выше на порядок, чем сама вероятность p . Таким образом, принимая утверждение аналитика, что «расчетная вероятность некоторого события равна 0,01», следует помнить, что на самом деле $p = 0,01 \pm 0,1$. Для утверждения, что $p = 0,01 \pm 0,001$ необходимо, чтобы K было больше 10000, чего не наблюдается в действительности.

Таким образом, оценку риска для объектов сложной незамкнутой динамической системы, подобной ЕСГ, следует проводить, используя математический аппарат теории игр, а в более общей постановке – теории конфликтующих систем, которым до сих пор уделено очень мало внимания.

О методе синтеза интегрального показателя рисков

Для оценки системной значимости объектов ЕСГ (а по сути – уровня угрозы, риска нештатной ситуации) предлагается использовать иерархическую многокритериальную модель [15]. Показано, что при этом сначала необходимо проанализировать «сырые» данные процесса, а затем синтезировать их в осмысленную структуру, объясняющую исследуемый процесс. Интегральный риск нештатной ситуации $R(r_1, \dots, r_i, \dots, r_n)$, являющийся результатом такого синтеза, представляет собой функцию рисков возникновения частных нештатных ситуаций r_i ($i = 1, \dots, n$). Вид зависимости нормированного интегрального риска R от своих аргументов выбирается исходя из условий $0 \leq R(r_1, \dots, r_i, \dots, r_n) \leq 1$; $R(0, \dots, 0, \dots, 0) = 0$; $R(0, \dots, r_i, \dots, 0) = r_i$ и $0 \leq R(r_1, \dots, 1, \dots, r_n) = 1$ для $\forall r_i = 1$ независимо от значений других аргументов.

Непрерывная функция $R(r_1, \dots, r_i, \dots, r_n)$, удовлетворяющая этим условиям, имеет следующий общий вид:

$$R(r_1, \dots, r_i, \dots, r_n) = 1 - \left\{ \prod_{i=1}^n (1 - r_i) \right\} g(r_1, \dots, r_i, \dots, r_n), \quad (1)$$

где $g(0, \dots, r_i, \dots, 0) = 1$.

Если в частном случае $g(r_1, \dots, r_i, \dots, r_n) \equiv 1$, то, соответственно,

$$R(r_1, \dots, r_i, \dots, r_n) = 1 - \left\{ \prod_{i=1}^n (1 - r_i) \right\}, \quad (2)$$

что дает заниженную оценку интегрального риска из расчета, что поток нештатных ситуаций представляет собой смесь ординарных событий, взятых из однородных, но различающихся значениями r_i ($i = 1, \dots, n$) выборок.

Поскольку для реальных систем риски, как правило, зависимы, получаем

$$g(r_1, \dots, r_i, \dots, r_n) = 1 - \sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n C_{ij} [r_i]^{\alpha_{ij}} [r_j]^{\beta_{ij}}; \quad (3)$$

$$\sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n C_{ij} \leq 1, \quad C_{ij} \geq 0, \quad \alpha_{ij} > 0, \quad \beta_{ij} > 0, \quad (4)$$

где C_{ij} – коэффициенты связности рисков i -й и j -й нештатных ситуаций; α_{ij} и β_{ij} – положительные коэффициенты эластичности замены соответствующих рисков.

Текущие значения рисков r_i ($i = 1, \dots, n$), входящие в интегральный показатель (1), являются величинами, изменяемыми во времени с различными скоростями. Вследствие этого классический расчет сбалансированности рисков приводит к задачам комбинаторной сложности на исходных данных, имеющих объективно случайную, неопределенную, часто качественную природу. Решение задач анализа рисков осложняется еще и тем, что значительную роль могут сыграть так называемые слабо формализуемые угрозы, для которых характерно большое количество информации, которая имеет символическую природу, не существует математической постановки задачи и формального алгоритмического решения, а если и существует, то пространство поиска решения очень велико и найти его за допустимое время и с имеющимися ресурсами практически невозможно, а также требуются эвристики для решения задач, т.е. утверждения, основанные на экспериментальных данных, интуиции (цель их применения – найти более рациональное решение,

а не точное математическое, путем исключения заранее непригодных решений).

Для учета этих факторов предложено [15] формировать величины r_i как произведения четырех составляющих:

$$r_i = r_i^{(a)} r_i^{(b)} r_i^{(c)} r_i^{(d)}. \quad (5)$$

Первый показатель – $r_i^{(a)}$ – оценивается через категоричность задач, выполнение которых отменяется или задерживается вследствие возникшей нештатной ситуации (например, в системах газоснабжения категоричность может определяться через процентное распределение категорий потребителей энергии, пострадавших в случае нештатной ситуации из-за прекращения поставок газа). Показатель $r_i^{(a)}$ оценивает недопоставки продукции по сравнению с идеальным режимом функционирования системы в целом, является расчетным и тесно связан с показателем мощности объекта, входящего в систему, который рассчитывается с помощью соответствующих моделей функционирования объекта (для компрессорных (КС) и газораспределительных (ГРС) станций и подземных хранилищ газа – по моделям потоков газа в магистральном газопроводе, для заводов – через суточные объемы отгружаемой продукции и т.п.).

Второй показатель – $r_i^{(b)}$ – оценивает важность выполнения единицы работы. Это значит: возможны случаи, когда объект становится более привлекательным для нарушителя как более «дефицитный ресурс». $r_i^{(b)}$ оценивается через предельно допустимые потери (Ξ , ПДП) в нештатных ситуациях при существующих уровнях технологии и материалах расчетов таких потерь. Это поправочный коэффициент, учитывающий все категории потребителей и топологию их размещения в регионе. До достижения уровня ПДП $r_i^{(b)}$ может рассматриваться как линейная функция $r_i^{(b)} = \frac{\xi_i}{\Xi}$, где

ξ_i – текущий уровень потерь. При превышении же уровня ПДП $r_i^{(b)}$ принимается равным 1.

Третий показатель – $r_i^{(c)}$ – это показатель потенциальной осуществимости запланированной акции (для случая преднамеренных воздействий на объект), связанной с возможностью доставки средств поражения, наличием в регионе расположения поражаемого объекта

потенциальных сообщников и т.п. По аналогии с техническими системами $r_i^{(c)}$ показывает уровень агрессивности внешней среды, в которой функционирует объект. Это безразмерная величина, рассчитываемая по эмпирически подобранному статистическим данным о характеристиках объектов в привязке к их территориальному размещению и имеющая смысл показателя безусловной уязвимости объекта, на котором инициируется сценарий i -й нештатной ситуации. Для случая природных воздействий этот показатель характеризует уровень угроз стихийных бедствий на территории функционирования объектов.

Четвертый показатель – $r_i^{(d)}$ – строится на основе ранжирования типов объектов. Он отражает свойство относительной «восприимчивости» объектов данного типа в широком диапазоне изменений внешних факторов, определяющих $r_i^{(c)}$. Значения $r_i^{(d)}$ используются таким образом, чтобы привести оценки рисков нештатных ситуаций, инициированных событиями на объектах различных типов, к единой шкале. Это поправочный коэффициент, характеризующий тип (группу) объектов. Он нормирует среднюю доступность точек приложения поражающих средств в зависимости от «компоновочных характеристик» объектов в ЕСГ, корректирует величины эффектов от поражения (например, в случае системы газоснабжения ГРС ближе к потребителю и часто не имеет дублеров, а КС, напротив, имеет, как правило, и внутрицеховое переключение газоперекачивающих агрегатов, и разветвленную систему лупингов на многониточных магистральных).

Предложенная [15] схема вычисления интегрального риска главным образом предназначена для предварительного анализа вариантов развития системы на основе иерархии показателей, характеризующих все аспекты нештатных ситуаций, включая как оценки последствий $r_i^{(a)}$ и $r_i^{(b)}$, так и оценки причин $r_i^{(c)}$ и $r_i^{(d)}$. Введенные базовые показатели строятся через свертки ресурсных показателей, имеющих натуральное выражение, однако формулы сверток придется реконструировать экспертным путем. Специфика использования свертки показателей в виде мультипликаторов [15] связана с тем, что восприятие ожидаемых потерь (впрочем, как и природных сигналов) органами чувств человека имеет логарифмическую шкалу.

Решение задачи синтеза риска редких событий Модель взаимодействия объекта с окружающей средой и алгоритм построения оптимального профиля защищенности

Предполагаем, что важность объекта для системы определяется его важностью в самом предельном случае, когда отсутствуют резервы и возможности оперативного устранения последствий разрушительного воздействия на него. Однако возникает вопрос, как моделировать существующее многообразие вариантов воздействий на исследуемые объекты?

Предлагается использовать подход [16, 17], заключающийся в том, что воздействия (угрозы) классифицируются по уровню опасности j ($j = 0, 1, \dots, J$). Нулевой уровень ($j = 0$) соответствует самому низкому уровню опасности. Максимальный уровень ($j = J$) соответствует опасности потерять объект. По аналогии с террористическими актами как наиболее подготовленной формой преднамеренных воздействий на защищаемые объекты можно говорить о сверхподготовленной диверсионной группе. Отличие от случая террористического воздействия в том, что на реализацию атаки нарушителем j -го уровня необходимо Z_j единиц ресурсов, а у воздействий стихийных природных явлений таких ограничений нет.

В результате реализации угрозы того или иного уровня опасности k -му объекту через его полный (или частичный) выход из работоспособного состояния будет нанесен определенный ущерб (X). С учетом того, что не каждая угроза априори приводит к успеху, профиль защиты k -го объекта может быть описан интервальными представлениями посредством задания четырех матриц:

$$Q_{\min}^{[k]}(i, j), Q_{\max}^{[k]}(i, j), X_{\min}^{[k]}(i, j), X_{\max}^{[k]}(i, j), \quad (6)$$

где i ($i = 0, 1, \dots, I^{[k]}$) – уровень защиты i -го объекта (нулевой уровень ($i = 0$) соответствует текущему состоянию защиты).

Интерпретация элементов матрицы такова: если на указанный объект k с уровнем защиты i будет осуществлено воздействие угрозы с уровнем опасности j , то с вероятностью от $Q_{\min}^{[k]}(i, j)$ до $Q_{\max}^{[k]}(i, j)$ объекту будет нанесен ущерб величиной от $X_{\min}^{[k]}(i, j)$ до $X_{\max}^{[k]}(i, j)$. Ясно, что величины (6) будут расти по мере роста уровня опасности j и снижаться по мере возрастания уровня защищенности объекта i . Очевидно также, что защита на любом уровне требует определенных материальных затрат как со стороны эксплуатирующей объект организации, так и со стороны государства. Обозначим затраты на создание и поддержание защиты объекта k на i -м уровне как $Y^{[k]}(i^{[k]})$. Поскольку суммарный ресурс, выделяемый на защиту всех объектов, ограничен, должно выполняться неравенство

$$\sum_k Y^{[k]}(i^{[k]}) \leq Y, \quad (7)$$

где Y – сумма всех затрат на защиту объектов при условии, что для каждого объекта k выбран вариант системы защиты $i^{[k]}$.

Рассматривается весь спектр воздействий в предположении, что не существует преимуществ выбора цели и варианта воздействия, поэтому «оптимальный» профиль защищенности объектов может бы быть достигнут посредством последовательного выполнения следующего алгоритма:

- шаг 1 – оценить вероятности $\lambda^{[k]}(j)$ воздействия на каждый k -й объект угрозы j -го уровня опасности;
- шаг 2 – рассчитать медианное значение риска от реализации угрозы для k -го объекта j -го уровня опасности при $i^{[k]}$ -м варианте реализации системы защиты объекта:

$$R[k; i^{[k]}] = \sum_{j=0}^J \left\{ \lambda^{[k]}(j) \left(\frac{Q_{\min}^{[k]}(k) + Q_{\max}^{[k]}(i^{[k]}, j)}{2} \right) \left(\frac{X_{\min}^{[k]}(i^{[k]}, j) + X_{\max}^{[k]}(i^{[k]}, j)}{2} \right) \right\}; \quad (8)$$

- шаг 3 – определить величину предотвращенного риска на единицу вложенных в защиту средств:

$$\theta[k; i^{[k]}] = \frac{R[k; i^{[k]}]}{Y^{[k]}(i^{[k]})}; \quad (9)$$

- шаг 4 – выбрать для каждого k -го объекта максимальное из значений $\theta[k, i^{[k]}]$:

$$\theta[k, i^{*[k]}] = \max_{i^{[k]}} \{\theta[k, i^{[k]}\}, \quad (10)$$

т.е. при выбранном варианте $i^{*[k]}$ наблюдается максимальное снижение риска на единицу вложенных средств для k -го объекта;

- шаг 5 – составить ранжированный перечень объектов, располагая их по убыванию значений показателя $\theta[k, i^{*[k]}]$, далее отсчитать первые \tilde{K} объектов в списке так, что суммарные затраты на их защиту вкладываются в выделенные средства Y , а на $(\tilde{K} + 1)$ -й объект ресурсов не хватает.

Суть вышеописанной процедуры предельно проста: нет смысла изыскивать средства на дополнительную защиту тех объектов, которым ничто не грозит (вероятности $\lambda^{[k]}(j)$ малы). Также нецелесообразно защищать дополнительно те объекты, временная потеря работоспособности которых практически не сказывается на величине суммарных потерь (соответственно, малы $X_{\max}^{[k]}(i^{[k]}, j)$). И, наконец, дополнительная защита нецелесообразна на тех объектах, которые уже защищены настолько хорошо, что снижение потерь может быть принципиально достигнуто, но неадекватно большими средствами (т.е. малы значения $\theta[k, i^{*[k]}]$).

Ключевым моментом описанного выше алгоритма является составление ранжированного перечня объектов по критерию минимизации математического ожидания потерь на единицу средств, вложенных в их защиту, а из формулы (8) следует необходимость сбора и оценки данных по трем компонентам: 1) величинам потерь, вызванных реализацией атак $X_{\min}^{[k]}(i, j)$, $X_{\max}^{[k]}(i, j)$; 2) показателю «агрессивности среды» $\lambda^{[k]}(j)$; 3) зависимости рисков от типов объектов k .

Значения X , вследствие того что объекты системы, как правило, не являются автономными предприятиями, должны отражать системный эффект (или социально-экономический мульти-эффект), который существенно возрастает в зависимости от того, какие из потребителей продукции объекта, подвергнувшегося воздействию, пострадают из-за снижения его работоспособности. Следовательно, необходимо рассматривать не средние, а верхние границы показателей ущербов и ввести в рассмотрение дополнительный компонент – показатель важности непрерывного функционирования объекта в связи с каскадным эффектом усиления последствий потери работоспособности объекта для других объектов народного хозяйства.

И, наконец, дополнительно требуется ввести еще один, необходимый для адекватного ранжирования объектов, компонент. Потребность в нем обусловлена тем, что существуют дополнительные обстоятельства, смещающие значения $\lambda^{[k]}(j)$ в сторону от «средневзвешенных по отрасли». Учесть эти обстоятельства и поможет коэффициент $\mu^{[k]}$, изначально равный для всех объектов единице, который на основании заключения ЛПР или экспертов может быть увеличен таким образом, чтобы повысить приоритет включения именно k -го объекта в список объектов, оснащаемых дополнительными мерами защиты по причинам, не учитываемым общими для всех объектов правилами.

Обозначим через $\delta^{[k]}(i, j)$ характеристическую функцию, которая означает, что против k -го объекта с предполагаемым уровнем защиты i ($i = 0, 1, \dots, I^{[k]}$) ожидается воздействие уровня j ($j = 0, 1, \dots, J^{[k]}$). Если для всех i значения $\delta^{[k]}(i, j)$ равны нулю, то k -й объект не будет подвержен воздействию уровня j . Если при всех j и всех i значения $\delta^{[k]}(i, j)$ равны нулю, то k -й объект при варианте воздействия полностью выбывает из списка целей. И, наконец, если для некоторого \tilde{i} значение $\delta^{[k]}(\tilde{i}, j(\tilde{i})) = 1$, мы считаем, что объект k с уровнем защиты 0 «выбран» как цель для воздействия угрозы уровнем опасности $j(\tilde{i})$.

Перечисленные свойства записываются системой равенств:

$$\begin{cases} \forall k \forall i \forall j \delta^{[k]}(i, j)(1 - \delta^{[k]}(i, j)) = 0, \\ \forall k \left(\sum_{i=0}^{I_k} \sum_{j=0}^J \delta^{[k]}(i, j) - 1 \right) \left(\sum_{i=0}^{I_k} \sum_{j=0}^J \delta^{[k]}(i, j) \right) = 0. \end{cases} \quad (11)$$

Учитывая, что

$$\forall j \sum_{i=0}^{I_k} \sum_k \delta^{[k]}(i, j) = N_j, \quad (12)$$

а также ограничения, мы получаем оценку суммарного ущерба, наносимого объекту:

$$\tilde{R} = \sum_k \sum_{i=0}^{I_k} \sum_{j=0}^J \left\{ \delta^{[k]}(i, j) \left(\frac{Q_{\min}^{[k]}(i^{[k]}, j) + Q_{\max}^{[k]}(i^{[k]}, j)}{2} \right) \left(\frac{X_{\min}^{[k]}(i^{[k]}, j) + X_{\max}^{[k]}(i^{[k]}, j)}{2} \right) \right\}. \quad (13)$$

Обозначив \tilde{R} как $\tilde{R}(Var_i, Var_j)$, подчеркивая, что \tilde{R} зависит как от варианта защиты объектов Var_i , так и от варианта воздействия Var_j , ищем максимум \tilde{R} для всех вариантов воздействия, удовлетворяющих ограничениям, при рассмотрении всех вариантов оснащения дополнительной защитой в качестве параметров:

$$\tilde{R}^*(Var_i) = \max_{Var_j} \{ \tilde{R}(Var_i, Var_j) \}. \quad (14)$$

Тем самым постулируется, что выбирается самый худший для защищающейся стороны сценарий. Следовательно, задача защиты сводится к ограничению «множества выбора» воздействий: ищется такое усиление объектов, которое минимизирует $\tilde{R}^*(Var_i)$, а задача управления безопасностью сводится к поиску равновесного значения \tilde{R}^{**} :

$$\tilde{R}^{**} = \min_{Var_i} \{ \tilde{R}^*(Var_i) \}. \quad (15)$$

Предлагаемая постановка имеет типовой вид задач теории игр. Решением такой задачи является *равновесие по Нэшу* – седловая точка (Var_i^*, Var_j^*) :

$$\tilde{R}^{**} = \tilde{R}(Var_i^*, Var_j^*). \quad (16)$$

В этой точке эксплуатирующей организации не выгодно менять стратегию оснащения Var_i^* , поскольку вне этой стратегии появляются возможности для нанесения более «чувствительных» ударов (реализации более опасных угроз). Задача в такой постановке теоретически имеет очень большую размерность, обладает большой комбинаторной сложностью, но вполне решаема вследствие монотонности используемых критериев и линейности систем ограничений. Конечно, следует помнить, что речь идет только об оценках.

Из-за неустраимой неопределенности оценок в качестве решения задачи о выработке стратегии и тактики усиления защиты объектов от реализации возможных угроз редких событий, включая террористические акты и атаки диверсионных групп, целесообразно «заглубить» игровую постановку [18]. При этом идеализируются «возможности» угрожающей стороны и ужесточаются характеристики возможных потерь, например, путем перехода от медианных оценок рисков к максимальным. В случае осмысленных воздействий на объекты выработка плана противником начинается с процедуры выбора целей, т.е. их ранжирования.

Алгоритм построения критериальной функции выбора

Многие существующие на сегодняшний день рейтинговые системы отталкиваются только от результатов оценки одного из показателей, описывающих объекты [19, 20]. Однако, так как на практике приходится иметь дело с большим числом оценок по частным критериям, важность которых заранее не известна, возникает так называемая задача многокритериального ранжирования [21–23]. Данная задача относится к многокритериальным задачам выбора в условиях неопределенности [24, 25], имеющим большое значение для анализа систем самого различного назначения [26, 27].

Определим на некотором множестве объектов $O = \{O_1, \dots, O_D\}$ логическую функцию выбора $\pi: \pi(o) \rightarrow \{0, 1\}$, которая указывает, что альтернатива o отобрана в некоторое подмножество $\pi(o)$ ($\pi(o) = 1$) или нет ($\pi(o) = 0$). Подмножество $\pi(o)$, в частности, может являться подмножеством наиболее системно значимых объектов системы или же подмножеством объектов, для которых потенциально необходимо реализовать дополнительные меры защиты. В общем случае функции выбора могут быть произвольными, но для того чтобы их использование давало корректное описание актов выбора, необходимо на вид $\pi(o)$ наложить ряд ограничений, или так называемых аксиом выбора (например, см. [13]).

Дальнейший алгоритм выбора достаточно прост.

Шаг 1. Применяя функцию $\pi(o)$, находим наиболее системно важные объекты $\pi(O = O^{[1]+}) = O^{[1]} = \{o_{1,1}, \dots, o_{1,D_1}\}$. Далее, «удаляя» D_1 объектов, вошедших в $O^{[1]}$ из O , получаем возможность осуществить выбор на множестве оставшихся объектов $O^{[2]+} = O^{[1]+} \setminus O^{[1]}$.

Шаг 2. Определяются D_2 объектов $\pi(O^{[2]+}) = O^{[2]} = \{o_{2,1}, \dots, o_{2,D_2}\}$ с их последующим удалением: $O^{[3]+} = \frac{O^{[2]+}}{O^{[2]}}$.

Далее процедура выбора и удаления на s -м шагу ($s = 3, 4, \dots$) повторяется:

$$\begin{cases} \pi(O^{[s]+}) = O^{[s]} = \{o_{s,1}, \dots, o_{s,D_s}\}; \\ O^{[s+1]+} = O^{[s]+} \setminus O^{[s]}, \end{cases} \quad (17)$$

и алгоритм завершается, когда все объекты из множества O будут «разобраны» по множествам $O^{[s]}$:

$$\begin{cases} O = O^{[1]} \cup O^{[2]} \cup \dots \cup O^{[s]}; \\ D = D_1 + D_2 + \dots + D_s. \end{cases} \quad (18)$$

Правило определения значимости любого объекта при таком конструктивном решении просто: объект тем более значим, чем на более раннем шаге s он выбран в качестве элемента множества $O^{[s]}$. Объекты, оказавшиеся в одном $O^{[s]}$, считаются равнозначимыми.

К настоящему времени сложился ряд стандартизованных подходов к описанию выбора. Простейший вариант – предположить, что для всех альтернатив $x \in X$ может быть задана функция $Q(x)$, которая называется критерием (критерием качества, целевой функцией, функцией предпочтения, функцией полезности и т.д.) и обладает тем свойством, что если альтернатива x_2 предпочтительнее альтернативы x_1 , то $Q(x_2) > Q(x_1)$. Выбор как максимизация критерия сводится к поиску такого значения $x^* \in X$, при котором достигается максимум функции $Q(x)$ на множестве альтернатив X : $x^* = \operatorname{argmax} Q(x)$. Построить функцию полезности $Q(x)$ либо очень сложно, либо практически невозможно, так как сравниваемые варианты сходны с вариантами выбора для человека, когда ему предлагают либо только «пить», либо только «дышать». Вместе с тем идеи построения функций полезности для выбора могут оказаться плодотворными на первичных этапах отбора вариантов, когда ЛПР по ограниченному количеству данных

пытается интерполировать некоторую нелинейную шкалу полезности.

Итак, если при оценке альтернативы x используются несколько критериев $q_i(x)$ ($i = 1, \dots, p$) и для x найдется такая альтернатива x^* , которая не будет уступать x по всем критериям $q_i(x^*) \geq q_i(x)$ ($i = 1, \dots, p$), и при этом имеется хотя бы один критерий $q_j(x)$ ($j \in \{1, \dots, p\}$), такой что по этому критерию выполняется строгое предпочтение $q_j(x^*) > q_j(x)$, то будем говорить, что x^* доминирует над x , а альтернатива x по отношению к x^* является доминируемой. Введенное таким образом соотношение элементов множества альтернативных вариантов задает на этом множестве *отношение частичного порядка*.

Вариант $x \in X$ называют оптимальным по Парето, если не существует ни одного варианта $x^* \in X$, доминирующего над x . Выделение множества Парето-оптимальных решений является первым этапом поиска оптимальных альтернатив. По построению элементы этого множества не сравнимы между собой, при этом ни одно из Парето-оптимальных решений нельзя улучшить по какому-либо критерию, не ухудшая значения других критериев. Множество Парето-оптимальных решений строится путем отбрасывания доминируемых вариантов. Изначально Парето-оптимальное множество содержит альтернативы с максимальными значениями частных критериев.

Однотипность объектов предполагает, что для них можно предложить ряд переменных описания x_1, x_2, \dots, x_N (ресурсных критериев), а также задать скалярную функцию $Q(x_1, x_2, \dots, x_N)$, которая для каждого объекта o принимает значение $Q(x_1(o), x_2(o), \dots, x_N(o))$ и называется критерием (см. выше). Выбор наиболее значимого объекта, если функция $Q(x_1, x_2, \dots, x_N)$ каким-то способом ранее построена, сводится к поиску такого объекта o^* , для которого критерий значимости $Q(x_1(o^*), x_2(o^*), \dots, x_N(o^*))$ имеет наибольшее значение. Однако для сложных многоцелевых объектов корректное построение критерия $Q(\vec{x})$ – очень трудоемкая задача. Наиболее распространенный способ: «экспертно» задать оценки $Q(\vec{x})$ некоторой ограниченной совокупности объектов – «обучающей» выборке $O_{\text{learn}} \subset O = \{o_1, o_2, \dots, o_D\}$ – и, полагая, что истинная функция $Q(\vec{x})$ принадлежит некоторому классу параметризованных функций $Q(\vec{x}) = Q(\vec{x}, \operatorname{par}^*)$, решить задачи экстраполяции оценок $\tilde{Q}(\vec{x})$ на все множество объектов O

посредством определения «оптимальной» комбинации параметров par^* , при которой известные значения оценок $\tilde{Q}(\vec{x})$ для объектов из обучающей выборки приближаются наилучшим образом в метрике $\|\dots\|_p$:

$$\sum_{o \in O'} Q(x(o), \text{par}) - \tilde{Q}(x(o)) \rightarrow \min_{\text{par}}. \quad (19)$$

Набор par^* , являющийся решением задачи (19), определяет искомую критериальную функцию $Q(\vec{x}) = Q(\vec{x}, \text{par}^*)$. Для определения par^* наиболее часто используются методы интерполяции, регрессионные методы типа метода наименьших квадратов, методы локальной аппроксимации. В последнее время широкое распространение получили методы нейроматематики: для построения $Q(\vec{x}, \text{par}^*)$ на обучающей выборке O_{Learn} осуществляется настройка параметров искусственной нейронной сети с последующим ее использованием для вычисления $Q(\vec{x})$ на O/O_{Learn} для объектов, не вошедших в обучающую выборку.

Обсуждение результатов

Специфика конкретных решений обусловлена тем, что в разных случаях используются различные способы задания ограничений и правил связывания отдельных списков между собой, а также различные меры близости расположения объектов внутри списков.

В общем случае объекты сложной системы выполняют неодинаковые функции, по-разному оцениваются результаты их деятельности, а следовательно, важно не только знать, насколько (во сколько раз) один однотипный объект значимее другого, но и уметь сопоставлять оценки объектов различных типов. Для этого требуется ввести дополнительные аксиомы, конкретизирующие классы функций выбора среди разнородных объектов, но следует понимать, что до сих пор общая задача подбора таких аксиом не решена.

Причин тому несколько. Выделим основные.

1. *Большая размерность задачи выбора*: количество объектов, из которых надо выбрать, и количество показателей, которые описывают состояние каждого объекта, значительны. Из-за того, что время, необходимое для осуществления выбора, растет с ростом размерности, требуется агрегирование данных. Наиболее часто применяются сортировка и группировка сходных объектов. При этом упрощения реальных данных (переход от количественных

к балльным и другим качественным показателям) реализуются в ходе выполнения процедур, в которых допускаются умышленное уменьшение точности и потеря информации.

2. *Разнотипность данных*: разные признаки измеряются в разных шкалах, разные объекты описываются различными наборами показателей.

3. *Наличие «пропущенных значений»*: в статистике (по разным причинам) часто наблюдается «эллипсность». Например, авторы текстовых документов опускают «подразумевающиеся» слова, значения «по умолчанию». Часто это неоправдано и объясняется «нехваткой времени».

4. *Зашумленность*: наличие нечетких и случайных показателей. Используемые для выбора вариантов «измеренные» значения, как правило, не равны истинным значениям, а лишь «близки» к ним. Для искаженных значений желательно сделать поправки на систематические ошибки. Свойства добавочных искажений различны для объектов различных типов, и варианты выбора должны быть согласованы с вариантами обработки этих искажений.

5. *Многокритериальность*: практически невозможно указать какую-либо одну цель функционирования для «сколь угодно сложных объектов». Шкалы, определяющие компоненты целеполагания, называются критериальными шкалами, а соответствующие переменные – критериями. Обычно практические задачи выбора являются многокритериальными.

В силу перечисленных причин задачу ранжирования большой совокупности разнотипных объектов целесообразно решать в несколько этапов. На первом этапе для объектов каждого типа необходимо построить частные модели оценки их системной значимости (риска) и по ним провести ранжирование. На втором этапе – осуществить «сшивку» отранжированных списков объектов в единый перечень. Возможна дополнительная коррекция значений оценок там, где потребуется учесть особые условия функционирования отдельных объектов.

Описанная методика позволяет структурировать и привести в некоторую систему субъективную информацию о характере неопределенности и ее влиянии на цели системы, в которой функционирует рассматриваемый объект. В ситуациях с объективной

вероятностной неопределенностью подобные подходы позволяют более объективно (по сравнению с байесовым подходом) оценить как ожидаемые потери, так и возможные выгоды от принятия того или иного решения. Кроме того, предлагаемый подход, дополняя и расширяя возможности существующих,

может стать основой для определения экономической эффективности информационных систем (в первую очередь, автоматизированных советующих систем), обеспечивающих принятие решений, направленных на обеспечение безопасности функционирования опасных производственных объектов.

Список литературы

- Смирнов В.А. О концепции долгосрочного развития Единой газоснабжающей системы страны / В.А. Смирнов // Изв. АН СССР. Сер.: Энергетика и транспорт. – 1981. – № 4.
- Мелентьев Л.А. Оптимизация развития больших систем энергетики / Л.А. Мелентьев. – М.: Высш. шк., 1982. – 319 с.
- Garcia M.L. Vulnerability assessment of physical protection systems / Mary Lynn Garcia. – 1st ed. – Oxford, UK: Butterworth-Heinemann, 2005.
- Бочков А.В. Категорирование критически важных объектов по уязвимости к возможным противоправным действиям с использованием экспертных методов / А.В. Бочков // Безопасность. Достоверность. Информация. – 2009. – № 1 (82). – С. 22–24.
- Papkov B. The assessment of probabilities and risk of rare events in electric power industry / B. Papkov, A. Kulikov, V. Osokin // E3S Web of Conferences. – 2018. – Т. 58: Rudenko International Conference «Methodological problems in reliability study of large energy systems (RSES 2018)». – № 02003. – <https://doi.org/10.1051/e3sconf/20185802003>.
- Yang M. Risk assessment of rare events / Ming Yang, Faisal Khan, Leonard Lye, et al. – 2015. – Т. 98. – С. 102–108. – <https://doi.org/10.1016/j.psep.2015.07.004>.
- Dewoody Y. Assessing risk for rare events / Y. Dewoody, V.T. Gururaj, Clyde Martin // Journal of Applied Statistics. – 1999. – Т. 26. – С. 681–687. – <https://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/02664769922124>.
- Барсуков А.Н. Ситуационные центры. Мониторинг, прогнозирование и управление кризисными явлениями в газовой отрасли. Ч. 1: Мониторинг и прогнозирование / А.Н. Барсуков, А.В. Бочков, В.В. Лесных. – М.: НИИгазэкономика, 2015. – 528 с.
- Хампель Ф. Робастность в статистике. Подход на основе функций влияния / Ф. Хампель, Э. Рончетти, П. Рауссеу и др. – М.: Мир, 1989. – 512 с.
- Хеттманспергер Т. Статистические выводы, основанные на рангах / Т. Хеттманспергер. – М.: Финансы и статистика, 1987. – 334 с. – (Математико-статистические методы за рубежом).
- Hodges J.L., Jr. Estimates of location based on rank tests / J.L. Hodges Jr., E.L. Lehmann // Ann. Math. Statistics. – 1963. – Т. 34. – № 2. – С. 598–611.
- Арнольд В.И. Теория катастроф / В.И. Арнольд. – 2-е изд., доп. – М.: МГУ, 1983. – 80 с.
- Knight F.H. The meaning of risk and uncertainty / Frank H. Knight // Knight F. Risk, Uncertainty, and Profit / Frank H. Knight. – Boston: Houghton Mifflin Co, 1921. – С. 210–235.
- Сахал Д. Научно-технический прогресс. Модели, методы, оценки / Д. Сахал. – М.: Финансы и статистика, 1985. – 367 с.
- Bochkov A. Some methodical aspects of critical infrastructure protection / A. Bochkov, V. Lesnykh, N. Zhigirev, et al. // Safety Science. – 2015. – Т. 79. – С. 229–242. – <https://doi.org/10.1016/j.ssci.2015.06.008>.
- Bochkov A. Hazard and risk assessment and mitigation for objects of critical infrastructure / A. Bochkov // Diagnostic techniques in industrial engineering. Management and industrial engineering / M. Ram, J. Davim (eds). – Springer, Cham, 2018. – С. 57–135. – https://doi.org/10.1007/978-3-319-65497-3_3.
- Bochkov A. Approaches to the construction of adaptive situation control systems of structurally complex systems under uncertainty / A. Bochkov // Труды международной конференции ISANP-2011, Sorrento (Naples, Italy) June 15–18, 2011.
- Bochkov A. Dynamic multi criteria decision making method for sustainability risk analysis of structurally complex techno-economic systems / A. Bochkov, N. Zhigirev, V. Lesnykh // Reliability: Theory & Applications. – 2012. – Т. 1. – № 2(25). – С. 36–42.

19. Карминский А.М. Рейтинги в экономике: методология и практика / А.М. Карминский, А.А. Пересецкий, А.Е. Петров. – М.: Финансы и статистика, 2005. – 240 с.
20. Баранов С. Анализ межрегиональной дифференциации и построение рейтингов субъектов Российской Федерации / С. Баранов, Т. Скуфьина // Вопросы экономики. – 2005. – № 8. – С. 54–75.
21. Кини Р. Принятие решений при многих критериях: предпочтения и замещения / Р. Кини, Х. Райфа. – М.: Радио и связь, 1981. – 560 с.
22. Ногин В.Д. Принятие решений в многокритериальной среде: количественный подход / В.Д. Ногин. – М.: Физматлит, 2005. – 176 с.
23. Подиновский В.В. Анализ решений при множественных оценках коэффициентов важности критериев и вероятностей значений неопределенных факторов и целевой функции / В.В. Подиновский // Автоматика и телемеханика. – 2004. – № 11. – С. 141–158.
24. Кувшинов Б.М. Использование комитетов в задачах распознавания образов с неточными экспертными оценками / Б.М. Кувшинов, И.И. Шапошник, В.И. Ширяев и др. // Изв. РАН. Сер.: Теория и системы управления. – 2002. – № 5. – С. 81–88.
25. Мазуров В.Д. Метод комитетов в задачах оптимизации и классификации / В.Д. Мазуров. – М.: Наука, 1990. – 248 с.
26. Жуковский В.И. Кооперативные игры при неопределенности и их приложения / В.И. Жуковский. – М.: Эдиториал УРСС, 1999. – 336 с.
27. Квейд Э. Анализ сложных систем / Э. Квейд. – М.: Сов. Радио, 1969. – 520 с.

Special analysis and assessment of risk indicators for rare events in regard to dangerous industrial facilities

A.V. Bochkov¹*, V.S. Safonov²

¹ Gazprom Gaznadzor LLC, Bld. 65, Novocheremushkinskaya street, Moscow, 117418, Russian Federation

² Gazprom VNIIGAZ LLC, Bld. 1, Estate 15, Proyektiruemyy proezd no. 5537, Razvilka village, Leninskiy district, Moscow Region, 142717, Russian Federation

* E-mail: a.bochkov@gmail.com

Abstract. Risk assessment of rare events belongs to key challenges for analytics concerned with support of safe operation of the dangerous industrial facilities. The associated troubles are used to be explained by the uncertainty of factors affecting decision-making. Different patterns of Bayesian statistics are mostly applied. Particular case is emphasized when the uncertainty doesn't demonstrate any classical statistical behavior, and can be characterized only by the subjective ideas of headmen and their experts. As a matter of fact, the Bayesian approach today is the only complete technique of decision-making in conditions of uncertainty. Many experts reasonably criticize this method, but up to this day there is no any good alternative.

The authors of this article suggest a choice logic which differs from a common one. They present a technique aimed to construct a function of integral risk for rare events at dangerous industrial facilities, and generally describe an algorithm selecting the most systemically important events in the light of their diversity.

Keywords: rare events, risk synthesis, uncertainty, choice function, Pareto-optimal family, ranking.

References

1. SMIRNOV, V.A. On idea of long-term development of the domestic Unified Gas Supply System [O kontseptss dolgosrochnogo razvitiya Yedinoy gazosnabzhayushchey sistemy strany]. *Izvestiya AN SSSR. Series: Energetika i Transport*, 1981, no. 4. (Russ.).
2. MELENTYEV, L.A. *Optimization of development of large power systems* [Optimizatsiya razvitiya bolshikh sistem energetiki]. Moscow: Vysshaya shkola, 1982. (Russ.).
3. GARCIA, M.L. *Vulnerability assessment of physical protection systems*. 1st ed. Oxford, UK: Butterworth-Heinemann, 2005.
4. BOCHKOV, A.V. Application of expert methods for categorizing critically important objects according to their vulnerability to possible evil acts [Kategorirovaniye kriticheski vazhnykh ob'ektov po uyazvimosti k vozmozhnym protivopravnym deystviyam s ispolzovaniyem ekspertnykh metodov]. *Bezopasnost. Dostovernost. Informatsiya*, 2009, no. 1(82), pp. 22–24. (Russ.).
5. PAPKOV, B., A. KULIKOV, V. OSOKIN. The assessment of probabilities and risk of rare events in electric power industry. In: *E3S Web of Conferences*, 2018, vol. 58: Rudenko International Conference “Methodological problems in reliability study of large energy systems (RSES 2018)”, no. 02003. Available from: <https://doi.org/10.1051/e3sconf/20185802003>

6. YANG, M., F. KHAN, L. LYE, et al. Risk assessment of rare events. *Process Safety and Environmental Protection*, 2015, vol. 98, pp. 102–108. ISSN 0957-5820. Available from: <https://doi.org/10.1016/j.psep.2015.07.004>
7. DEWOODY, Y., V.T. GURURAJ, C. MARTIN. Assessing risk for rare events. *Journal of Applied Statistics*, 1999, vol. 26, pp. 681–687. ISSN 0266-4763. Available from: <https://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/02664769922124>
8. BARSUKOV, A.N., A.V. BOCHKOV, V.V. LESNYKH. *Situation centers. Monitoring, prediction and control of crisis phenomena in gas industry* [Situatsionnyye tsentry. Monitoring, prognozirovaniye i upravleniye krizisnymi yavleniyami v gazovoy otrasli]. Pt. 1: *Monitoring and prediction* [Monitoring i prognozirovaniye]. Moscow: NIlgazekonomika, 2015. (Russ.).
9. HAMPEL, F.R., E.M. RONCHETTI, P.J. ROUSSEEUW, et al. *Robust statistics: The approach based on influence functions* [Robastnost v statistike. Podkhod na osnove funktsiy vliyaniya]. Translated from Engl. Moscow: Mir, 1989. (Russ.).
10. HETTMANSPERGER, Th.P. *Statistical inference based on ranks* [Statisticheskiye vyvody, osnovannyye na rangakh]. Translated from Engl. Moscow: Finansy i statistika, 1987. (Russ.).
11. HODGES, J.L., Jr., E.L. LEHMANN. Estimates of location based on rank tests. *Ann. Math. Statistics*, 1963, vol. 34, no. 2, pp. 598–611. ISSN 0003-4851.
12. ARNOLD, V.I. *Theory of disasters* [Teoriya katastrof]. 2nd ed., revised. Moscow: Lomonosov Moscow State University, 1983. (Russ.).
13. KNIGHT, F.H. The meaning of risk and uncertainty. In: KNIGHT, F. *Risk, Uncertainty, and Profit*. Boston: Houghton Mifflin Co, 1921, pp. 210–235.
14. SAKHAL, D. *Scientific-technical progress. Models, methods, estimations* [Nauchno-tekhnicheskii progress. Modeli, metody, otsenki]. Moscow: Finansy i statistika, 1985. (Russ.).
15. BOCHKOV, A., V. LESNYKH, N. ZHIGIREV, et al. Some methodical aspects of critical infrastructure protection. *Safety Science*, 2015, vol. 79, pp. 229–242. ISSN 0925-7535. Available from: <https://doi.org/10.1016/j.ssci.2015.06.008>.
16. BOCHKOV, A. Hazard and risk assessment and mitigation for objects of critical infrastructure. In: RAM, M., J. DAVIM (eds). *Diagnostic techniques in industrial engineering. Management and industrial engineering*. Springer, Cham, 2018, pp. 57–135. Available from: https://doi.org/10.1007/978-3-319-65497-3_3.
17. BOCHKOV, A. Approaches to the construction of adaptive situation control systems of structurally complex systems under uncertainty. In: *ISAHP-2011*, Sorrento (Naples, Italy) June 15–18, 2011.
18. BOCHKOV, A., N. ZHIGIREV, V. LESNYKH. Dynamic multi criteria decision making method for sustainability risk analysis of structurally complex techno-economic systems. *Reliability: Theory & Applications*. 2012, vol. 1, no. 2(25), pp. 36–42. ISSN 1932-2321. (Russ.).
19. KARMINSKIY, A.M., A.A. PERESETSKIY, A.Ye. PETROV. *Ranking in economics: methodology and practice* [Reytingi v ekonomike: metodologiya i praktika]. Moscow: Finansy i statistika, 2005. (Russ.).
20. BARANOV, S, T. SKUFYINA. Analysis of intraregional differentiation and ranking constituent entities of Russian Federation [Analiz mezhhregionalnoy differentsiatsii i postroyeniye reytingov subyektov Rossiyskoy Federatsii]. *Voprosy Ekonomiki*. 2005, no. 8, pp. 54–75. ISSN 0042-8736. (Russ.).
21. KEENEY, R.L., H. RAIFFA. *Decisions with multiple objectives: preferences and value tradeoffs* [Prinyatiye resheniy pri mnogikh kriteriyakh: predpochteniya i zameshcheniya]. Translated from Engl. Moscow: Radio i svyaz, 1981. (Russ.).
22. NOGIN, V.D. *Decision-making in a multicriteria medium: a quantitative approach* [Prinyatiye resheniy v mnogokriterialnoy srede]. Moscow: Fizmatlit, 2005. (Russ.).
23. PODINOVSKIY, V.V. Analysis of solutions in case of multiply assessments of criterion importance factors and value probabilities for inexplicit factors and an objective function [Analiz resheniy pri mnozhestvennykh otsenkakh koeffitsiyentov vazhnosti kriteriyev i veroyatnostey znacheniy neopredelennykh faktorov i tselevoy funktsii]. *Avtomatika i Telemekhanika*. 2004, no. 11, pp. 141–158. ISSN 0005-2310. (Russ.).
24. KUVSHINOV, B.M., I.I. SHAPOSHNIK, V.I. SHIRYAYEV, et al. Application of coterics in problems of pattern recognition with inexact expert assessments [Ispolzovaniye komitetov v zadachakh raspoznavaniya obrazov s netochnymi ekspertnymi otsenkami]. *Izvestiya RAN. Series: Teoriya i Sistemy Upravleniya*, 2002, no. 5, pp. 81–88. ISSN 0002-3388. (Russ.).
25. MAZUROV, V.D. *Method of coterics in optimization and classification tasks* [Metod komitetov v zadachakh optimizatsii i klassifikatsii]. Moscow: Nauka, 1990. (Russ.).
26. ZHUKOVSKIY, V.I. Collaborative games in conditions of uncertainty and their applications [Kooperativnyye igry pri neopredelennosti i ikh prilizheniya]. Moscow: Editorial URSS, 1999. (Russ.).
27. QUADE, E.S. *Analysis for military decisions* [Analiz slozhnykh system]. Translated from Engl. Moscow: Sovetskoye radio, 1969. (Russ.).

УДК 628.517

Применение метода шумовой диагностики на объектах Единой системы газоснабжения: проблемы и перспективы

И.Г. Волынец¹, А.Л. Терехов^{1*}, Ю.А. Маянц¹, А.Ю. Горлова¹

¹ ООО «Газпром ВНИИГАЗ», Российская Федерация, 142717, Московская обл., Ленинский р-н, пос. Развилка, Проектируемый пр-д № 5537, вл. 15, стр. 1

* E-mail: A_Terekhov@vniigaz.gazprom.ru

Ключевые слова: интенсивность излучения шума, трубопроводный транспорт, безопасность технологических процессов, снижение шума, шумовая диагностика.

Тезисы. В настоящее время на газотранспортных объектах ПАО «Газпром» имеют место недопустимо высокие уровни шума, превышающие предельные значения действующих нормативных документов на 10...15 дБА. В результате этого общество несет значительные материальные и социальные потери. Помимо известных и достаточно хорошо изученных причин интенсивных уровней шума на газотранспортных предприятиях существует и неизученная причина высоких уровней шума, обусловленная неисправным состоянием технологического оборудования.

Для снижения уровней шума и предотвращения инцидентов и аварий впервые в ПАО «Газпром» предлагается разработать и внедрить метод шумовой диагностики, который обладает значительными преимуществами, так как не требует остановки технологического процесса, сравнительно дешев и при правильной организации с учетом теории генерации шума может быть точнее других методов. В статье изложены соответствующие положения теории шумовой диагностики и программа проведения исследований.

Более 30 % рабочих мест на предприятиях транспортировки углеводородов характеризуются вредными условиями труда [1, 2]. Одним из основных вредных факторов, воздействующих на работников предприятий топливно-энергетического комплекса (ТЭК), является шум. Согласно инструментальным данным (рис. 1), рабочие места с вредными по шуму условиями труда составляют более 60 % от всех рабочих мест с вредными условиями труда [2]. Неблагоприятные условия труда ремонтного и эксплуатационного персонала предприятий из-за рассеянного внимания работников под воздействием интенсивного шума, а также возникновение незамеченного из-за шума инцидента на технологическом оборудовании могут привести к производственным травмам и перерасти в техногенную аварию [2].

В результате оценки профессиональных рисков для основных профессий на объектах транспортировки газа установлено, что интенсивный шум создает недопустимые уровни риска как при работе в освоенных традиционных районах добычи нефти и газа, так и в экстремальных условиях арктического шельфа, Дальнего Востока и Камчатки [3]. Таким образом, управление профессиональными рисками, обусловленными интенсивным шумом, является актуальной задачей, решение которой приносит значительный материальный и социальный эффект за счет снижения уровня производственного травматизма, профессиональных заболеваний, вероятности техносферных аварий и катастроф [4].

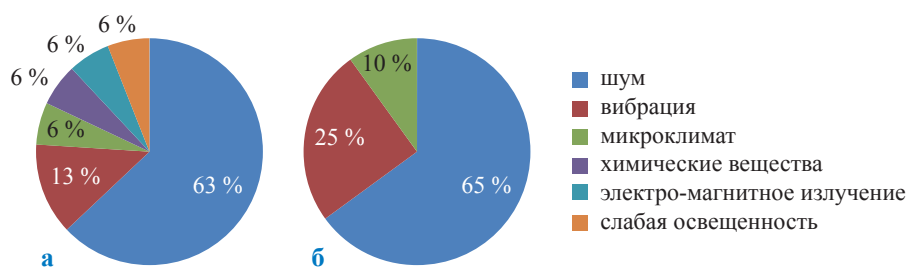


Рис. 1. Вредные факторы, воздействующие на работников газовой отрасли:
а – транспорт газа; б – добыча газа



Рис. 2. Алгоритм разработки мероприятий по снижению шума:

ТЗ – техническое задание; НД – нормативная документация; УЗД – уровень звукового давления

Многолетние работы ООО «Газпром ВНИИГАЗ» позволяют рекомендовать проверенные на практике мероприятия, направленные на снижение шума в источнике его возникновения, на путях распространения, а также ослабление неблагоприятного воздействия шума на персонал с помощью средств индивидуальной защиты [2, 5–8].

Известно, что задачу защиты от шума необходимо решать путем внедрения комплекса мероприятий с учетом технических возможностей и затрат (рис. 2). Заказчик строительства объекта выдает ТЗ на его проектирование проектной организации, которая на основании результатов акустического расчета объекта прогнозирует акустические характеристики помещений на объекте и спады УЗД от объекта на селитебной территории. Необходимые для расчетов шумовые характеристики принимаются по каталогу¹ или прогнозируются с учетом

известных характеристик оборудования по данным завода-изготовителя [2]. В натуральных условиях измерение шумовых характеристик производится по методикам Р51-00158623-26-96, Р51-00158623-18-92². Ожидаемые спады УЗД на местности рассчитываются с учетом влияния рельефа местности, импеданса земной поверхности и метеоусловий³ [2].

В течение многих лет шумоснижающие мероприятия успешно внедрялись в газовой промышленности, включая объекты ПАО «Газпром» [2–8], однако в настоящее

² См. Р51-00158623-26-96. Методика измерения шумовых характеристик газоперекачивающих агрегатов с газотурбинным приводом. – М.: Газпром ВНИИГАЗ, 1999. – 27 с.; Р51-00158623-18-92. Типовая методика акустических испытаний опытных и серийных образцов ГПА. – М.: Газпром ВНИИГАЗ, 1999. – 17 с.

³ См. Методика расчета уровня шума от КС на местности. – М.: Газпром ВНИИГАЗ, 1999. – 24 с.; СТО Газпром 2.-2.1-127-2007. Регламент проведения акустического расчета на стадии проектирования компрессорных станций, дожимных компрессорных станций, компрессорных станций подземных хранилищ газа. – М.: ИРЦ Газпром, 2007. – 45 с.

¹ См. СТО Газпром 2-3.5-041-2005. Каталог шумовых характеристик газотранспортного оборудования.

время в связи с увеличением мощности и количества единиц установленного технологического оборудования на промышленных площадках применения известных технологий снижения шума стало недостаточно. Это привело к формированию неблагоприятных по шуму условий труда, которые вызывают жалобы эксплуатационного персонала.

Направления продолжения исследований в области снижения шума

Разработка дополнительных мероприятий по снижению шума на предприятиях транспорта газа должна основываться на новых научных представлениях о процессах генерации и распространения шума технологического оборудования, не учитываемых предшествующими исследованиями. Работу следует организовать совместно с заводами-изготовителями и начать с подготовки перечня шумных объектов и установленного на них шумового оборудования. Ее итогом должны стать усовершенствование теории производственного шума и улучшение шумовых характеристик оборудования.

В ООО «Газпром ВНИИГАЗ» планируется строительство стенда на Опытно-экспериментальной базе. Стенд предназначен для исследования:

- эффективности глушителей шума абсорбционного и комбинированного типа размером 1220×1220 мм, а также моделей глушителей всасывания и выкида газоперекачивающих агрегатов, новых конструкций элементов глушителей;
- звукоизолирующих свойств новых типов и конструкций вибро- и звукопоглощающих покрытий на трубы диаметром до 1220 мм;
- звукоизоляции плоских перекрытий от воздушного и ударного шумов;
- энергетических установок с целью выявления местонахождения и причин неисправностей.

Планируется также использовать стенд для определения шумовых характеристик энергетических установок точным методом⁴, проведения сертификационных испытаний средств шумоглушения и звукоизоляции энергетического оборудования, сертификации шумовых характеристик оборудования на основе точного метода измерений в реверберационной камере,

⁴ См. ГОСТ 31274-2004. Шум машин. Определение уровней звуковой мощности по звуковому давлению. Точные методы для реверберационных камер.

сертификации энергетического оборудования с целью продления сроков его эксплуатации.

Стенд должен отвечать следующим требованиям:

- экономической целесообразности строительства и эксплуатации;
- востребованности для проведения сертификационных испытаний;
- необходимости для разработки мероприятий по шумоглушению;
- возможности эксплуатации и обслуживания специалистами низкой квалификации;
- достоверности получаемого результата;
- долговечности и надежности.

Достоверность получаемых на стенде результатов обеспечивается соответствием его конструкции требованиям государственных стандартов (ГОСТ Р ИСО 15665-2007, ГОСТ 31274-2004 (ИСО 03741:1999), ГОСТ 28100-2007 (ИСО 7235-2003), ГОСТ 28100-89 и др.) и регламентам испытаний и плановых мероприятий по обслуживанию и ремонту.

На основании новой методологии и проведенных исследований в ПАО «Газпром» планируется разработка каталога допустимых и рекомендуемых изготовителям шумовых характеристик. ООО «Газпром ВНИИГАЗ» должен участвовать в измерении шумовых характеристик технологического оборудования при приемке его в эксплуатацию по усовершенствованной и сертифицированной методике. При этом намечено с помощью разработанных критериев шумности оценивать шумовую характеристику изделия и выдавать заключение об изменении его качества.

Теория распространения шума оборудования на местности³ морально устарела и уже не отвечает современным требованиям газовой отрасли. При ее актуализации будут учтены последние работы Н.И. Иванова [9] с учетом специфики эксплуатации и конструктивных особенностей оборудования.

Одним из неизученных явлений генерации высокого нетипового уровня шума остается излучение шума технологическим оборудованием при неоптимальном режиме работы, который обуславливается отклонением параметров эксплуатации от проектных. Причинами этих отклонений являются:

- работа технологического оборудования в неоптимальном режиме из-за изменений потребления газа;

- наличие возникших в ходе эксплуатации дефектов конструкции, которые долгое время могут проявляться только в повышении звуковой мощности и изменении спектров шума;
- некачественное либо несвоевременное техническое обслуживание оборудования;
- износ средств шумоглушения и вызванное этим снижение их эффективности;
- износ отдельных элементов конструкции оборудования.

Для снижения шумности оборудования при неоптимальном режиме эксплуатации, обусловленном изменениями в потреблении газа, впервые будут разработаны зависимости шумовых характеристик оборудования от режима его работы и даны рекомендации по их учету при проектировании объектов. Для определения изменений шумовых характеристик оборудования по другим причинам впервые будут организованы исследования методов шумовой диагностики в газовой промышленности с внедрением наиболее удачных в практику эксплуатации с целью снижения шума, определения неисправностей оборудования и предотвращения аварий.

Внедрение шумовой диагностики газотранспортного оборудования

В настоящее время диагностирование технического состояния устройств и агрегатов имеет большое практическое значение, так как позволяет выявлять и прогнозировать признаки неисправности механизмов, определять длительность безопасной эксплуатации и продлевать ее сроки. Кроме этого, как было сказано выше, шумовая диагностика позволит снижать шумность технологического оборудования.

Из всех известных способов диагностики энергетического оборудования [10–15], шумовая диагностика характеризуется существенными преимуществами, обусловившими необходимость ее реализации в газовой промышленности, а именно:

- применение простой и недорогой аппаратуры (многоканальные шумомеры, портативные анализаторы шума, совместимые с компьютером, узконаправленные микрофоны, стетоскопы), способной оцифровывать практически все виды технических шумов;
- возможность получения информации о техническом объекте в режиме реального времени;

- контроль без вмешательства в функционирование технических объектов;
- большой комплекс диагностической информации практически о всех подвижных элементах технического объекта;
- высокая разрешающая способность метода;
- возможность документирования с последующим тиражированием без потери качества информации для дальнейшей расшифровки.

Ввиду недостаточной разработанности метода шумовой диагностики его применение в нефтегазовой промышленности не описано в периодической отраслевой печати. Из акустических методов находят относительно широкое применение только метод акустической эмиссии и метод вибрационной диагностики, способные работать с достаточно просто выделяемыми из общего шума сигналами.

При этом общие направления применения метода шумодиагностики очевидны и соответствуют тенденциям развития отрасли. Например, в современном строительстве объектов транспортировки газа требуется обеспечить объективный контроль и документирование технологических процессов в режиме реального времени. Очевидно, что, начиная с простых земляных работ и заканчивая сложными сварочными процессами, излучаемые шумовые спектры при их анализе в сопоставлении с типовыми позволяют точно отследить стабильность выполнения технологических операций, отсутствие или наличие технологических нарушений. Каждый вид технологического нарушения приведет к появлению характерных особенностей в спектре излучаемого шума, которые с помощью несложных приборов могут быть зарегистрированы. Во многих случаях, например при бестраншейной прокладке трубопроводов, шумы, возникающие при протаскивании дюкера, могут охарактеризовать грунты, в которых ведется прокладка, предупредить о начале развития опасного события.

При пуско-наладочных работах и на начальном этапе эксплуатации объектов характерные шумы могут возникать при наличии просадок или морозного пучения трубопроводов, свай и фундаментов, возникновении различных эффектов типа Джоуля – Томсона или Гартмана – Шпренгера и т.п. Исследование спектров этих шумов позволит локализовать области повышенной опасности и предотвратить аварии,

кроме того, устранение неисправностей снизит шум на рабочих местах персонала.

При эксплуатации шумов сопровождаются работу практически всех агрегатов и трубопроводов. Во многих случаях эти шумы находятся в области инфра- и ультразвука, что не представляет проблем для современной акустической техники.

Для транспортировки газа применяется большая номенклатура оборудования, при этом все его типы и виды имеют специфические особенности, которые нужно учитывать при создании метода шумовой диагностики, что обуславливает необходимость большого объема экспериментов. Используются газоперекачивающие агрегаты с авиационным, судовым, электрическим приводом, газо-мотокомпрессоры, разнообразное вспомогательное оборудование компрессорных станций, подземные и надземные трубопроводы, установки сжижения природного газа, установки переработки природного газа и другое технологическое оборудование. Каждый тип оборудования имеет множество отдельных источников шума различной физической природы: механической, аэродинамической, гидродинамической, электромагнитной, шум дугового разряда, шум термоакустических колебаний. Особенностью применения этого оборудования является высокие давление природного газа и звуковая мощность оборудования, что делает возможным применение метода шумовой диагностики без непосредственного контакта с поверхностью оборудования или при ограниченном по площади контакте. Однако каждый технический объект имеет свои характеристики шумов, генерирующихся при нормальной работе и при нарушениях. Универсальные алгоритмы идентификации шумов, генерируемых неисправными механизмами, отсутствуют.

В связи с этим внедрение шумодиагностических механизмов невозможно без ее адаптации к диагностике технологического оборудования. Методология применения метода шумовой диагностики основывается на корреляции изменения спектров шума элементарных источников, составляющих шумовое поле оборудования, и появления дефектов и неисправностей на элементе этого оборудования. Базой для создания метода должны стать:

- разделение источников шума оборудования на составляющие элементы;

- паспортизация типовых характеристик элементарных источников шума;

- выявление корреляционных зависимостей дефектов оборудования и изменений в спектре шума этого оборудования.

Для подготовки каталога типовых характеристик элементарных источников необходимо изучить физическую природу генерации шума каждого составляющего оборудование узла, уточнить и актуализировать классические теории распространения возникающего на элементарных источниках шума, для чего известными акустическими методами разделения и исключения источников шума на основании достаточно большого количества обобщенных и осредненных результатов измерений классифицировать полученные данные с учетом механизмов генерации и распространения шума.

В ходе проведения стендовых и натурных испытаний необходимо установить корреляцию между отклонением в спектре шума этих источников и обуславливающим это отклонение дефектом, а также характером и размерами дефекта.

Пример применения метода

При работе компрессора газоперекачивающего агрегата из-за проникновения частиц пыли через воздушные фильтры на поверхности лопатки компрессора может появиться эрозия, превентивное выявление которой необходимо для своевременного ремонта.

При обтекании лопатки потоком можно различить два источника шума: связанный с начальной турбулентностью приходящего потока и связанный с вихреобразованием, присущим самому пограничному слою на лопатках даже при условии ламинарного набегающего потока. Экспериментальными исследованиями установлено [2], что основную роль в шумообразовании играет вихреобразование пограничного слоя. При возникновении дефекта на лопатке в пограничном слое происходит изменение, вызывающее отрыв пары вихрей с частотой, отличной от характерной, и, как правило, интенсивность шума увеличивается и его спектр меняется.

Шум в подшипниках создается трением, соударением и вибрацией деталей. В исправном состоянии шум подшипников имеет широкополосный характер с максимумом излучения на частотах в диапазоне 2...5 кГц. При

появлении проблем с сепаратором или дефекта в шариках появится дискретная составляющая в спектре на частоте вращения и ее гармониках.

При ослаблении затяжки стыков на вибрирующих механизмах возникают характерные резкие шумы, обусловленные увеличением интенсивности как структурного, так и воздушного шума.

В данном примере изменение спектров шума будет сопровождаться увеличением его интенсивности, и излучение с повышенной интенсивностью может продолжаться длительное время вплоть до аварии оборудования.

Исследования ООО «Газпром ВНИИГАЗ» в области генерации и распространения шума газотранспортного оборудования морально устарели и не обеспечивают создания в отрасли здоровых условий труда. Одной из основных причин высоких уровней шума служит несоответствие эксплуатируемого оборудования проектным параметрам.

Установлено, что реальное снижение шума в отрасли невозможно без внедрения метода шумовой диагностики.

Список литературы

1. Терехов А.Л. Анализ результатов экспертизы неустраняемости вредных производственных факторов на рабочих местах ОАО «Газпром» / А.Л. Терехов, С.В. Щепочкин, А.Б. Каширин // Газовая промышленность. – 2012. – № 9. – С. 81–83.
2. Терехов А.Л. Современные методы снижения шума ГПА / А.Л. Терехов, М.Н. Дробаха; под ред. Р.О. Самсонова. – СПб.: Недра, 2008. – 368 с.
3. Терехов А.Л. Создание здоровых и безопасных условий труда при работе на добычных нефтегазовых платформах арктического шельфа / А.Л. Терехов, С. Сохилл // Газовая промышленность. – 2011. – № 11. – С. 92–96.
4. Лесных В.В. Управление рисками – путь к устойчивому развитию ОАО «Газпром» / В.В. Лесных // Газовая промышленность. – 2008. – № 11. – С. 52–55.
5. Терехов А.Л. Обзор технических решений по снижению шума на предприятиях добычи и транспорта газа / А.Л. Терехов, В.А. Сулин, Г.В. Котишевский и др. // Материалы Международной акустической конференции, посвященной 100-летию со дня рождения Е.Я. Юдина. – М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2014. – С. 257–267.
6. Терехов А.Л. Повышение безопасности производственных процессов путем снижения шума трубопроводов / А.Л. Терехов, А.Л. Сафонов // Труд и социальные отношения. – 2016. – № 4. – С. 163–174.
7. Терехов А.Л. Исследования и снижение шума на компрессорных станциях магистральных газопроводов / А.Л. Терехов. – М.: ИРЦ Газпром, 2002. – 303 с.
8. Терехов А.Л. Шум газоперекачивающих агрегатов на компрессорных станциях магистральных газопроводов / А.Л. Терехов. – М.: Газпром ВНИИГАЗ, 2003. – 499 с.
9. Иванов Н.И. Инженерная акустика. Теория и практика борьбы с шумом: учеб. / Н.И. Иванов. – М.: Логос, 2013. – 432 с.
10. Павлов Б.В. Акустическая диагностика механизмов / Б.В. Павлов. – М.: Машиностроение, 1971. – 224 с.
11. Ермолов И.Н. Акустические методы контроля / И.Н. Ермолов, Н.П. Алешин, А.И. Потапов. – М.: Высшая школа, 1991. – 283 с.
12. Сидоров В.А. Техническое диагностирование механического оборудования / В.А. Сидоров, В.М. Кравченко, В.Я. Седуш и др. – Донецк: Новый мир, 2003, 125 с.
13. Зябиров Р.М. Диагностирование неисправностей центробежных насосов, применяемых на технических средствах службы горючего / Р.М. Зябиров, А.С. Белоголовцев, Н.М. Погосян // Научный вестник ВВИМО. – 2018. – № 1. – С. 142–147. – [https://vamto.net/izdania-akademii/nauchnyy-vestnik-vvimo/nauchnyy-vestnik-vvimo-2018/1%20\(45\)%202018.pdf](https://vamto.net/izdania-akademii/nauchnyy-vestnik-vvimo/nauchnyy-vestnik-vvimo-2018/1%20(45)%202018.pdf)
14. Стратон и др. Автоматические системы испытания и диагностики транспортных средств / Стратон и др. – М.: ВИНТИ, 1963. – № 29105/2. – 60 с.
15. Физические основы акустического контроля: учеб.-метод. комплекс / сост.: А.И. Потапов, В.В. Носов. – СПб.: Санкт-Петербургский горный университет, 2016. – 151 с.

Application of noise diagnostics at the facilities of the Unified gas supply system: issues and outlooks

I.G. Volynets¹, A.L. Terekhov^{1*}, Yu.A. Mayants¹, A.Yu. Gorlova¹

¹ Gazprom VNIIGAZ LLC, Bld. 1, Estate 15, Proyektiruemyy proezd no. 5537, Razvilka village, Leninskiy district, Moscow Region, 142717, Russian Federation

* E-mail: A_Terekhov@vniigaz.gazprom.ru

Abstract. Nowadays, the gas transportation facilities of the Gazprom PJSC demonstrate abnormally high noise levels, which exceed the ceiling legal requirements by 10...15 dBA. It causes society considerable material and social losses. Besides the well-known and well-studied reasons for high noise emission at gas pipelines, there is a not-studied source determined by the poor state of engineering equipment.

To reduce noise and prevent accidents and failures, authors suggest to design and implement a new method of noise diagnostics at the Gazprom PJSC transport enterprises. It has a lot advantages as it need not to stop technological process, it is cheap, and can be more accurate than other methods if a theory of noise generation is considered. This article reveals the correspondent theoretical insights and a schedule of suggested studies.

Keywords: intensity of noise emission, pipeline transport, safety of engineering processes, noise reduction, noise diagnostics.

References

1. TEREKHOV, A.L., S.V. SHCHEPOCHKIN, A.B. KASHIRIN. Analysis of examination results in relation to irremovability of industrial health hazards at the jobsites of the Gazprom OJSC [Analiz rezultatov ekspertizy neustranimosti vrednykh proizvodstvennykh faktorov na rabochikh mestakh OAO "Gazprom"]. *Gazovaya Promyshlennost*. 2012, no. 9, pp. 81–83. ISSN 0016-5581. (Russ.).
2. TEREKHOV, A.L., M.N. DROBAKHA. *Modern methods for reduction of noise from gas-compressor plants* [Sovremennyye metody snizheniya shuma GPA]. St. Petersburg: Nedra, 2008. (Russ.).
3. TEREKHOV, A.L., S. SOHILL. Creation of healthy and safe working environment at offshore oil-gas rigs in the Arctic region [Sozdaniye zdorovykh i bezopasnykh usloviy truda pri rabote na dobychnykh neftegazovykh platformakh arkticheskogo shelfa]. *Gazovaya Promyshlennost*. 2011, no. 11, pp. 92–96. ISSN 0016-5581. (Russ.).
4. LESNYKH, V.V. Risk management as a way to stable development of the Gazprom OJSC [Upravleniye riskami – put k ustoychivomy razvitiyu OAO "Gazprom"]. *Gazovaya Promyshlennost*. 2008, no. 11, pp. 52–55. ISSN 0016-5581. (Russ.).
5. TEREKHOV, A.L., V.A. SULIN, G.V. KOTISHEVSKIY, et al. Review of techniques for noise reduction at gas production and transport enterprises [Obzor tekhnicheskikh resheniy po snizheniyu shuma na predpriyatiyakh dobychi i transporta gaza]. In: *Proc. Of the International Acoustic Conference dedicated to Ye.Ya. Yudin's centenary celebration*. Moscow: Bauman Moscow State Technical University, 2014, pp. 257–267. (Russ.).
6. TEREKHOV, A.L., A.L. SAFONOV. Improvements of production safety by decreasing noise of pipelines [Povyshenie bezopasnosti proizvodstvennykh processov putem snizheniya shuma truboprovodov]. *Trud i Sotsialnyye Otnosheniya*. 2016, no. 4, pp.163–174. ISSN 2072-7815. (Russ.).
7. TEREKHOV, A.L. *Investigation and decrease of noise at compressor stations of gas mains* [Issledovaniya i snizheniye shuma na kompressornykh stantsiyakh magistralnykh gazoprovodov]. Moscow: IRTs Gazprom, 2002. (Russ.).
8. TEREKHOV, A.L. *Noise of gas compressor units at compressor stations of gas mains* [Shum gazoperekachivayushchikh agregatov na kompressornykh stantsiyakh magistralnykh gazoprovodov]. Moscow: Gazprom VNIIGAZ LLC, 2003. (Russ.).
9. IVANOV, N.I. *Engineering acoustics. Theory and practice of noise control* [Inzhenernaya akustika. Teoriya i praktika borby s shumom.]: textbook. Moscow: Logos, 2013. (Russ.).
10. PAVLOV, B.V. *Acoustic diagnostics of mechanisms* [Akusticheskaya diagnostika mekhanizmov]. Moscow: Mashinostroyeniye, 1971. (Russ.).
11. YERMOLOV, I.N., N.P. ALESHIN, A.I. POTAPOV. *Methods of acoustic testing* [Akusticheskiye metody kontrolya]. Moscow: Vysshaya Shkola, 1991. (Russ.).
12. SIDOROV, V.A., V.M. KRAVCHENKO, V.Ya. SEDUSH, et al. *Technical diagnostics of machinery* [Tekhnicheskoye diagnostirovaniye mekhanicheskogo oborudovaniya]. Donetsk: Novyy Mir, 2003. (Russ.).
13. ZABIYAROV, R.M., A.S. BELOGOLOVTSEV, N.M. POGOSYAN. Troubleshooting centrifugal pumps used in the technical means of the fuel service [Diagnostirvaniye neispravnostey tsentrobezhnykh nasosov, primenyayemykh na tekhnicheskikh sredstvakh sluzhby goryuchego]. *Nauchnyy Vestnik VVIMO*. 2018, no. 1, pp. 142–147. ISSN 2414-2758. (Russ.). Available from: [https://vamto.net/izdania-akademii/nauchnyy-vestnik-vvimo/nauchnyy-vestnik-vvimo-2018/1%20\(45\)%202018.pdf](https://vamto.net/izdania-akademii/nauchnyy-vestnik-vvimo/nauchnyy-vestnik-vvimo-2018/1%20(45)%202018.pdf)
14. STRATTON, et al. *Automatic systems for testing and diagnosing transport vehicles* [Avtomaticheskiye sistemy ispytaniya i diagnostiki transportnykh sredstv]. Translation. Moscow: VINITI, 1963, no. 29105/2. (Russ.).
15. POTAPOV, A.I., V.V. NOSOV. *Physical principals of acoustic control* [Fizicheskiye osnovy akusticheskogo kontrolya]: study guide. St. Petersburg: St. Petersburg Mining University, 2016. (Russ.).

УДК 665.725::[624.953:620.181.5]

Инновационные решения систем хранения сжиженного природного газа

**Х.М. Ханухов¹, Н.В. Четвертухин¹, А.В. Алипов¹, И.И. Симонов^{1*},
А.В. Коломыцев¹, А.Р. Чернобров¹**

¹ ООО «НПК Изотермик», Российская Федерация, 117587, г. Москва, Варшавское ш., д. 125, стр. 1, секция 11

* E-mail: isotermik@yandex.ru

Тезисы. В настоящее время наиболее надежной и безопасной конструкцией изотермического резервуара (ИР) принята конструкция наземного теплоизолированного резервуара полного сдерживания с подвесной газопроницаемой крышей.

Первое инновационное решение касается конструкции ИР. Предлагается использовать полое межстенное пространство в качестве аварийной и резервной емкости. Теплоизоляция при этом располагается на наружной поверхности наружного резервуара. Межстенное пространство постоянно захолажено и может принять до 37 % объема резервуара при увеличении до 2 м расстояния между стенками (для ИР с отношением диаметра к высоте стенки равным 1).

Второе предложение касается способа хранения сжиженного природного газа (СПГ) и сводится к сжижению паровой фазы природного газа непосредственно в резервуаре и поддержанию низкотемпературного режима хранения без отвода паров за пределы резервуара для их конденсации и возврата в жидкой фазе обратно. Процесс осуществляется по замкнутому контуру. В процессе участвуют холодильно-газовая машина (ХГМ), испаритель-конденсатор, криогенный насос, хладагент – жидкий азот, температура которого (минус 196 °С) ниже температуры хранимого продукта, т.е. СПГ (минус 163 °С). В процессе теплообмена паровая фаза СПГ конденсируется, а хладагент испаряется и в состоянии газовой фазы поступает в ХГМ, где циркулирует свой хладагент – газообразный гелий, имеющий температуру ниже температуры поступающих в нее паров азота. Далее в головке машины пары азота конденсируются и криогенным насосом подаются обратно в испаритель-конденсатор. При полностью заполненном резервуаре испаритель-конденсатор погружен в продукт и, переохлаждая его поверхность, прекращает его испарение. При понижении уровня продукта образующийся пар поднимается вверх и при контакте с установленным под подвесной крышей испарителем-конденсатором будет конденсироваться на поверхности теплообменных труб, а затем стекать вниз.

Ключевые слова:

наземный изотермический резервуар полного сдерживания, полое межстенное пространство, аварийная резервная емкость, холодильно-газовая машина, конденсация паров сжиженного природного газа внутри изотермического резервуара, промежуточный хладагент, испаритель-конденсатор, криогенный насос.

Хранение сжиженного природного газа (СПГ) является важной частью технологической цепочки «добыча → переработка → потребление». Наиболее эффективным способом хранения является изотермический при температуре кипения хранимого продукта (для СПГ – минус 163 °С) и небольшом избыточном давлении (близком к атмосферному).

В настоящее время в мировой и отечественной практике изотермического резервуаростроения наиболее надежной и безопасной конструкцией принята конструкция наземного теплоизолированного изотермического резервуара (ИР) полного сдерживания с двумя цельнометаллическими оболочками и подвесной газопроницаемой крышей объемом до 60 тыс. м³ или комбинированная конструкция с внутренней металлической оболочкой с подвесной крышей и преднапряженной железобетонной наружной оболочкой [1–3].

Технические решения хранилищ СПГ в составе заводов по его сжижению и переработке, а также отдельных терминалов хранения могут предусматривать в составе хранилищ наличие резервных ИР. Резервные резервуары эксплуатируются без продукта в захолаженном стоянии, готовые в любой момент принять продукты хранения. Это требует немалых экономических затрат и дополнительной площади на складе. Авторами предлагается использовать полость межстенного пространства в качестве резервного ИР, а теплоизоляционные конструкции смонтировать на внешней стороне резервуара. Предложение запатентовано [4].

Суть предложения заключается в том, что стенки 5 и 6 аварийного резервуара 2 выполнены равнопрочными, в резервуаре 2 (межстенном пространстве) отсутствует теплоизоляция, для основного (1) и аварийного (2) резервуаров используется единое днище 9 (рис. 1).

Единая паропроницаемая теплоизолированная подвесная крыша 7 служит для сокращения свободного пространства над зеркалом продукта, уменьшая при этом его испарение. Таким образом, предложенная конструкция может выполнять две функции: удерживать содержимое основного резервуара в случае аварийной утечки продукта, исключив тем самым затраты, связанные с разработкой и организацией мероприятий по оперативному освобождению ИР от продукта; в части межстенного пространства 2 служить резервной емкостью, которая способна принять продукт из соседних резервуаров в случае их аварии или при превышении объемами поступления продукта

объемов его отгрузки из терминала. Кроме того, повышается безопасность эксплуатации ИР, так как увеличиваются объем газового пространства и время нарастания опасного избыточного давления в случае отказа предохранительных клапанов.

Конструкция (см. рис. 1) позволяет также, благодаря свободному доступу к внешней поверхности резервуара 1, контролировать в режиме реального времени фактическое техническое состояние наружной тепловой изоляции 10, а также датчики и систему акусто-эмиссионного мониторинга (при оснащении ею ИР), смонтированную в наиболее опасных с точки зрения повышения давления точках конструкции ИР (места соединения стенки с крышей и днищем, анкерные крепления, а также места врезки технологических патрубков).

Значительная часть экономической выгоды от внедрения предложенной конструкции иллюстрируется следующими простыми расчетами.

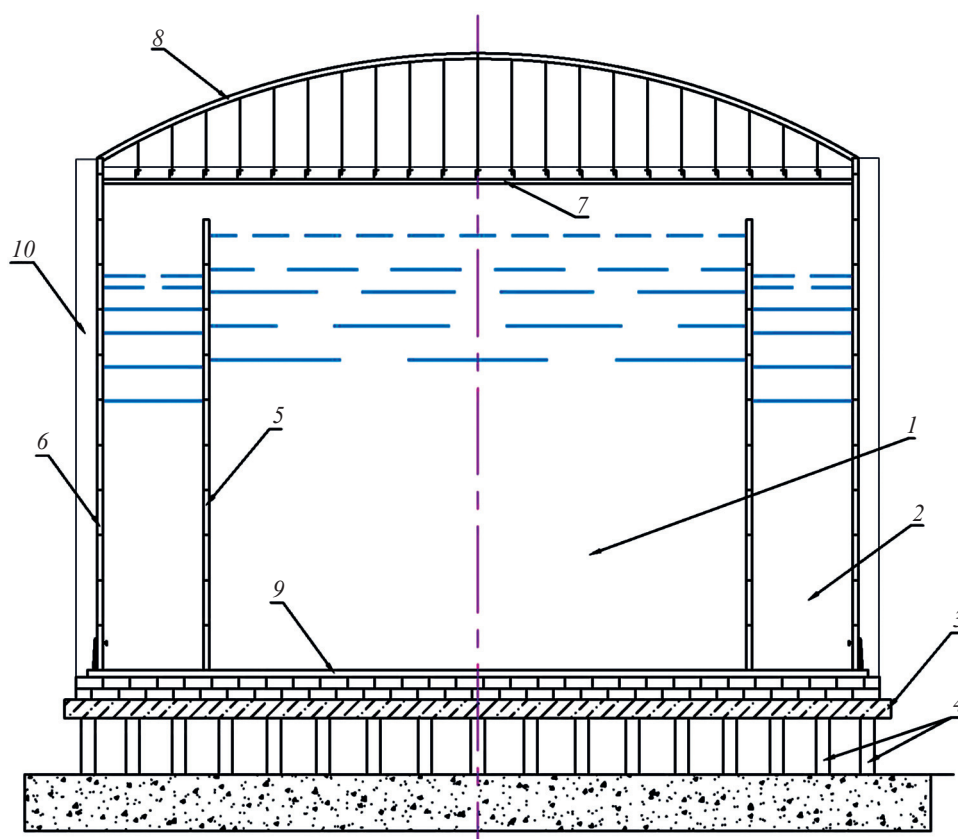


Рис. 1. Устройство для хранения сжиженных газов:

1 – основной резервуар для хранения СПГ; 2 – межстенное (резервное) пространство, или аварийный резервуар; 3 – железобетонный ростверк; 4 – сваи; 5 – внутренняя стенка аварийного резервуара; 6 – наружная стенка аварийного резервуара; 7 – внутренняя подвесная крыша устройства; 8 – наружная купольная самонесущая крыша устройства; 9 – общее днище устройства; 10 – наружная теплоизоляция

Возьмем для примера, конструкцию ИР с равным единице отношением внутреннего диаметра ($D_{вн}$) к высоте (H) (рис. 2). Тогда в парке, состоящем из шести ИР, один из которых служит резервным, достаточно оставить пять ИР при условии, что ширина ($h_{\text{межст}}$) межстенного пространства 2 (см. рис. 1) будет равна 1 м (как это принято в настоящее время). А применительно к терминалу, состоящему из трех основных ИР, можно обойтись без четвертого резервного ИР, увеличив $h_{\text{межст}}$ для трех оставшихся ИР всего до 1,8 м (см. рис. 2). Аварийное освобождение одного ИР-10000 для хранения СПГ потребует 153 цистерны (или 8 маршрутов), что связано со значительными временными затратами, несовместимыми с понятием аварийного освобождения.

Технологические особенности производства, хранения и отгрузки СПГ могут быть связаны с изменением геометрических параметров резервуаров, влияющих на объем резервного (аварийного) хранения. В таблице и на рис. 3 представлено изменение $V_{\text{межст}}$ по абсолютной, м^3 , и относительной, %, величине в зависимости от значений $h_{\text{межст}}$ и K для резервуара постоянного объема 10000 м^3 .

Достижение одинакового значения $V_{\text{межст}}$ с ростом отношения K до 2 увеличивает значение $h_{\text{межст}}$ в 1,2...1,27 раза, а относительное увеличение высоты ИР до $K = 0,54$ уменьшает $h_{\text{межст}}$ в 1,2...1,24 раза (см. таблицу и рис. 3). Эти данные могут быть использованы при выборе наиболее оптимальных геометрических параметров ИР, составляющих терминал хранения.

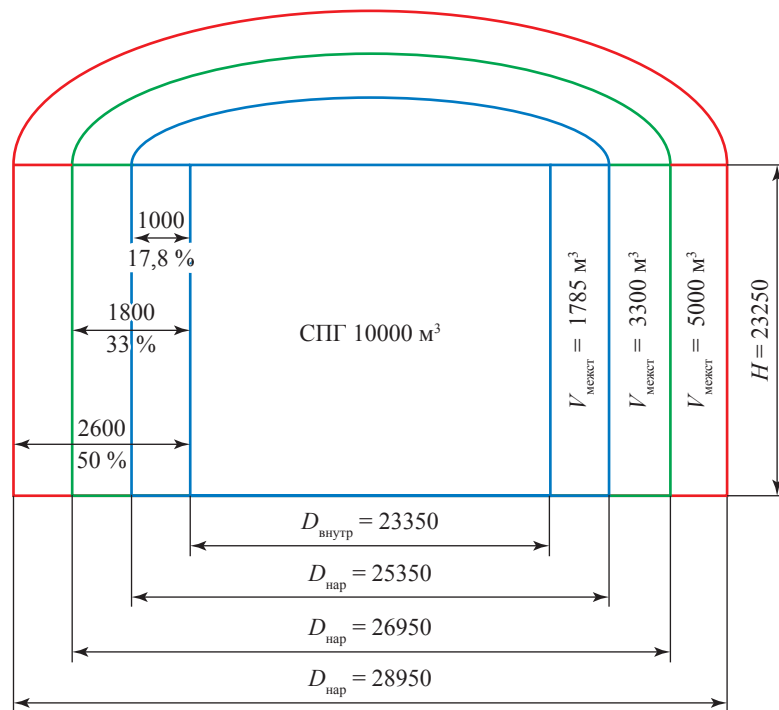


Рис. 2. Изменение относительного, %, и абсолютного, м^3 , объема межстенного пространства $V_{\text{межст}}$ в зависимости от его ширины для ИР-10000 с соотношением $K = D_{\text{вн}}/H = 1$: $D_{\text{нар}}$ – наружный диаметр ИР, м

Изменение объема межстенного пространства в зависимости от его ширины для ИР постоянного объема 10000 м^3 (см. рис. 3): $N_{\text{эк}}$ – количество ИР с резервным объемом, замещающих полное количество ИР в парке $N_{\text{полн}}$

K	29,6/14,5 = 2			26,6/18 = 1,48			23,35/23,35 = 1,0			21,7/27,1 = 0,8			19/35,3 = 0,54		
$D_{\text{нар}}$, м	31,6	34,2	36,3	28,6	30,7	32,6	25,35	26,9	28,6	23,7	25,0	26,6	21	21,9	23,3
$h_{\text{межст}}$, м	1,0	2,3	3,3	1,0	2,0	3,0	1,0	1,8	2,6	1,0	1,7	2,4	1,0	1,5	2,1
$V_{\text{межст}}$, м^3	1366	3300	5000	1560	3300	5000	1785	3300	5000	1932	3300	5000	2217	3300	5000
$V_{\text{межст}}$, %	13,7	33	50	15,6	33	50	17,9	33	50	19,3	33	50	22,2	33	50
$N_{\text{эк}}/N_{\text{полн}}$	6/7	3/4	2/3	6/7	3/4	2/3	5/6	3/4	2/3	4/5	3/4	2/3	4/5	3/4	2/3

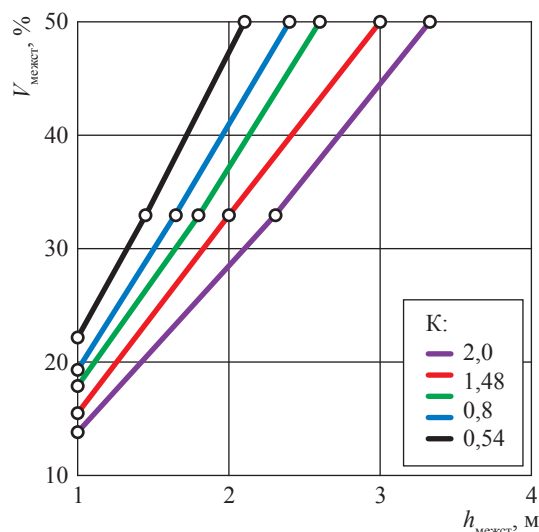


Рис. 3. Зависимость объема межстенного пространства от его ширины для различных значений K

Следующее предложение также призвано повысить надежность и экономичность хранения СПГ за счет снижения энергетических потерь. Так, в настоящее время в системе хранения СПГ используется холодильно-газовая машина (ХГМ) для выработки холода, работающая по обратному холодильному циклу Стирлинга, которую размещают рядом с ИР. В ХГМ происходят конденсация паров СПГ и возврат жидкой фазы обратно в ИР.

Суть предлагаемой авторами схемы хранения СПГ (рис. 4) заключается в следующем: ХГМ 5, расположенная на крыше ИР, соединена с теплообменным аппаратом – испарителем-конденсатором 4, закрепленным внутри резервуара к подвесной крыше на высоте верхнего уровня хранимого продукта, а криогенный жидкостной насос 6 обеспечивает циркуляцию хладагента в жидкой фазе при его подаче в испаритель-конденсатор, представляющий систему полых оребренных труб (рис. 5).

Предлагаемое устройство (см. рис. 4) реализует конденсацию паров СПГ при сжижении паровой фазы СПГ непосредственно в резервуаре поддержанием необходимого низкотемпературного режима хранения СПГ без необходимости отвода паров наружу за пределы резервуара 1 для их конденсации в сторонней холодильной установке и слива снова в жидкой фазе в резервуар 7. Из соображений безопасности при эксплуатации резервуаров в них не допускается как повышения внутреннего

давления относительно регламентированного, так и снижения давления ниже атмосферного.

В качестве примера рассмотрим процесс конденсации паровой фазы хранимого в резервуаре СПГ с температурой минус 163 °С. Процесс осуществляется по замкнутому контуру. В испаритель-конденсатор 4 (см. рис. 4, 5) подается жидкий хладагент с помощью криогенного насоса 6. В качестве хладагента используется жидкий азот с температурой минус 196 °С. В процессе теплообмена паровая фаза СПГ конденсируется из-за более низкой температуры хладагента на поверхности испарителя-конденсатора, а хладагент в процессе теплообмена испаряется и в состоянии паровой фазы поступает в ХГМ 5, где пар превращается в жидкость, которая криогенным насосом 6 подается снова в испаритель-конденсатор 4 для охлаждения и конденсации паров СПГ. В ХГМ, работающей по обратному холодильному циклу Стирлинга, циркулирует свой хладагент, в качестве которого используется заправленный в машину газообразный гелий, имеющий температуру ниже температуры поступающих в нее паров азота, и при происходящем теплообмене в головке машины пары азота конденсируются и превращаются в жидкость, отбираемую постоянно криогенным насосом.

Предлагаемая система позволяет обеспечить процесс конденсации паров СПГ при изменении уровней хранимого продукта в резервуаре 7. Интенсивность конденсации паров будет зависеть от уровня хранения продукта. При понижении уровня хранимого продукта вплоть до допустимого нижнего предела образующийся при этом пар поднимается в верхнюю часть резервуара 7 и при контакте с установленным под подвесной крышей 3 испарителем-конденсатором 4 конденсируется на поверхности теплообменных труб. Образующаяся при этом жидкая фаза в виде капель стекает вниз на поверхность хранимого жидкого продукта. В режиме хранения при полностью заполненном резервуаре испаритель-конденсатор будет погружен в продукт, переохлаждая его поверхность. При этом прекращается его испарение.

Вместе с тем должен соблюдаться основной принцип теплообмена: в процессе конденсации паров СПГ и поддержания необходимого низкотемпературного режима хранения в ИР необходимо использовать холод от промежуточного хладагента, имеющего температуру ниже температуры хранимого

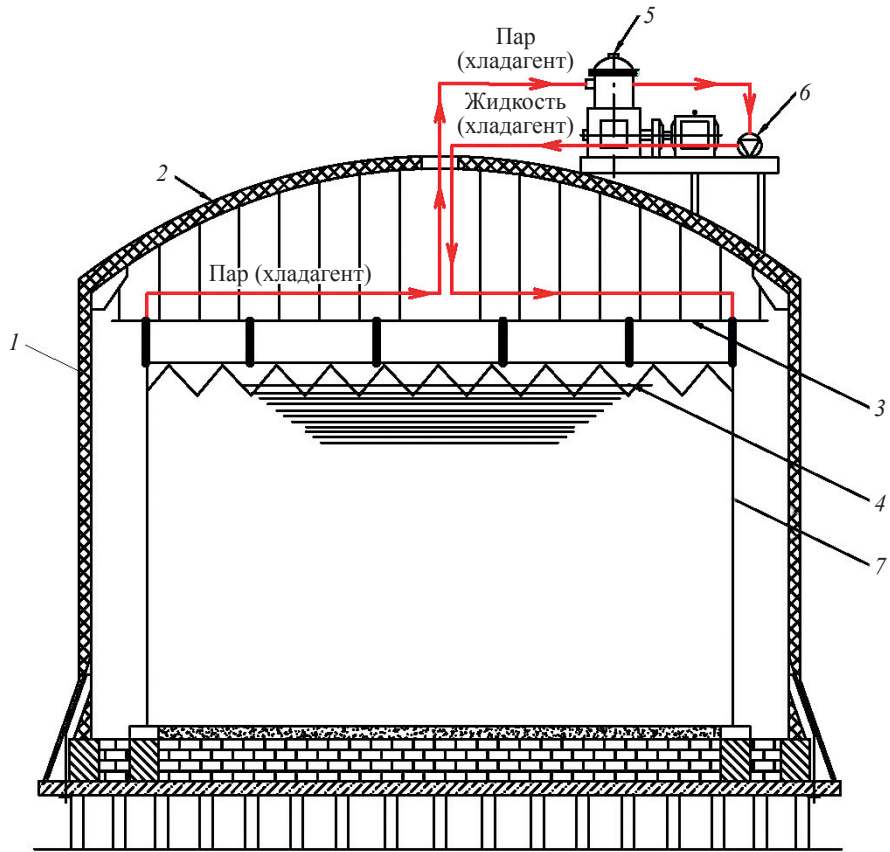


Рис. 4. Схема хранения СПГ: 1 – наружный резервуар; 2 – купольная крыша резервуара; 3 – подвесная крыша; 4 – испаритель-конденсатор; 5 – ХГМ; 6 – криогенный насос; 7 – внутренний резервуар

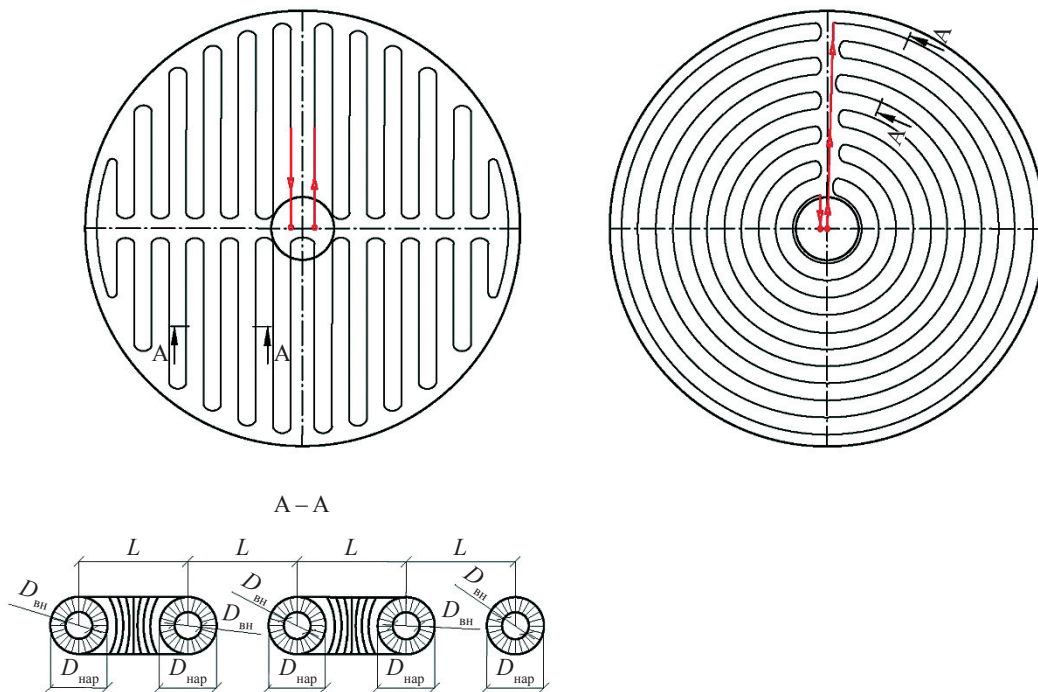


Рис. 5. Схемы вариантов конструкции испарителя-конденсатора 4 (см. рис. 4)

продукта. В конкретных условиях следует применять и машину ХГМ соответствующей холодопроизводительности и мощности с использованием для получения холода в машине технических газов (воздуха, азота, гелия), достигающих в работающей машине температуры ниже температуры конденсации паров промежуточного хладагента, направляемого в испаритель-конденсатор.

Предложенные технология и устройство для конденсации паров СПГ непосредственно в изотермических металлических резервуарах имеет следующие преимущества в сравнении с традиционными способами конденсации паров с использованием компрессорно-холодильных установок, расположенных за пределами ИР СПГ:

- отпадает необходимость постоянного отвода паров СПГ наружу за пределы резервуара для их конденсации в наружной холодильной установке и слива снова в жидкой фазе в ИР;
- исключается полностью потребность в строительстве компрессорно-холодильной установки на территории, занимаемой ИР СПГ;
- снижаются стоимость и эксплуатационные расходы объекта, эксплуатирующего системы хранения СПГ;
- повышается промышленная и экологическая безопасность системы хранения СПГ.

Реализация вышеуказанных инновационных технологий в одном объекте обеспечит отечественному изотермическому резервуаростроению высокоэффективное с экономической точки зрения энергосбережение, а также промышленную и экологическую безопасность сооружений.

Список литературы

1. API STD 620. Design and construction of large, welded, low-pressure storage tanks. – 12th ed. – October 2013.
2. BS EN 14620. Design and manufacture of site built, vertical, cylindrical, flat-bottomed steel tanks for the storage of refrigerated, liquefied gases with operating temperatures between 0 °C and –165 °C.
3. Ханухов Х.М. Конструкционные мероприятия по повышению безопасности и снижению риска эксплуатации изотермических резервуаров для хранения жидкого аммиака / Х.М. Ханухов, А.В. Алипов, Н.В. Четвертухин и др. // Безопасность труда в промышленности. – 2015. – № 8. – С. 74–82.
4. Патент RU 153344. Устройство для хранения сжиженных газов / авт.: Х.М. Ханухов, А.В. Алипов, С.В. Зимина и др.; патентообладатель: ООО «НПК Изотермик»; заявка № 2014153848/03 от 30.12.2014; опубл. 10.07.2015.

Novel engineering techniques for liquefied natural gas storing

Kh.M. Khanukhov¹, N.V. Chetvertukhin¹, A.V. Alipov¹, I.I. Simonov^{1*}, A.V. Kolomytsev¹, A.R. Chernobrov¹

¹ NPK Isotermik LLC, Section 11, Bld. 1, Est. 125, Varshavskoye shosse, Moscow, 117587, Russian Federation

* E-mail: isotermik@yandex.ru

Abstract. Nowadays, a terrestrial totally deterrent heat-insulated tank with a suspended penetrable roof is considered the most reliable and safe construction of isothermal reservoirs (IR).

The first novel relates to IR design. The authors suggest using a hollow interstitial space as an emergency reserve tank. Heat insulation is installed at an outside surface of an external tank. The interstitial space is always chilled, and in case it is increased to 2 m it can take up to 37 % of tank volume (when IR diameter relates to a height of its wall as one-to-one).

The second suggestion concerns with a way to store a liquefied natural gas (LNG), and comes down to the in-situ liquefaction of a gas vapor phase in the IR and keeping up of the low-temperature storage regime without vapors removal outside the tank for their condensation and returning of liquid. This process has a closed path. Its contributors are a gas refrigerator, an evaporating condenser, a cryogenic pump, and a liquid nitrogen as a cooling agent. The temperature of the cooling agent (minus 196 °C) is lower than a temperature of a stored product, i.e. LNG (minus 163 °C). In course of heat exchange LNG vapors are being condensed, and the cooling agent is evaporating and in the gaseous state goes into the refrigerator which has its own cooling agent, i.e. gaseous helium. The temperature of the cooling agent circulating in the refrigerator is lower than the temperature of the coming nitrogen vapors. Further, in the refrigerator's head the vapors of nitrogen are condensed and after that are pumped back into the evaporating condenser. When the tank is full, the evaporator is submerged in the LNG and stops LNG evaporation due to the overcooling of its surface. When the level of the product drops, the generated vapor rises up and along with touching an evaporating condenser installed under the suspended roof it will condense on the surface of the heat-exchanging pipes and flow down them.

Keywords: terrestrial totally deterrent isothermal tank, hollow interstitial space, emergency reserve tank, gas refrigerating machine, condensation of gas vapors inside an isothermal tank, intermediary cooling agent, evaporating condenser, cryogenic pump.

References

1. API STD 620. *Design and construction of large, welded, low-pressure storage tanks*. 12th ed. – October 2013.
2. BS EN 14620. *Design and manufacture of site built, vertical, cylindrical, flat-bottomed steel tanks for the storage of refrigerated, liquefied gases with operating temperatures between 0 °C and –165 °C*.
3. KHANUKHOV, Kh.M., A.V. ALIPOV, N.V. CHETVERTUKHIN, et al. Constructional design measures aimed at safety improvement and risk reduction during operation of isothermal tanks for storage of liquid ammonia [Konstruktsionnyye meropriyatiya po povysheniyu bezopasnosti i snizheniyu riska ekspluatatsii izotermicheskikh rezervuarov dlya khraneniya zhidkogo ammiaka]. *Bezopasnost Truda v Promyshlennosti*. 2015, no. 8, pp. 74–82. ISSN 0409-2961. (Russ.).
4. NPK ISOTERMIK LLC. *Apparatus for storing liquefied gases* [Ustroystvo dlya khraneniya szhizhennykh gazov]. Inventors: Kh.M. KHANUKHOV, A.V. ALIPOV, S.V. ZIMINA, et al. Appl. no. 2014153848/03, 30 December 2014; publ. 10 July 2015. RU 153344. (Russ.).

УДК 621.59

Тепломассообмен при неравновесном процессе нагрева термодинамически подобных криопродуктов до закритического состояния

А.М. Домашенко

ПАО «Криогенмаш», Российская Федерация, 143907, Московская обл., г. Балашиха, пр. Ленина, д. 67
E-mail: domashenko@cryogenmash.ru

Ключевые слова: криогенные продукты, термодинамическое подобие, изохорический процесс, реальный процесс, нагрев, стратификация, тепловой слой, ядро продукта, пограничный слой.

Тезисы. Теоретически и экспериментально исследован тепломассообмен в процессах нагрева в замкнутом объеме термодинамически подобных (или условно подобных) криогенных продуктов (азота, кислорода, аргона, метана). Проанализированы существующие методики расчета неравновесного нагрева этих жидкостей до рабочих давлений 0,4...0,6 МПа. Выполнены экспериментальные исследования нагрева до ранее не изученных закритических давлений. Исследованы физические особенности неравновесного нагрева двухфазной системы с переходом в однофазное закритическое состояние. Установлено, что в неравновесном процессе нагрева граница раздела фаз существует вплоть до возникновения критического давления.

Разработана методика расчета роста давления во времени. Полученные зависимости аппроксимируют экспериментальные данные с предельной относительной погрешностью $\pm 12\%$ при доверительной вероятности 0,95. Эта методика уже на этапе проектирования позволяет рассчитывать один из основных технологических параметров – время бездренажного хранения термодинамически подобных криогенных продуктов до заданного давления.

Хранение криопродуктов при закрытом газосбросе наиболее целесообразно, когда потери продукта нежелательны или газосброс затруднен по условиям эксплуатации, в частности для подводных аппаратов. При таком способе хранения в процессе свободно-конвективного нагрева двухфазной системы «жидкость – пар» возникает температурное расслоение по высоте столба жидкости, которое приводит к сокращению времени хранения до заданного давления по сравнению с равновесным изохорным нагревом.

Для расчета процесса с учетом принятого механизма расслоения при равномерном подводе тепла к поверхности сосуда авторы большинства известных в настоящее время исследований [1–4] использовали модели, имеющие ряд принципиальных допущений. Предполагалось, что на возникновение и развитие прогретого верхнего слоя в жидкости не влияют фазовые переходы на границе раздела фаз, перемещение самой границы за счет термического расширения жидкости и фазовых переходов, переменность свойств жидкости и пара. Считалось также, что процессы теплообмена и формирование теплового слоя не зависят от процессов, связанных с изохорным нагревом двухфазной среды.

Принимаемые допущения являются достаточно обоснованными, если повышение внутренней энергии происходит в двухфазовой области состояния системы «жидкость – пар» и не приводит к значительному повышению давления. Для криогенных продуктов это давление (p) составляет 0,4...0,6 МПа, т.е. тот диапазон, в котором и проводились практически все исследования.

Теоретически расчет параметров криогенных продуктов при их нагреве в замкнутом объеме связан с решением системы дифференциальных уравнений теплопереноса и гидродинамики, описывающих процесс естественной конвекции. Система уравнений, описывающая квазистационарный режим течения жидкости и нестационарное поле температур, включает уравнения переноса тепла в поверхностном слое и в ядре жидкости, переноса тепла вдоль стенки, а также уравнения турбулентного пограничного слоя с учетом неизотермической среды и стенки [4, 5]. Эти уравнения

записываются в безразмерном виде при масштабах отнесения¹: для линейных размеров – к высоте столба жидкости h_f ; для скорости – к параметру $\frac{v_f}{h_f}$; для температур – к параметру $\frac{q_w h_f}{\lambda_f}$. В этом случае

$$\bar{x} = \frac{x}{h_f}; \bar{\delta}_s = \frac{\delta}{h_f}; \bar{U} = \frac{U h_f}{v_f}; \bar{W} = \frac{W h_f}{v_f}; \bar{\theta} = \frac{(T - T_0) \lambda_f}{q_w h_f}; \bar{\theta}_w = \frac{(T_w - T) \lambda_f}{q_w h_f}.$$

Тогда уравнение переноса тепла в поверхностном слое и ядре имеет вид

$$\frac{\partial \bar{\theta}}{\partial \text{Fo}} - \bar{U} \frac{\partial \bar{\theta}}{\partial \bar{x}} = \frac{\partial^2 \bar{\theta}}{\partial \bar{x}^2} + f_q. \quad (1)$$

При $h_f/h_w = 0,7 \dots 0,9$ (h_w – высота стенки сосуда) начальные и граничные условия записываются в следующем виде:

$$\bar{\theta} = (\bar{x}, 0) = 0; \quad \frac{\partial \bar{\theta}(0, \text{Fo})}{\partial \bar{x}} = \frac{\partial \bar{\theta}(1, \text{Fo})}{\partial \bar{x}} = 0;$$

$$\bar{U} = 0,585 \text{Pr} K_4 \bar{W} \bar{\delta} \text{ для } \bar{x} < 1 - \bar{\delta}_s;$$

$$\bar{U} = \text{Pr} \bar{U}_s \left(\frac{1 - \bar{x}}{\bar{\delta}_s} \right)^n \text{ для } 1 - \bar{\delta}_s \leq \bar{x} \leq 1;$$

$$f_q = 0 \text{ для } \bar{x} < 1 - \bar{\delta}_s;$$

$$f_q = 0,146 \text{Pr} K_4 \bar{W} \bar{\theta}_{ws} \text{ для } 1 - \bar{\delta}_s \leq \bar{x} \leq 1,$$

где $\bar{\theta} = \frac{(T_f - T_{f0}) \lambda_f}{q_w h_f}$ – избыточная температура по оси сосуда (T_f и T_{f0} – текущая и первоначальная

температуры жидкости соответственно, λ_f – теплопроводность жидкости, q – плотность теплового

потока); $\text{Fo} = \frac{a_f \tau}{h_f^2}$ – число Фурье (a_f – коэффициент температуропроводности, τ – характерное

время изменения внешних условий); \bar{U} – скорость конвективного переноса тепла в поверхност-

ном слое и ядре по оси; $\bar{W} = \frac{W h_f}{v_f}$ – скорость жидкости в пограничном слое; \bar{U}_s – скорость опуска-

ния жидкости на оси при $\bar{x} < 1 - \bar{\delta}_s$; $\bar{\theta}_{ws}$ – избыточная температура стенки на поверхности раздела

фаз; $\bar{\delta}_s = \frac{\delta}{h_f}$ – безразмерная толщина поверхностного слоя; $\bar{x} = \frac{x}{h_f}$ – текущая координата; $K_4 = \frac{h_f}{D}$

(D – диаметр сосуда); f_q – функция теплового источника, характеризующая перенос тепла через

пограничный слой в поверхностный слой; n – показатель степени при аппроксимации распределения в прогретом слое с помощью параболического закона.

Пограничный слой при условии неизотермичности среды записывается в следующем виде:

$$\begin{aligned} \frac{d\bar{\delta}}{dx} &= -2,39 \text{Gr} \frac{\bar{\delta} \bar{\theta}_w}{\bar{W}^2} + (0,436 + 1,244 \text{Pr}^{-\frac{2}{3}}) (\bar{\delta} \bar{W})^{-\frac{1}{4}} - \left(2 \frac{d\bar{\theta}_w}{dx} + 8,16 \frac{\partial \bar{\theta}}{\partial x} \right) \frac{\bar{\delta}}{\bar{\theta}_w}; \\ \frac{d\bar{W}}{dx} &= 2,39 \text{Gr} \frac{\bar{\theta}_w}{\bar{W}} - (0,436 + 1,244 \text{Pr}^{-\frac{2}{3}}) \bar{\delta}^{-\frac{5}{4}} \bar{W}_1^{-\frac{3}{4}} + \left(\frac{d\bar{\theta}_w}{dx} + 4,08 \frac{\partial \bar{\theta}}{\partial x} \right) \frac{\bar{W}_1}{\bar{\theta}_w}. \end{aligned} \quad (2)$$

¹ Здесь и далее подстрочный индекс f обозначает отнесение параметра к жидкости, индекс w – к стенке сосуда.

Здесь $Gr = \frac{g\beta q_w h_f^4}{\lambda_f \nu_f^2}$ – модифицированный критерий Грасгофа (g – ускорение свободного падения,

β – температурный коэффициент объемного расширения теплоносителя); $\bar{\theta}_w$ – избыточная температура стенки.

Перенос тепла вдоль тонкой стенки ($\delta_w/h_w \ll 1$) записывается в виде

$$\frac{d^2 \bar{\theta}_w}{d\bar{x}^2} - 0,0228 Pr^{\frac{1}{3}} \frac{K_3}{K_1 K_2} \bar{\delta}^{-\frac{1}{4}} W^{\frac{3}{4}} \bar{\theta}_w = - \left(\frac{K_3}{K_1 K_2} + \frac{\partial^2 \bar{\theta}}{\partial \bar{x}^2} \right) \quad (3)$$

при граничных условиях

$$\frac{d\bar{\theta}_w}{d\bar{x}} = \frac{d\bar{\theta}(0)}{d\bar{x}}, \quad \frac{d\bar{\theta}_w(1)}{d\bar{x}} = \frac{K_3}{K_1 K_2} - \frac{d\bar{\theta}_w(1)}{d\bar{x}},$$

где $K_1 = \delta_w/h_w$ – характеристика геометрии стенки; $K_2 = \lambda_w/\lambda_f$, $K_3 = h_f/h_w$ – степени заполнения сосуда жидкостью.

Из приведенных уравнений и граничных условий вытекает, что температурное поле $\bar{\theta}$ зависит от независимых параметров $\bar{\theta} = f(\bar{x}, Fo, Pr, Gr, K_1, K_2, K_3, K_4)$.

Для ряда частных случаев, например, при сравнительно больших плотностях тепловых потоков у поверхности сосудов при больших степенях заполнения жидкостью допустимо использовать простую физическую модель, в которой температурное расслоение возникает в основном за счет подвода тепла к зеркалу жидкости.

При этом предполагается, что тепловой поток распространяется как в полуограниченном твердом теле с теплопроводностью $\lambda_s = \varepsilon \lambda$ (ε – поправочный коэффициент, учитывающий кон-

векцию жидкости). При этом принимается $\varepsilon = ARa^{\frac{1}{6}}$, где A – эмпирическая постоянная для различной геометрии сосудов, Ra – число Рэлея. В этом случае температура в любой точке объема определяется зависимостью

$$\frac{[T_f(x, \tau) - T_{f0}] \lambda}{qR} = \frac{F_{ж}}{V} R Fo + 2 \frac{F_{п}}{F_s} \sqrt{Fo} \cdot \text{ierfc} \frac{x}{R \sqrt{Fo}},$$

где $T_f(x, \tau)$ и T_{f0} – текущая и первоначальная температуры жидкости соответственно; q – плотность теплового потока из окружающей среды; $F_{ж}$, $F_{п}$, F_s – площади соответственно смоченной жидкостью поверхности, омываемой паром поверхности и поверхности раздела фаз; x – координата от поверхности раздела фаз вертикально вниз; R – радиус.

Для инженерных расчетов используются также эмпирические зависимости, полученные обработкой экспериментальных данных, например, в работе Е.М. Баслиной и др. [1] предложена зависимость

$$\frac{(p - p_0)(v'' - v')}{r} = Co \left[Fo Ga^{-0,79} Pr^{-4,45} K^{0,95} \theta \Pi^{-0,75} \left(\frac{v'' - v'}{v'} \right)^{0,7} \left(\frac{D^2}{F} \right)^{1,46} \left(\frac{\lambda_w}{\lambda'} \right)^{0,3} \left(\frac{D}{\delta} \right)^{0,72} \left(\frac{Ho}{D} \right)^{-n} \right]; \quad (4)$$

$$Ga = \frac{gD^3}{\nu^2}; \quad Pr = \frac{\nu}{a}; \quad K = \frac{r\beta}{C}; \quad \theta = \frac{qD\beta}{\lambda}; \quad \Pi = \frac{r}{gD}; \quad Co = 2,45 \cdot 10^{15}.$$

В случае если тепловой поток $q \gg 1$ Вт/м², Э. Харпер и др. [4] рекомендуют уравнение

$$\frac{(T_s - T_0)c_p}{\ell} = 0,65 Ho^{0,76} \left(\frac{\tau}{\tau_*} \right)^n \left(\frac{1 - \Phi_0}{\Phi_0} \right)^{-0,3}, \quad (5)$$

где c_p – изобарная теплоемкость; $\ell = \frac{V}{F}$ – характерный размер; Ho – критерий гомохронности;

τ – текущее время; $n = f(x_0)$; τ_* – начальный отрезок времени, в течение которого температура жидкости в объеме практически не меняется.

В таблице приведены основные расчетные соотношения, известные из печатных работ, и границы их применимости. Некоторые результаты расчетов по этим соотношениям и экспериментальные данные, полученные на установке с резервуаром вместимостью $V = 0,116$ м³ при

Основные расчетные модели тепломассопереноса

Э. Харпер [4]	$\frac{(T_s - T_0)\lambda}{qH} = \frac{2\left(\frac{H}{R}\right)}{\int \left[\frac{T_z - T_0}{T_s - T_0}\right] d\eta} \frac{\nu\tau}{H^2}; \eta = \frac{z}{\Delta(\tau)}$ $\frac{\Delta(\tau)}{H} = 1 - \left[1 + 0,0924 \frac{H}{R} \frac{\nu\tau}{H^2 \text{Pr}^{\frac{2}{3}}} \left(\frac{\text{Gr}^*}{1 + 0,443 \text{Pr}^{\frac{2}{3}}} \right)^{\frac{2}{7}} \right]^{-7}$ $\text{Gr} \leq 3 \cdot 10^{14}; \tau \leq 300 \text{ с}$
А.И. Винников	$p - p_o = \text{Co} \frac{D^{1,03} \lambda_w^{0,3}}{0,72 F^{1,46}} \left(\frac{\text{Ho}}{D} \right)^{-\eta} q_f \tau; \frac{\Delta(\tau)}{H} = 13 \frac{\text{Fo}^{3,5}}{\text{Pr}^2} \left(\frac{\lambda_f \delta}{\lambda D} \right)^{\frac{5}{4}}$ $\text{Fo} = 2 \cdot 10^{-3} \dots 3 \cdot 10^{-1}; \frac{\lambda D}{\lambda_f \delta} = 3 \cdot 10^{-1} \dots 8; \text{Pr} = 1,1 \dots 2,5; \frac{\text{Ho}}{D} = 0,5 \dots 2,2$
Ю.А. Кириченко	$\frac{T_s \text{Co}}{r} = 0,65 \text{Ho}^{0,76} \left(\frac{\tau}{\tau^*} \right)^{\eta} \left(\frac{1-\varphi}{\varphi} \right)^{-0,5}; \eta = f(x);$ $\text{Ra} = 0,4 \cdot 10^8 \dots 0,4 \cdot 10^{11}; \text{Pr} = 1,6 \dots 18; \text{Fo} = 1,1 \cdot 10^{-2} \dots 1,9 \cdot 10^{-1};$ $\text{Ho} = 1,2 \cdot 10^{-3} \dots 7,8 \cdot 10^{-2}; \frac{1-\varphi}{\varphi} = 0,01 \dots 4,9; x = 1,03 \cdot 10^{-6} \dots 2,4 \cdot 10^{-2}$
Ю.А. Кириченко	$\frac{(T_s - T_0)\lambda}{ql} = 2,08 \text{Fo} + \frac{1,13 \sqrt{\text{Fo}}}{\sqrt{A} \cdot \text{Ra}^{\frac{1}{12}}} - \text{цилиндр};$ $\frac{(T_s - T_0)\lambda}{ql} = 3 \text{Fo} + 5,64 \frac{\sqrt{\text{Fo}}}{\text{Ra}^{\frac{1}{12}}} - \text{сфера};$ $\text{Ra} = 10^6 \dots 10^{12}; \text{Fo} = 10^{-3} \dots 1,4; \varphi \geq 0,85$
В.Ф. Хлыбов	Численное решение уравнений гидродинамики характерных зон: пограничного слоя, теплового слоя и ядра

числах Ra и Fo и степенях заполнения φ , соответствующих диапазону применимости расчетных соотношений, представлены на рис. 1.

Э. Харпер с соавторами [4] получили соотношение между температурой поверхности жидкости, временем хранения и толщиной теплового слоя для случая интенсивного и кратковременного нагрева в предположении о постоянстве температуры ядра жидкости и отсутствии фазовых переходов. Е.М. Баслиной и Ю.А. Кириченко с соавторами [1, 2] использованы методы решения, основанные на теории обобщенных переменных. В первом случае [1] с учетом перетока тепла от боковых стенок в массу жидкости предложено соотношение (4) для расчета текущего безразмерного давления

$$\Pi = \frac{(T_s - T_0)(v'' - v')}{r}, \text{ где } v' \text{ и } v'' - \text{удельные}$$

объемы жидкости, пара в функции от безразмерных параметров и критериев подобия, полученных методом размерностей. Коэффициент Co зависит от рода жидкости, ее температуры и определяется экспериментально. Следует отметить, что в числе аргументов этого соотношения отсутствует такой важный параметр, как удельный объем системы (степень заполнения сосуда жидкостью φ). Не является также очевидным использование числа Фурье (Fo) в качестве границы применимости расчетного соотношения, поскольку к моменту времени, определенному из предельного значения $\text{Fo} = 0,1$, давление в сосуде в зависимости от значения теплового потока может меняться в пределах, исключающих возможность использования принятых допущений и модели процесса (5) [4]. Например, при исследовании

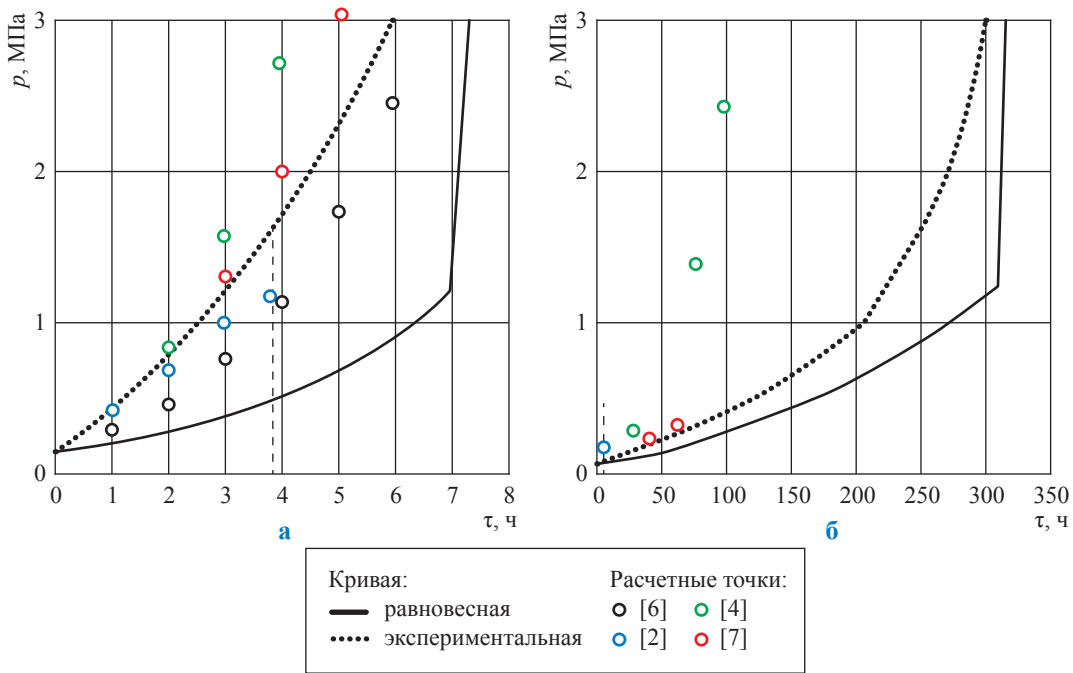


Рис. 1. Зависимость давления p от времени τ процесса нагрева жидкого азота при $\phi = 0,8$, $Fo = 0,1$ и тепловом потоке q , равном 238 (а) и 5,5 (б) Вт/м²

процесса бездренажного хранения жидкого азота в резервуаре вместимостью $V = 0,116 \text{ м}^3$ при тепловых потоках $q = 5 \dots 240 \text{ Вт/м}^2$ и степени заполнения $\phi = 0,9$ давление при $Fo = 10^{-1}$ изменялось в пределах $0,04 \dots 2,0 \text{ МПа}$ [6].

Ю.А. Кириченко и Ж.А. Супрунова [2] получили безразмерные комплексы для изучаемого процесса методом теории подобия на основе уравнений первого закона термодинамики и уравнений, описывающих процесс теплообмена на вертикальной стенке. Определяющим в этой работе является допущение о том, что системой критериев подобия, выведенной для начального интервала времени процесса нагрева (квазиравновесного), могут быть описаны температурное поле жидкости и давление в паровой фазе и на последующих стадиях, где свойства среды можно считать неизменными. Полученные соотношения для определения текущей температуры границы раздела фаз (давление в паровой фазе), включая безразмерный тепловой поток $Но$, степень заполнения ϕ и безразмерное время $\tau = \frac{\tau}{\tau_*}$, приведены в таблице

в зависимости только для времени $0 < \tau \leq \tau_*$. В качестве масштаба времени в безразмерных

комплексах $\tau = \frac{\tau}{\tau_*}$ и $Но$ принята временная

граница двух гидродинамических режимов – нестационарного (внутреннего переходного) и внешнего переходного, возникающих при подводе тепла к двухфазной замкнутой системе в момент времени $\tau = 0$.

В процессе реализации внутреннего переходного режима при таком начальном условии у боковых стенок формируются пограничный слой и первый цикл конвективного движения в объеме жидкости. По мнению Ю.А. Кириченко и Ж.А. Супруновой [2], на этом этапе развития процесса происходит интенсивный вынос тепла от нагреваемых стенок нижней части объема жидкости к свободной поверхности, следствием которого является максимальный темп возрастания температуры поверхности раздела фаз. В реальных системах хранения криогенных продуктов начало процесса (закрытие газосброса) происходит в условиях стабилизированного теплового потока, сформированных пограничного слоя и циркуляционного движения, поэтому использование предложенной физической модели развития процесса для систем хранения представляется достаточно условным. Значения времени τ_* , полученные при расчете по рекомендованной Ю.А. Кириченко и Ж.А. Супруновой [2] зависимости, в большинстве режимов превышали границу квазиравновесного состояния системы. Под квазиравновесной понимается

система, в которой разница температур в жидкости на начальном этапе нагрева не превышает 3,5 % среднемассовой температуры.

Представляется недостаточно корректным введение в критерий гомохронности $Но$ в качестве масштаба времени τ_* , физически не имеющего отношения к процессу равновесного изохорного нагрева.

Анализ результатов расчета и их сравнение с экспериментальными данными показывают, что обсуждаемая методика [2] в пределах своей применимости достаточно хорошо описывает режимы только с большими тепловыми потоками и дает значительное отклонение при тепловых потоках, характерных для промышленных систем хранения криопродуктов.

Наибольшее совпадение расчетных данных с экспериментальными получено в предположении, что при степенях заполнения $\varphi \geq 0,85$ основным фактором температурного расслоения является тепловой поток, поступающий

от купола резервуара к верхнему слою жидкости, в котором он распространяется с эффективной теплопроводностью [6]. В данном случае необходимо обратить внимание на предел применимости расчетных соотношений по числу Fo . В ряде режимов, которые удовлетворяли заданным значениям определяющих параметров процесса, расчетная кривая к моменту времени τ_* , соответствующему числу $Fo = 1,4$, пересекала не только экспериментальную, но и равновесную кривую.

Когда речь идет о бездренажном хранении криопродуктов до закритического состояния [6, 7], тепловая стратификация жидкости, возникающая в процессе свободноконвективного теплообмена и нагрева двухфазной системы в замкнутом объеме, – явление еще более сложное, зависящее от многих факторов, действия которых взаимосвязаны и часто противоположны. Физическая модель процесса представлена на рис. 2. Возникает и развивается стратифицированный слой в результате притока в него части нагретой в пограничном слое жидкости и теплоты, поступающей от купола резервуара. При этом усложнение происходящих процессов и расчета их параметров объясняется следующими причинами: существенным изменением теплофизических свойств криогенных продуктов при повышении их температуры до закритического состояния; передачей теплоты фазовых переходов и теплоты нагрева пара не всей жидкости, а поверхностному слою, что приводит к увеличению в нем градиента температуры (нагрев пара и конденсация) или к его уменьшению (испарение); изменением параметров пограничного и поверхностного слоев за счет нестационарного перемещения границы раздела фаз, связанного с термическим расширением жидкости и фазовыми переходами, разнообразием форм и объемов резервуаров.

Кроме этого, необходимо учитывать, что в изучаемом процессе реализуется изохорный нагрев, описываемый первым законом термодинамики для системы «жидкость – пар». Причем изохорный нагрев, в результате которого происходят процессы испарения, конденсации, термического расширения, перераспределения теплового потока на нагрев жидкой и паровой фаз и фазовый переход, а также значительное изменение теплофизических свойств, кардинально влияет на процессы теплопереноса и гидродинамики. Кроме

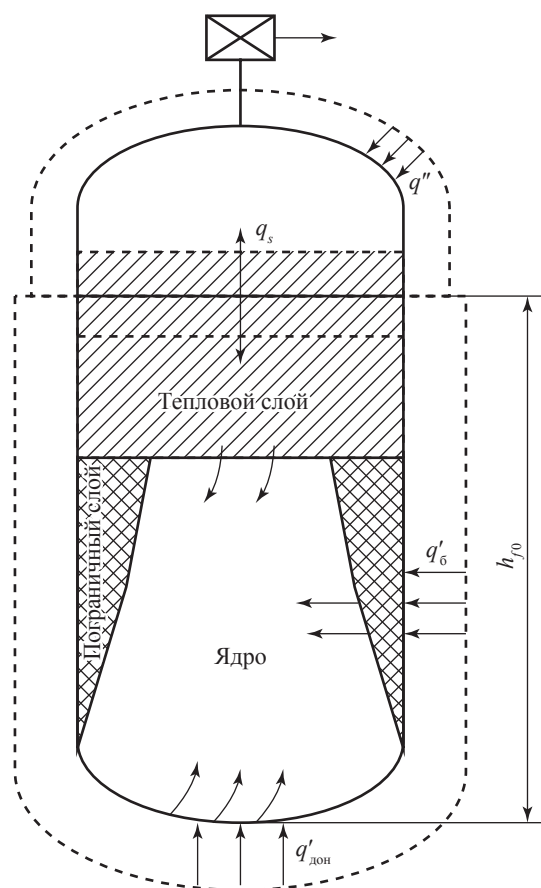


Рис. 2. Физическая модель процесса нагрева двухфазной системы: индексы s , штрих, два штриха соотносят плотность теплового потока соответственно с фазовым переходом, жидкостью, паром

этого, в промышленных резервуарах реализуется турбулентное движение жидкости ($Ro \gg 10^9$), что практически не позволяет решать уравнения гидродинамики и теплопереноса. Очевидно, что описать подобный нестационарный процесс нагрева уравнениями гидродинамики, решить их или выделить безразмерные комплексы чрезвычайно сложно. Поэтому наиболее целесообразным методом исследования был признан экспериментальный с использованием теории обобщенных переменных (приближенное моделирование).

С точки зрения изохорного нагрева криогенных продуктов, используемых в промышленных масштабах и которые можно отнести к термодинамически подобным или условно подобным (кислород, азот, аргон, метан), установлено [8, 9], что безразмерное давление перехода двухфазной системы в однофазное состояние, доли теплоты, идущие на нагрев жидкости, пара и фазовый переход, время достижения однофазного состояния при заданной степени заполнения резервуара и одинаковом безразмерном тепловом потоке для таких жидкостей отличаются незначительно. К этим жидкостям можно отнести и криптон с ксеноном.

Расчеты долей тепла в равновесном процессе выполнены с использованием термодинамических соотношений:

$$\begin{aligned}
 F' &= \frac{q'}{q^*} = \left(\frac{v'' - v^*}{v'' - v'} \right) \frac{c'_s}{c_v^*}; \quad F'' = \frac{q''}{q^*} = \left(\frac{v^* - v'}{v'' - v'} \right) \frac{c''_s}{c_v^*}; \\
 F^s &= \frac{q_s}{q^*} = - \left(\frac{i'' - i'}{v'' - v'} \right) \left[\left(\frac{v'' - v^*}{v'' - v'} \right) \frac{dv'}{dT} + \left(\frac{v^* - v'}{v'' - v'} \right) \frac{dv''}{dT} \right] \frac{1}{c_v^*}; \\
 c'_s &= \frac{di'}{dT} - \frac{v'}{T} \left(\frac{i'' - i'}{v'' - v'} \right); \quad c''_s = \frac{di''}{dT} - \frac{v''}{T} \left(\frac{i'' - i'}{v'' - v'} \right); \\
 c_v^* &= (1-x) \left[c'_s - \left(\frac{i'' - i'}{v'' - v'} \right) \frac{dv'}{dT} \right] + x \left[c''_s - \left(\frac{i'' - i'}{v'' - v'} \right) \frac{dv''}{dT} \right], \quad (6)
 \end{aligned}$$

где F' , F'' , F^s – доли тепла от общего теплового потока соответственно на нагрев жидкости, пара и фазовый переход; q' , q'' , q^s , q^* – теплота нагрева соответственно жидкости, пара, фазового перехода и общий тепловой поток; i' , i'' – энтальпия соответственно жидкости и пара; v' , v'' , v^* – удельные объемы жидкости, пара и двухфазной системы соответственно; c'_s , c''_s , c_v^* – соответственно теплоемкость жидкости и пара на линии насыщения и изохорная теплоемкость системы; x – степень сухости пара.

Важно отметить, что сравнение значений теплоемкости, рассчитанных по зависимости (6) с использованием таблиц теплофизических свойств [2], с экспериментально определенными значениями теплоемкости [3] показали, что расхождения между ними не превышают 5 %. Поэтому расчет текущей температуры в изохорном процессе по зависимости

$$dT = \frac{dq}{Mc_v},$$

где $dq = du$ (внутренняя энергия), дает достаточно надежные результаты.

При переходе через кривую фазового равновесия изохорная теплоемкость c_v , так же как и изобарная c_p , претерпевает скачок [8]. Это видно из соотношения

$$c_v^* = (1-x) \left\{ c'_v - \frac{T}{\left(\frac{\partial p}{\partial T} \right)'_T} \left[\left(\frac{\partial p}{\partial T} \right)'_v - \frac{dp_s}{dT} \right]' \right\} + x \left\{ c''_v - \frac{T}{\left(\frac{\partial p}{\partial T} \right)''_T} \left[\left(\frac{\partial p}{\partial T} \right)''_v - \frac{dp_s}{dT} \right]'' \right\}. \quad (7)$$

Величина скачка составляет соответственно для жидкой и паровой фаз

$$c'_v - c^*_v = \frac{T}{\left(\frac{\partial p}{\partial T}\right)'_T} \left[\left(\frac{\partial p}{\partial T}\right)'_v - \frac{dp_s}{dT} \right];$$

$$c''_v - c^*_v = \frac{T}{\left(\frac{\partial p}{\partial T}\right)''_T} \left[\left(\frac{\partial p}{\partial T}\right)''_v - \frac{dp_s}{dT} \right], \quad (8)$$

где c''_v , c^*_v и c'_v – теплоемкости на линии насыщения при подходе к линии фазового равновесия со стороны однофазного состояния вещества.

Для расчета основных параметров изохорного процесса в области однофазного состояния жидкости используется соотношение

$$c_v = T \left(\frac{\partial S}{\partial T} \right)_v, \quad (9)$$

где S – площадь поверхности сосуда.

Анализ результатов расчета показывает, что теплоемкость c_v (в однофазной жидкостной области) зависит от температуры значительно, поэтому этот фактор должен обязательно учитываться при расчете параметров изохорного нагрева. На рис. 3 приведены зависимости

безразмерного давления $\bar{p} = \frac{p}{P_{кр.г}}$ от времени τ при степенях заполнения $\varphi = 0,9; 0,7;$

$\varphi_{кр}$ и $\bar{q} = 0,0105$, а на рис. 4 – доли тепла, расходуемые на нагрев жидкости, пара и фазовый

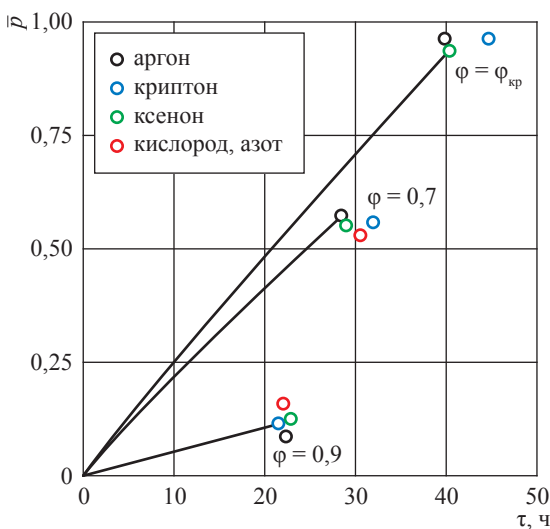


Рис. 3. Зависимость $\bar{p} = f(\tau)$ при равновесном изохорическом нагреве для различных значений φ и $\bar{q} = 0,01058$

переход в зависимости от безразмерной температуры $T = T/T_{кр}$ при тех же значениях φ и \bar{q} . Отметим, что расчетные параметры исследуемых газов различаются не более чем на несколько процентов. И только для криптона время перехода в однофазное состояние при уменьшении φ от 0,9 до $\varphi_{кр}$ увеличивается (по сравнению с аналогичным параметром для аргона, кислорода и азота) примерно на 10 %. Из анализа зависимостей, представленных на рис. 3, 4, можно сделать важный вывод о том, что при изохорическом нагреве термодинамически подобных жидкостей темп роста давления для них одинаков при одинаковых условиях.

Анализ представленных методов расчета и физических моделей процесса нагрева в замкнутом объеме криогенных продуктов показывает, что при допущении о постоянной границе раздела фаз, отсутствии фазовых переходов и постоянстве теплофизических свойств криопродуктов они работоспособны. Физическая картина нагрева двухфазной системы существенно изменяется, если она нагревается до температуры и соответствующего давления, превышающих критические значения. В этом случае при $v^* < v_{кр}$ жидкость расширяется за счет нагрева и заполняет весь объем; при $v^* > v_{кр}$ жидкость полностью испаряется. В этих случаях граница раздела фаз, перемещаясь вверх или вниз, в значительной степени деформирует тепловые слои и за счет испарения или конденсации паровой фазы, и чисто механически. Сама же двухфазная система переходит в однофазное состояние – жидкостное или паровое. Естественно, что в таком процессе в широком диапазоне изменяются все теплофизические свойства. Следовательно, нагрев криопродуктов до закритического состояния требует отличных от рассмотренных выше подходов к решению задачи.

Если учитывать тот факт, что основными параметрами при равновесном изохорическом нагреве, определяющими все параметры процесса и состояния, являются при известных свойствах криопродукта только тепловой поток и степень заполнения резервуара жидкостью, можно подойти к экспериментальному исследованию бездренажного хранения, базируясь на сравнении расчетного равновесного темпа роста давления с экспериментально полученными данными и связывая их меж-

ду собой через безразмерное время $\bar{\tau} = \frac{\tau_d}{\tau_p}$,

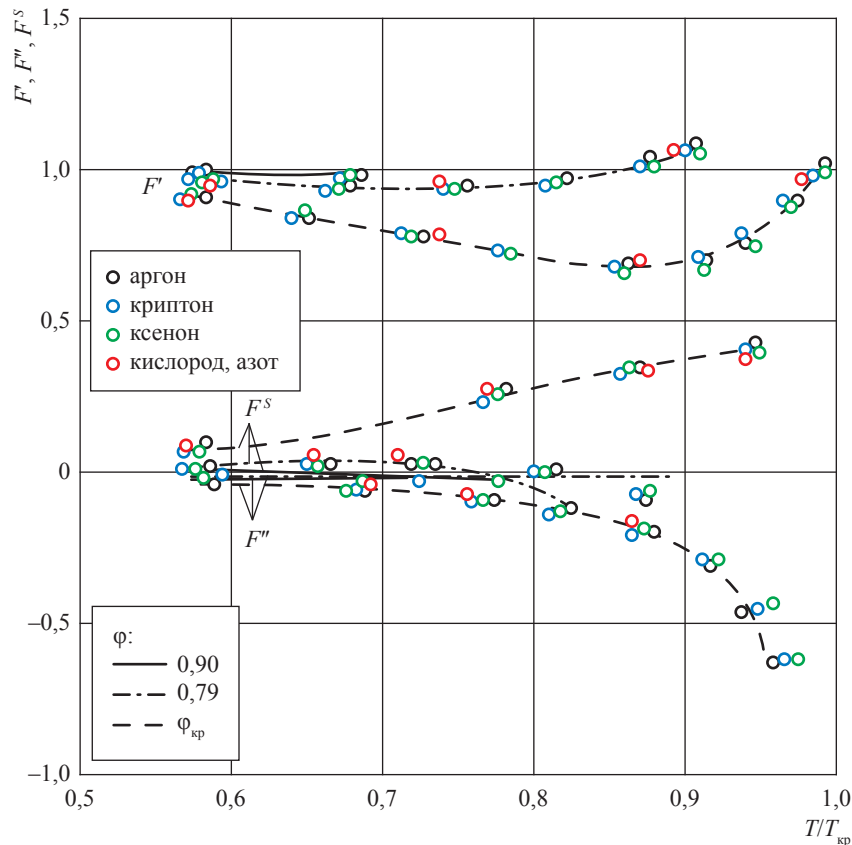


Рис. 4. Изменение долей тепла на нагрев жидкости (F'), пара (F'') и фазовый переход (F^S) в зависимости от относительной температуры $T/T_{кр}$ и степени заполнения резервуара φ

где τ_d – действительное время хранения, учитывающее сложные теплообменные процессы, происходящие в двухфазной замкнутой системе, τ_p – расчетное равновесное время хранения в изохорном процессе.

Экспериментальные исследования неравновесного нагрева криопродуктов. Анализ физической модели показал, что количество влияющих на стратификацию жидкости факторов весьма значительно, причем действия их взаимосвязаны и часто противоположны. К особенностям изохорического нагрева до закритического состояния среды следует отнести то, что нагрев начинается с равновесного состояния двухфазной системы, далее происходит в неравновесном процессе, а оканчивается в однофазном закритическом состоянии, которое можно считать практически равновесным. С учетом описанных особенностей процесса была предпринята попытка выделить самые существенные определяющие параметры. Такими параметрами, подтвержденными предварительными экспериментами, явились уровень заполнения резервуара жидкостью и тепловой поток к системе. Уровень

заполнения влияет комплексно и на распределение доли тепла на нагрев фаз и фазовый переход, и на общую картину тепловых потоков. Это приводит к тому, что при $\varphi < \varphi_{кр}$ стратификация практически исчезает. Также интенсивно влияет на картину тепловых потоков и их развитие тепловой поток к системе. В связи с этим данные параметры были выделены, и исследовалось их влияние на температуру границы раздела фаз. Таким образом, изменение безразмерной температуры в процессе изохорного нагрева жидкости принималось зависимым в основном от двух безразмерных комплексов:

теплового потока $\bar{q} = \frac{q_s S \tau}{\varphi_0 \rho_{f0} V T_{f0} c_{f0}^{нас}}$ и степени

заполнения резервуара $\varphi = V_{f0}/V$, где q_s – удельный тепловой поток; S – площадь поверхности сосуда; φ_0 – начальная степень заполнения; V_{f0} , V – соответственно начальный объем жидкости и вместимость сосуда; ρ_{f0} , T_{f0} , $c_{f0}^{нас}$ – начальные плотность, температура и теплоемкость жидкости на линии насыщения; τ – время.

С учетом особенностей нагрева термодинамически подобных жидкостей (рис. 5, см. рис. 4)

при планировании эксперимента было принято допущение о том, что если в равновесном процессе при одинаковых значениях φ и \bar{q} темп роста давления для рассматриваемых жидкостей одинаков, то он должен быть одинаковым и в неравновесном процессе. Правомерность этого допущения экспериментально подтверждена при исследовании бездренажного хранения жидких азота и кислорода. Параметром, связывающим оба процесса, в этом случае является безразмерное время $\bar{\tau}$. Было принято также допущение о незначительном влиянии на процесс бездренажного хранения размеров и формы резервуаров, по крайней мере, объемом до 32 м³, которое в дальнейшем в пределах погрешности экспериментально подтвердилось [7, 10].

Перед планированием эксперимента были проанализированы диапазоны изменения основных параметров в промышленных системах. Эксплуатируемые и создаваемые системы-хранилища высокого давления оснащаются криогенными резервуарами вместимостью $V = 0,1...32$ м³, имеющими форму шара либо вертикального или горизонтального цилиндра с отношением длины

к диаметру $\bar{L} = \frac{L}{D} = 1...4$. Удельный тепловой поток $q_s = 0,0025...0,625$ Вт/кг (в зависимости от типа изоляции и объема резервуара). При нарушении изоляции q_s увеличивается до 0,2...1,875 Вт/кг. Степень заполнения резервуара $\varphi = 0...1$. Основные жидкости, которые в настоящее время хранятся в промышленных масштабах, – метан, азот, кислород, аргон и водород.

С учетом проведенного анализа входных параметров и принятых выше допущений был создан опытный стенд с вертикальным цилиндрическим резервуаром вместимостью $V = 0,112$ м³ ($\bar{L} = 1,3$) с рабочим давлением $p = 4$ МПа. На стенде можно было проводить исследования во всем диапазоне тепловых потоков, степеней заполнения и с любой из указанных выше криогенных жидкостей.

Анализ и обобщение полученных экспериментальных данных. При экспериментальных исследованиях бездренажного хранения жидких кислорода, азота и аргона основные параметры изменялись в диапазонах $\varphi = 0,9...0,9_{кр}$; $\bar{q} = 0,00227...0,01638$;

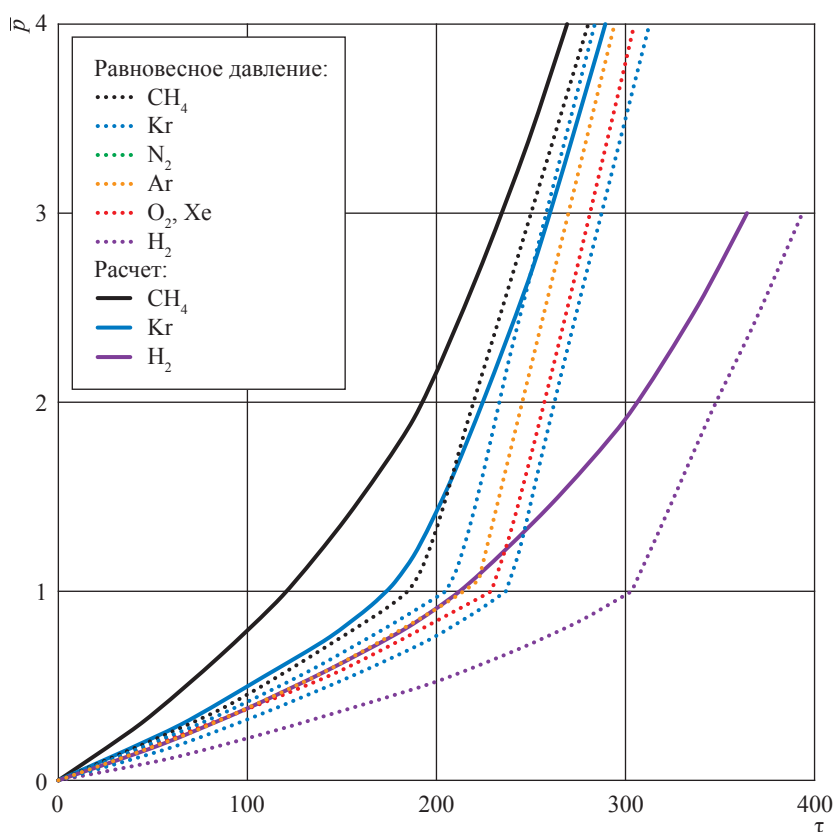


Рис. 5. Зависимость безразмерного давления от времени хранения жидких продуктов при $\varphi = 0,9$, $\bar{q} = 0,0108$: $\bar{p} = 1$ – переход в однофазное жидкостное состояние

$\bar{p} = 0,1 \dots 4,0$. Здесь $\varphi_{кр}$ соответствует степени заполнения резервуара при критическом объеме двухфазной системы $v_{кр}$.

Согласно принятой модели давление, равновесное температуре поверхности раздела фаз, представлялось в виде

$$\bar{p} = \frac{p_{\tau} - p_0}{p' - p_0} = f\left(\bar{q}, \frac{\tau_p}{\tau_d}, \varphi\right),$$

где p_{τ}, p_0, p' – давление соответственно текущее, начальное и перехода в однофазное состояние при равновесном процессе.

Уравнение множественной регрессии $\bar{\tau} = f(\bar{q}, \bar{p}, \varphi)$ определялось методом Брандона в виде $\bar{\tau} = af_1(\varphi)f_2(\bar{p})f_3(\bar{q})$, где a – расчетный коэффициент.

В результате статистической обработки экспериментальных данных были получены уравнения множественной регрессии в диапазоне относительного теплового потока $\bar{q} = 0,00227 \dots 0,01638$ и безразмерных давлений

$$\bar{p} = 0,05 \dots 0,50;$$

$$\bar{\tau} = 1 + 0,0093e^{-2\bar{p}}e^{7\varphi}(80,6\bar{q} + 0,4); \quad (10)$$

$$\bar{p} = 0,5 \dots 4,0;$$

$$\bar{\tau} = 1 + 0,0047e^{-\bar{p}}e^{7\varphi}(80,6\bar{q} + 0,4); \quad (11)$$

Полученные зависимости аппроксимируют экспериментальные данные с предельной относительной погрешностью $\pm 12\%$ при доверительной вероятности $\alpha = 0,95$ и позволяют уже на этапе проектирования рассчитывать один из основных технологических параметров – время бездренажного хранения криогенного продукта до заданного давления.

Экспериментально было также показано, что при $\varphi = 0,36$ процесс незначительно отличается от равновесного, а при $\varphi < 0,2$ практически равновесен, и подтверждено, что при равных параметрах \bar{q} для термодинамически подобных жидкостей при одинаковой степени заполнения φ темп роста давления одинаков не только в равновесном процессе, но и в неравновесном.

Таким образом, по результатам выполненных исследований получены расчетные зависимости (10)–(11) и, соответственно, расчетная методика для определения изменения давления в процессе бездренажного хранения группы термодинамически подобных (или условно подобных) криогенных жидкостей (кислорода, азота, аргона, метана и криптона, ксенона) при

$\bar{q} = 0,00227 \dots 0,01638$ и $\varphi = 0,9 \dots \varphi_{кр}$ в резервуарах цилиндрической формы вместимостью

$$V = 0,1 \dots 32 \text{ м}^3 \text{ при } \bar{L} = \frac{L}{D} = 1 \dots 4.$$

На рис. 5 представлена характерная расчетная зависимость безразмерного давления \bar{p} (равновесный и реальный процессы) от времени τ при постоянных степени заполнения резервуара φ и относительном тепловом потоке \bar{q} . Расчет процесса хранения жидкого водорода по экспериментально полученным соотношениям для жидких кислорода, азота и аргона является оценочным и требует, естественно, опытного подтверждения.

Кроме текущего давления и равновесной ему температуры поверхности раздела фаз важными характеристиками процесса являются максимальный перепад температуры ΔT в верхнем прогревом слое и толщина этого слоя ΔH . На основании анализа многочисленных опытных данных, полученных при хранении азота, кислорода и аргона, было установлено, что с достаточной для практики точностью вместо выражения $\Delta T = T_s - T_{я}$ может быть использовано выражение $\Delta T = T_s - T_p$ (здесь $T_{я}, T_p$ – температуры ядра жидкости и равновесная), так как на всех режимах расхождение между $T_{я}$ и T_p не превышает 3%. Ядром считался (принимался) тот объем жидкости, в котором градиент температур ΔT , начиная от дна, не превышает 1 К.

На основании статистической обработки экспериментальных данных по зависимости относительной толщины \bar{H} прогреваемого слоя от параметров φ, \bar{q} и $\bar{T} = \frac{T_p}{T_{кр}}$ полу-

чено уравнение множественной регрессии $\bar{H} = 15\bar{T}^2 - 23,2\bar{T} - 8,4415$ для $\varphi = 0,36 \dots 0,9$, $\bar{q} = 0,00125 \dots 0,06$ и предельной равновесной температуры прогрева \bar{T} , для каждого значения φ определяемой по зависимости $\bar{T} = 0,96 \dots 0,27\varphi$ [10]. На рис. 6 на поле опытных точек $\bar{H} = f(\bar{T})$, аппроксимированных (с погрешностью $\pm 20\%$) зависимостью для процесса нагрева азота и кислорода, нанесены экспериментальные данные для аргона. Поскольку они находятся в поле погрешности зависимости (3), последняя может быть рекомендована для оценки толщины прогреваемого слоя и при бездренажном хранении аргона и метана.

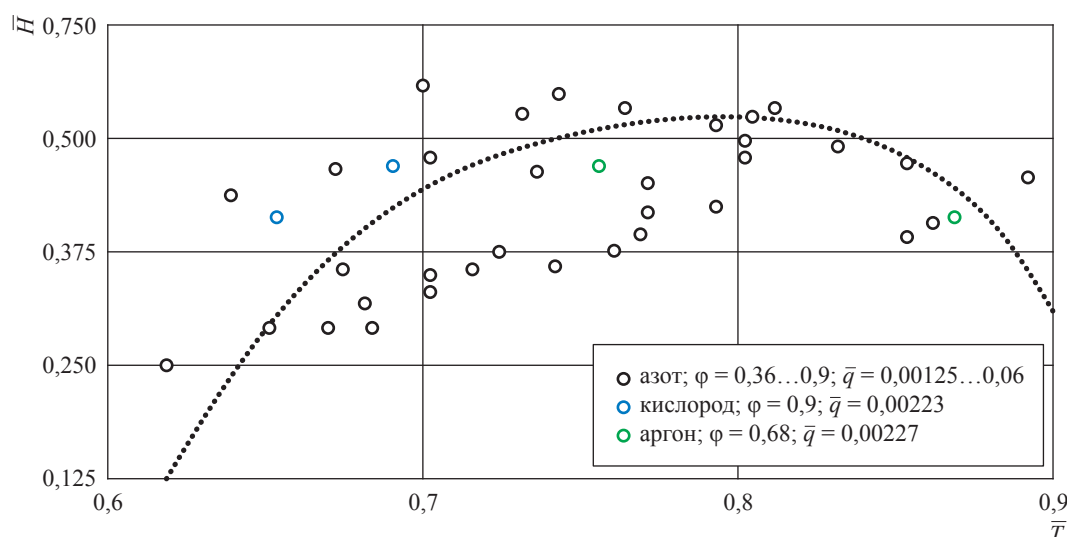


Рис. 6. Зависимость безразмерной толщины \bar{H} прогретого слоя от безразмерной температуры \bar{T}

Интересным и важным результатом экспериментального исследования для обоснования в дальнейшем допустимого уровня заполнения резервуара криогенным продуктом явилось установление характера поведения границы раздела фаз. В процессе нагрева в статических условиях при $v^* < v_{кр}$ оказалось, что граница раздела фаз существует вплоть до критического давления, т.е. в резервуаре всегда существует паровая фаза, которая при критических давлении и температуре исчезает и при дальнейшем нагреве переходит в область закритического состояния.

В процессе исследования бездренажного хранения получены шесть авторских свидетельств на способы и устройства снижения стратификации жидкости и, соответственно, увеличения времени хранения [11–16]. Кроме этого, получено авторское свидетельство, использующее бездренажное хранение для испытания сосудов на прочность при криогенных температурах [17].

Таким образом, теоретически и экспериментально исследован процесс теплообмена при изохорном нагреве (бездренажное хранение) термодинамически подобных криогенных продуктов в статических условиях до закритического состояния.

Исследованы физические особенности неравновесного нагрева двухфазной системы

«жидкость – пар» с переходом в однофазное закритическое состояние, установлены основные факторы, влияющие на расслоение по температуре.

Экспериментально установлено, что в неравновесном процессе нагрева граница раздела фаз («жидкость – пар») существует вплоть до критического давления, далее двухфазная система переходит в однофазное закритическое состояние. При этом сохраняется градиент температуры с недогревом в объеме жидкости до критического состояния.

Статистическая обработка экспериментальных данных позволила получить расчетную зависимость текущего давления в резервуаре от определяющих параметров (теплового потока и степени заполнения) для термодинамически подобных (или близких к ним жидкостей) азота, кислорода, аргона, метана, а также криптона и ксенона с погрешностью $\pm 15\%$ при доверительной вероятности 0,95.

Разработана инженерная методика расчета процесса изохорного нагрева криопродуктов, апробированная при создании промышленных систем.

Также разработаны способы и устройства (пять авторских свидетельств СССР), уменьшающие стратификацию жидкости и увеличивающие время хранения. Разработан способ испытания криогенного оборудования, использующий процесс бездренажного хранения (авторское свидетельство СССР).

Список литературы

1. Баслина Е.М. Экспериментальное исследование тепломассообменных процессов в закрытых сосудах с низкотемпературными жидкостями / Е.М. Баслина, А.И. Винников, Л.С. Аксельрод // Тепло-и массоперенос: сб. ст. в 8 т. – Минск: Наука и техника, 1968. – Т. 4: Тепло- и массоперенос в технологических процессах и аппаратах химических производств. – С. 172–182.
2. Кириченко Ю.А. Особенности моделирования процесса теплообмена в замкнутом объеме, частично заполненном жидкостью / Ю.А. Кириченко, Ж.А. Супрунова. – Харьков: ФТИНТ АН УССР, 1980. – 24 с. – (Препринт 1-1980).
3. Кириченко Ю.А. К расчету температурного расслоения в заполненных жидкостью замкнутых емкостях при постоянной плотности теплового потока на оболочке / Ю.А. Кириченко // Инженерно-физический журнал. – 1978. – Т. 34. – № 1. – С. 5–11.
4. Harper E.Y. A study of liquid stratification in a cylindrical container / E.Y. Harper, S.E. Hurd, J.O. Donaldson. – Sunnyvale, California: Lockheed Missiles and Space Co., Mar. 1964. – Rept. 803973.
5. Пронько В.Т. Анализ процессов выдавливания криогенных жидкостей и определение расхода газа наддува / В.Т. Пронько, Л.С. Аксельрод, А.А. Никонов // Аппараты и машины кислородных и криогенных установок: труды ВНИИ «Криогенмаш». – 1971. – Вып. 13. – С. 3–12.
6. Агафонов И.М. Особенности тепломассообмена при бездренажном хранении криогенных жидкостей до критического давления / И.М. Агафонов, А.М. Домашенко // Химическое и нефтяное машиностроение. – 1983. – № 2. – С. 19–21.
7. Домашенко А.М. Экспериментальное исследование тепломассообмена при бездренажном хранении криогенных продуктов до критического давления / А.М. Домашенко, И.М. Агафонов // Химическое и нефтяное машиностроение. – 1984. – № 9. – С. 27–29.
8. Домашенко А.М. Расчетный анализ процессов бездренажного хранения криогенных продуктов / А.М. Домашенко, И.М. Агафонов // Химическое и нефтяное машиностроение. 1991. – № 8. – С. 18–20.
9. Домашенко А.М. Хранение жидких аргона, криптона и ксенона в резервуаре с закрытым газосбросом / А.М. Домашенко, И.М. Агафонов // Химическое и нефтяное машиностроение. – 1991. – № 7. – С. 14–16.
10. Домашенко А.М. Нагрев криогенных продуктов до критического состояния в резервуаре с закрытым газосбросом / А.М. Домашенко // Химическое и нефтяное машиностроение. – 1986. – № 5. – С. 22–25.
11. А.с. № 577893. Емкость для хранения криогенных жидкостей / А.М. Домашенко, Н.В. Филин, В.Е. Филимонов. – 28.06.77.
12. А.с. № 561430. Емкость для хранения криогенных жидкостей / А.М. Домашенко, В.П. Беляков, В.Е. Филимонов. – 22.05.75.
13. А.с. № 106797. Устройство для увеличения времени бездренажного хранения криогенной среды / А.М. Домашенко, Н.М. Ерофеев, В.Е. Филимонов и др. – 08.04.76.
14. А.с. № 117857. Емкость для хранения криогенных жидкостей / А.М. Домашенко, В.Е. Филимонов, И.Д. Блинова и др. – 05.07.78.
15. А.с. № 144092. Устройство для увеличения времени бездренажного хранения криогенной жидкости / А.М. Домашенко, И.М. Агафонов, И.Д. Блинова. – 05.08.80.
16. А.с. № 157561. Устройство для увеличения времени бездренажного хранения криогенной жидкости / А.М. Домашенко, В.П. Беляков, И.М. Агафонов и др. – 02.09.81.
17. А.с. № 894438. Способ испытания сосудов внутренним давлением на прочность при криогенных температурах / А.М. Домашенко, Г.А. Степанов, Н.В. Филин и др. – 30.12.81.

Heat-mass exchange during non-equilibrium heating of thermodynamically similar cryogenic products up to an overcritical state

A.M. Domashenko

Kriogenmash PJSC, Bld. 67, Prospect Lenina, Balashikha, Moscow Region, 143907, Russian Federation
E-mail: domashenko@cryogenmash.ru

Abstract. The heat-mass exchange is studied theoretically and experimentally regarding the warm-up processes taking place in an enclosed volume of the thermodynamically similar (either conventionally similar) cryogenic

products (nitrogen, oxygen, argon, methane). The actual procedures for calculation non-equilibrium heating of liquids up to the operation pressures of 0,4...0,6 MPa are analyzed. Warming-up to the overcritical not studied pressure values is tested. The author studies physics of non-equilibrium heating of a binary system with transition to an one-phase overcritical status. He has concluded that during the non-equilibrium heating an interface of phases exists until a critical pressure appears.

A procedure for calculating time dependent pressure increase is developed. The derived dependencies approximate the test data with a limiting ratio error of $\pm 12\%$ at probability belief of 0,95. As early as at a stage of designing, this procedure makes calculate such technological parameter like a time of the drain-free storage of the thermodynamically similar cryogenic products until the achievement of a set pressure value.

Keywords: cryogenic products, thermodynamic similarity, isochoric process, real process, warm-up, stratification, thermal layer, nucleus of a product, boundary layer.

References

1. BASLINA, Ye.M., A.I. VINNIKOV, L.S. AKSELROD. Experimental testing of the heat-mass-exchange processes in the closed vessels with low-temperature liquids [Eksperimentalnoye issledovaniye teplomassoobmennyykh protsessov v zakrytykh sosudakh s nizkotemperaturnymi zhidkostyami]. In: *Heat and mass transfer* [Teplo-i massoperenos]: collected book in 8 volumes. Minsk: Nauka i tekhnika, 1968, vol. 4: Heat and mass transfer in chemical industrial processes and apparatuses [Teplo- i massoperenos v tekhnologicheskikh protsessakh i apparatakh khimicheskikh proizvodstv], pp. 172–182. (Russ.).
2. KIRICHENKO, Yu.A., Zh.A. SUPRUNOVA. Peculiar features of modelling heat exchange in an enclosed partially fluid-filled volume [Osobennosti modelirovaniya protsessa teploobmena v zamknutom obeme, chastichno zapolnennom zhidkostyu]. In: *Preprint 1-1980 series*. Kharkov: FTINT AN USSR, 1980. (Russ.).
3. KIRICHENKO, Yu.A. To calculation of thermal stratification in the enclosed fluid-filled vessels in case the enveloping heat flows have constant densities [K raschetu temperaturnogo rassloeniya v zapolnennykh zhidkostyu zamknutykh yemkostyakh pri postoyannoy plotnosti teplovogo potoka na obolochke]. *Inzhenerno-Fizicheskiy Zhurnal*. 1978, vol. 34, no. 1, pp. 5–11. ISSN 0021-0285. (Russ.).
4. HARPER, E.Y., S.E. HURD, J.O. DONALDSON. *A study of liquid stratification in a cylindrical container*. Sunnyvale, California: Lockheed Missiles and Space Co., Mar. 1964, rept. 803973.
5. PRONKO, V.T., L.S. AKSELROD, A.A. NIKONOV. Analysis of cryogenic liquids squeezing and determination of the pressurizing gas flow rate [Analiz protsessov vydavlivaniya kriogennykh zhidkostey i opredeleniye raskhoda gaza naddyva]. In: *Apparatuses and machines of oxygen and cryogenic plants* [Apparaty i mashiny kislorodnykh i kriogennykh ustanovok]: proc. of VNII "Kriogenmash". 1971, is. 13, pp. 3–12. (Russ.).
6. AGAFONOV, I.M., A.M. DOMASHENKO. Peculiar features of heat-mass-exchange at drain-free storage of cryogen liquids up to overcritical pressure [Osobennosti teplomassoobmena pri bezdrenazhnom khraneni krigennykh zhidkostey do zakriticheskogo davleniya]. *Khimicheskoye i Neftyanoye Mashinostroyeniye*. 1983, no. 2, pp. 19–21. ISSN 1029-8770. (Russ.).
7. DOMASHENKO, A.M., I.M. AGAFONOV. Experimental study of heat-mass exchange at drain-free storage of cryogenic products up to overcritical pressure [Experimentalnoye issledovaniye teplomassoobmena pri bezdrenazhnom khraneni krigennykh produktov do zakriticheskogo davleniya]. *Khimicheskoye i Neftyanoye Mashinostroyeniye*. 1984, no. 9, pp. 27–29. ISSN 1029-8770. (Russ.).
8. DOMASHENKO, A.M., I.M. AGAFONOV. Design analysis of drain-free storage of cryogenic products [Raschetnyy analiz protsessov bezdrenazhnogo khraneniya krigennykh produktov]. *Khimicheskoye i Neftyanoye Mashinostroyeniye*. 1991, no. 8, pp. 18–20. ISSN 1029-8770. (Russ.).
9. DOMASHENKO, A.M., I.M. AGAFONOV. Storage of liquid argon, krypton, and xenon in a tank with a closed gas collector [Khraneniye zhidkikh argona, kriptonu i ksenona v rezervuare s zakryтым газосбором]. *Khimicheskoye i Neftyanoye Mashinostroyeniye*. 1991, no. 7, pp. 14–16. ISSN 1029-8770. (Russ.).
10. DOMASHENKO, A.M. Heating cryogenic products up to overcritical state in a tank with a closed gas collector [Nagrev kriogennykh produktov do zakriticheskogo sostoyaniya v rezervuare s zakryтым газосбором]. *Khimicheskoye i Neftyanoye Mashinostroyeniye*. 1986, no. 5, pp. 22–25. ISSN 1029-8770. (Russ.).
11. Inventor's certificate no. 577893. *Vessel for storing cryogenic liquids* [Yemkost dlya khraneniya kriogennykh zhidkostey]. Inventors: A.M. DOMASHENKO, N.V. FILIN, V.Ye. FILIMONOV. 28.06.77. (Russ.).
12. Inventor's certificate no. 561430. *Vessel for storing cryogenic liquids* [Yemkost dlya khraneniya kriogennykh zhidkostey]. Inventors: A.M. DOMASHENKO, V.P. BELYAKOV, V.Ye. FILIMONOV. 22.05.75. (Russ.).
13. Inventor's certificate no. 106797. *Device for prolonging drain-free storage of cryogenic medium* [Ustroystvo dlya uvelicheniya vremeni bezdrenazhnogo khraneniya kriogennoy sredy]. Inventors: A.M. DOMASHENKO, N.M. YEROFEYEV, V.Ye. FILIMONOV, et al. 08.04.76. (Russ.).
14. Inventor's certificate no. 117857. *Vessel for storing cryogenic liquids* [Yemkost dlya khraneniya kriogennykh zhidkostey]. Inventors: A.M. DOMASHENKO, V.Ye. FILIMONOV, I.D. BLINOVA, et al. 05.07.78. (Russ.).
15. Inventor's certificate no. 144092. *Device for prolonging drain-free storage of cryogenic liquid* [Ustroystvo dlya uvelicheniya vremeni bezdrenazhnogo khraneniya kriogennoy zhidkosti]. Inventors: A.M. DOMASHENKO, I.M. AGAFONOV, I.D. BLINOVA. 05.08.80. (Russ.).
16. Inventor's certificate no. 157561. *Device for prolonging drain-free storage of cryogenic liquid* [Ustroystvo dlya uvelicheniya vremeni bezdrenazhnogo khraneniya kriogennoy zhidkosti]. Inventors: A.M. DOMASHENKO, V.P. BELYAKOV, I.M. AGAFONOV, et al. 02.09.81. (Russ.).
17. Inventor's certificate no. 894438. *Recipe for strength testing of vessels by inner pressure at cryogenic temperatures* [Sposob ispytaniya sosudov vnutrennim davleniyem na prochnost pri kriogennykh temperaturakh]. Inventors: A.M. DOMASHENKO, G.A. STEPANOV, N.V. FILIN, et al. 30.12.81. (Russ.).

УДК 621.59

Тепломассообмен при истечении криогенной жидкости в воду

А.М. Домашенко

ПАО «Криогенмаш», Российская Федерация, 143907, Московская обл., г. Балашиха,
пр. Ленина, д. 67
E-mail: domashenko@cryogenmash.ru

Ключевые слова: криогенные компоненты топлива, морские объекты, истечение, температура криопродукта, температурный напор, безопасная технология эксплуатации.

Тезисы. При создании криогенных топливных систем, эксплуатируемых в условиях моря, требуется решать специфические научные и технические задачи, в частности аварийного сброса криотоплива в воду. Для выяснения условий аварийного сброса криотоплива в воду экспериментально исследованы процессы тепломассообмена в зоне сбросного патрубка, испарения и нагрева паров при движении в воде, что необходимо для оценки взрывоопасной ситуации в атмосфере. Исследования проведены в условиях, близких к дренажу в промышленной системе. Установлено, что при непрерывном истечении жидкого азота в воду через насадки из различных материалов на режимах, возможных в реальной системе, обеспечивается непрерывный безопасный сброс при соответствующей ориентации насадка (направлен вниз или вниз под углом).

Исследованы процессы тепломассообмена при движении в воде жидкого азота (струи, капель жидкости, пузырей). Разработана методика расчета высоты нагрева струи до температуры воды.

Определен завершающий этап исследования истечения криогенных компонентов в воду, которым является образование облака газообразных кислорода и водорода над поверхностью воды, что необходимо учитывать при разработке безопасной технологии эксплуатации объектов в условиях моря.

При создании криогенных топливных систем, эксплуатируемых в условиях моря, требуется решать новые научные и технические задачи, одна из которых – аварийный сброс криотоплива в воду. Как показали исследования [1], в зависимости от термодинамических свойств жидкости, уровня заправки, допустимого давления в момент открытия дренажно-предохранительного клапана в воду может происходить истечение жидкости, пара, двухфазного потока или вещества с критическими параметрами. При уменьшении количества жидкости в сосуде и ее нагреве параметры сбрасываемого продукта также изменяются. Необходимо учитывать, что на процесс газосброса могут существенно влиять процессы тепломассообмена в зоне конечного сбросного патрубка (насадка). Особую проблему представляет полное или частичное перекрытие сечения патрубка вследствие намерзания льда, которое может привести к недопустимому повышению давления в сосуде, особенно при разгерметизации теплоизоляционного пространства.

В связи с этим для выяснения условий аварийного сброса криотоплива в воду экспериментально исследованы процессы тепломассообмена в зоне сбросного патрубка, испарения и подогрева паров при движении в воде. Процесс подогрева паров не связан с процессами в сосуде и сбросной магистрали, но знать параметры испаряющихся криотоплива в воде необходимо для оценки их влияния на конструктивные элементы изделия, а также оценки взрывоопасной ситуации в атмосфере.

С целью выбора конструкции патрубков для условий безопасного сброса криотоплива были проведены экспериментальные исследования на опытном стенде (рис. 1), созданном на базе криогенного резервуара 8 объемом $V = 0,112 \text{ м}^3$ с рабочим давлением $p_p = 3,7 \text{ МПа}$. В качестве рабочего тела использовался жидкий азот 7, который сбрасывался в сосуд с водой 1 объемом 6 м³, оснащенный пятью иллюминаторами 2 для визуального контроля. Система измерений позволяла регистрировать поля температур в криогенном резервуаре и сосуде с водой, давление и уровень заправки в криогенном резервуаре, расход жидкого азота (см. позиции 6, 4, 3, 10 соответственно). Газообразный азот поступал в криогенный резервуар из баллона 5.

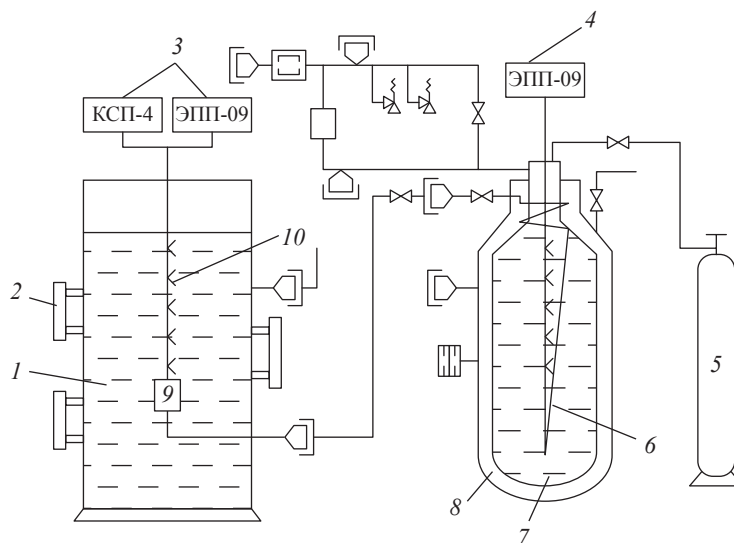


Рис. 1. Схема стенда сброса криопродукта в воду:

1 – сосуд с водой; 2 – иллюминатор; 3, 4, 6, 10 – измерительные приборы;
5 – баллон; 7 – жидкий азот; 8 – криогенный резервуар; 9 – насадки;
ЭПП-09, КСП-4 – типы потенциометров электронных

Исследования проходили в условиях, соответствующих условиям дренажа в промышленной системе: $p_p = 0,35 \dots 2,5$ МПа, скорость истечения потока $0,9 \dots 8,5$ м/с. Истечение происходило через насадки 9 из коррозионно-стойкой стали и фторопласта, ориентированные вертикально вверх, вниз или под углом 45° .

Прежде всего исследовали самый напряженный с точки зрения обмерзания патрубка режим – истечение в воду кипящей при атмосферном давлении криогенной жидкости, имеющей наибольший по сравнению с другими состояниями «запас холода». Влияние намерзания льда на сбросном патрубке изучали в зависимости от скорости истечения жидкости, материала насадки, ориентации патрубка в воде, термодинамического состояния истекающего в воду криопродукта.

При визуальном наблюдении непрерывного истечения жидкого азота установлено, что процесс намерзания льда (при сбросе азота вниз и под углом) практически заканчивается через 2...3 мин. При этом из льда образуется конус длиной 50...70 мм. Струя, вытекающая из отверстия конуса, имеет такой же вид, как и при истечении из насадки. Сужения выходного сечения и уменьшения расхода жидкости не наблюдалось. В дальнейшем ледяной нарост несколько увеличивался только в диаметре, и от него периодически (через 0,3...0,5 мин) откалывались куски льда различной величины,

иногда отламывался весь нарост, и жидкость поступала в воду непосредственно из патрубка. Такая картина наблюдалась для всех давлений и насадок из различных материалов. Картина намерзания льда принципиально не изменилась и при направленной вниз под углом 45° струе. Ледяной нарост в этом случае имел форму изогнутого вверх цилиндра.

В режиме прерывистого сброса давление в криогенном резервуаре выбирали минимальное, поскольку для таких условий истечения обмерзание трубопровода было максимальным, хоть и незначительным.

При направленном вертикально вниз или под углом насадке благодаря образованию газового затвора жидкость не затекала в трубопровод и ледяная пробка не образовывалась. При направленном вверх насадке и циклическом газосбросе наблюдалось практически полное перекрытие сечения трубопровода образующимся льдом. Применительно к истечению в воду азота, нагретого в резервуаре до критического состояния, отмечено, что при изотропном истечении в сбросном трубопроводе образуется двухфазная среда (жидкость-пар) с параметрами, соответствующими давлению в водяном сосуде, т.е. истечение двухфазной среды в воду происходит с менее интенсивным намерзанием льда на насадке трубопровода.

Главный результат исследований: при непрерывном истечении жидкого азота в воду

через насадки из различных материалов на режимах, которые возможны в реальной системе, постоянное скалывание намерзающего льда за счет гидродинамического напора потока обеспечивает независимость среднего расхода от параметров истекающего продукта, но в значительной степени зависит от ориентации потока. При направленном вверх насадке во время циклических сбросов, что характерно для работы предохранительно-дренажного клапана (ПДК), наблюдалось его полное замерзание.

После истечения криопродукта из насадки или из ледяного нароста начинается сложный процесс тепломассообмена с окружающей водой. Струя жидкости разбивается на капли, которые всплывают (плотность жидкого азота меньше плотности воды) и испаряются. В дальнейшем образовавшиеся пузырьки увеличиваются в объеме при нагреве и дробятся на более мелкие.

Предложена физическая модель исследуемого процесса тепломассообмена, включающая три зоны: струйное истечение жидкости, дробление и испарение капель, нагрев пузырей. Такое разделение условно, поскольку зоны взаимно влияют друг на друга. Оценка интенсивности тепломассообмена на прямолинейном участке струи показала [1, 2], что теплоотдача в данном случае ничтожно мала (даже при высоких поверхностных коэффициентах теплоотдачи) главным образом вследствие незначительности межфазной поверхности.

Для анализа процесса теплоотдачи в зонах капель и пузырей необходимо знать характерный размер (диаметр) капель, пузырей и скорость их всплытия. Максимальные (критические) диаметры определяются физическими свойствами пара и жидкости:

- для пузыря $d_{кр}^п = 2 \cdot 1,5 \frac{\sigma}{w_{п}^2 \sqrt{\rho_{п} \rho_{ж}^2}}$;
- для капель $d_{кр}^к = 2 \cdot 2,3 \frac{\sigma}{\rho_{ж} w_{к}^2}$,

где $w_{п}$, $w_{к}$ – скорости всплытия пузыря пара и капли, м/с, соответственно; σ – поверхностное натяжение на границе раздела фаз, Н/м; $\rho_{п}$, $\rho_{ж}$ – плотности пара и жидкости, кг/м³, соответственно.

Несмотря на кажущуюся неопределенность размеров пузырей в газожидкостной системе, в уравнениях теплообмена с точностью до ± 25 % принято использовать средний

диаметр, равный половине критического диаметра.

Скорость подъема одиночного пузыря хорошо изучена экспериментально и теоретически [3, 4]. Скорость пузыря диаметром $d^n = 1 \dots 2$ мм является функцией его размера. Средний диаметр пузыря $d_{кр}^п = (1 \dots 0,5) d_{кр}^п$ и для системы «азот – вода» составляет $10 \dots 20$ мм. Для этого диапазона размеров скорость всплытия не зависит от диаметра пузыря и равна примерно $0,25 \dots 0,3$ м/с. Скорость подъема одиночных капель размером больше $0,2$ мм также не зависит от их диаметра и определяется уравнением

$$w_k = \sqrt[4]{\frac{4g\sigma}{\xi \rho_{ж}} \left(1 - \frac{\rho_{п}}{\rho_{ж}}\right)},$$

где $\xi = 1,5$ – коэффициент гидравлического сопротивления движущихся капель, g – ускорение свободного падения.

Поскольку капли жидкого азота окружены слоем пара, то их размеры и скорость движения определяются поверхностным натяжением жидкого азота на границе с собственным паром $\sigma = 10,58 \cdot 10^{-3}$ Н/м.

Расчеты показывают, что для азота $w_k \approx 0,08$ м/с, а высота испарения капли

$$H = \frac{r \rho_{ж} w_k d_{кр}^к}{6 \alpha_k (T_{в} - T_{ж})}, \quad (1)$$

где r – удельная теплота испарения, кДж/кг; $d_{кр}^к$ – средний диаметр капли, м; α_k – коэффициент теплоотдачи, кВт/(м²·К); $T_{в}$, $T_{ж}$ – температуры воды и криогенной жидкости, К, соответственно.

Для определения α_k при испарении капель азота использована зависимость [5]

$$\alpha_k = \frac{\lambda}{d_{кр}^к} \left(2 + 0,6 Re^{0,5} Pr^{\frac{1}{3}}\right),$$

где $\lambda = 0,15 \cdot 10^{-3}$ – теплопроводность жидкого азота, кВт/(м·К); $Re = \frac{w d_{кр}^к \rho_{ж}}{\mu} = 10^3$ – число

Рейнольдса; $Pr = \frac{\mu c_p}{\lambda} = 2,24$ – число Прандтля;

μ – динамическая вязкость жидкого азота, Па·с; c_p – теплоемкость жидкого азота, кДж/(кг·К).

Средняя температура газа (T_r) определяется как среднее арифметическое температур капли и воды:

$$T_r = \frac{T_{в} + T_{ж}}{2} = 180 \text{ К.}$$

Тогда $\alpha_k = 1,85 \text{ кВт} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{К}^{-1}$ и $H = 27 \cdot 10^{-3} \text{ м}$.

Теплообмен в зоне пузырей осложняется тем, что температура газа в них меняется по высоте подъема. Уравнение теплоотдачи к пузырю на участке dz :

$$dQ = \alpha_r (T_r - T_{ж}) dF, \quad (2)$$

где Q – тепловая энергия; F – площадь поверхности контакта фаз на участке dz , м^2 ;

$$dF = \frac{6GRT_r}{pd_{cp}^n w_n} dz;$$

p – давление азота и воды

в месте выхода газовой струи; G – расход азота, кг/с ; R – газовая постоянная азота, $\text{кДж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$; α_r – коэффициент теплоотдачи при нагреве газа в пузырях.

Уравнение теплообмена теперь можно записать в виде

$$c_p dT_r = \alpha_r (T_r - T_{ж}) \frac{6RT_r}{pd_{cp}^n w_n} dz.$$

Разделяя переменные и интегрируя уравнение на начальных условиях $z = 0$, $T_r = T_{ж}$, получим высоту столба воды, на которой газ нагревается до температуры T_r :

$$H = \frac{c_p d_{cp}^n w_n p}{\sigma \alpha_r R T_r} \ln \left[\frac{(T_b - T_{ж}) T_r}{(T_b - T_r) T_b} \right], \quad (3)$$

где c_p – теплоемкость газа в пузырях, $\text{кДж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$; $T_{ж}$ – температура газа в пузырях (равна температуре жидкого азота), К .

На границе раздела сред «газ» и «жидкость» основное сопротивление обусловлено теплоотдачей со стороны газовой фазы, так как $\lambda_{ж}/\lambda_r \gg 1$.

Для определения коэффициента конвективной теплоотдачи от жидкости к всплывающему пузырю использовались уравнения

$$\text{Nu} = 0,65(\text{Gr} \cdot \text{Pr})^{\frac{1}{4}} \text{ или } \alpha_n = \frac{\lambda}{d_{cp}^g} 0,65(\text{Gr} \cdot \text{Pr})^{\frac{1}{4}},$$

$$\text{где } \text{Gr} = \frac{q \Delta t_{cp} (d_{cp}^n)^2 \rho_n^2}{\mu^2 T_r}; \quad \Delta t_{cp} = \frac{T_b - T_r}{2} \text{ – средний}$$

тепловой напор [5].

На рис. 2 представлены результаты расчетов высоты нагрева азота в зависимости от температуры газа и среднего диаметра пузырей, а также экспериментальные данные по распределению температуры азотного потока на высоте. За начало отсчета высоты жидкости H принят уровень, совпадающий с концом

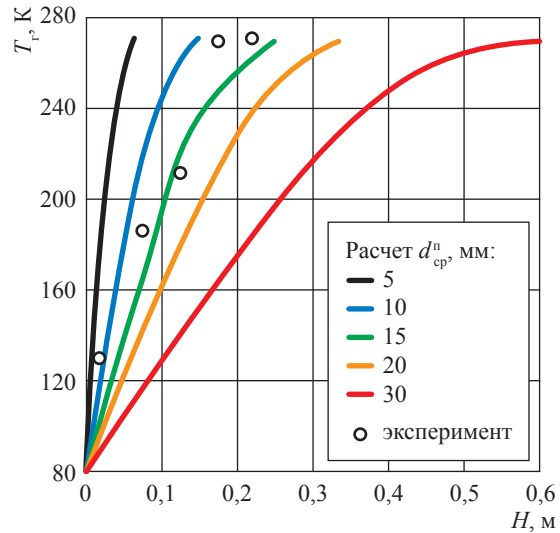


Рис. 2. Зависимость температуры газа T_r от среднего диаметра пузырей и высоты струи H

прямолинейного участка струи, находившейся в условиях экспериментов на расстоянии примерно 70 мм от среза насадка или ледяного нароста. Сравнение экспериментальных и расчетных данных показывает, что их совпадение наиболее близко для $d_{cp}^n = 15 \text{ мм}$.

Анализ зависимостей (1) и (2) показывает, что высота испарения капель и нагрева пузырей не зависит от расхода азота, а определяется только физическими свойствами системы «криогенная жидкость – вода». В частности, при дренаже жидкого азота в воду на высоте $H = 0,3 \dots 0,35 \text{ м}$, охватывающей все зоны истечения, газ нагревается до положительных температур.

С учетом результатов экспериментальных и расчетных исследований теплообмена при истечении жидкого азота в воду выполнены расчеты для процесса истечения жидкого водорода. На промышленном объекте резервуары жидкого водорода рассчитаны на давление открытия ПДК 3,0 МПа (клапан работает в интервале давлений 2,8...3,0 МПа). Следовательно, водород в резервуаре нагревается и истекает в воду в закритическом состоянии.

Согласно принятой и экспериментально подтвержденной модели высота нагрева газа в пузырях от температуры на срезе насадка до температуры T_r определяется из выражения (3), в котором: $c_p = 14,4 \text{ кДж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$; $w_n = 0,3 \text{ м/с}$; $\sigma = 75,6 \cdot 10^{-4} \text{ Н/м}$; $\rho_n = 3,2 \text{ кг/м}^3$ (при давлении среды $p = 2,0 \text{ МПа}$ и средней за процесс



Рис. 3. Сброс жидкого водорода в воду из промышленной системы

температуре $T_{\text{ср}} = \frac{T_{\text{ж}} - T_{\text{г}}}{2}$; $\rho_{\text{ж}} = 1000 \text{ кг/м}^3$;

$$d_{\text{ср}}^{\text{п}} = 0,5d_{\text{кр}}^{\text{п}} \left(d_{\text{ср}}^{\text{п}} = 1,5 \frac{\sigma}{w_{\text{п}}^2 \sqrt[3]{\rho_{\text{п}} \rho_{\text{ж}}^2}} = 8,5 \cdot 10^{-3} \text{ м} \right);$$

$\alpha_{\text{п}} = 0,26 \text{ кВт/(м}^2 \cdot \text{К)}$; $\lambda = 10^{-4} \text{ кВт/(м} \cdot \text{К)}$; $\text{Gr} = 1,6 \cdot 10^6$; $\mu = 56,6 \cdot 10^{-7} \text{ Па} \cdot \text{с}$; $\text{Pr} = 0,82$. В итоге высота столба воды, на которой газообразный водород нагревается до положительных температур, составила 0,122 м. Таким образом, при истечении жидких азота (кислорода) и водорода в воду длина зоны, в которой жидкость испаряется и нагревается до температуры, близкой к температуре воды, составляет примерно 0,3 м.

Следующим этапом истечения является образование облака газообразных кислорода или

водорода над поверхностью воды. Этот факт необходимо учитывать при разработке безопасной технологии эксплуатации объектов в условиях моря. В качестве примера на рис. 3 показано подожженное облако водорода при его сбросе из промышленной системы.

Список литературы

1. Либединская И.А. Теплообмен газовой струи с жидкостью / И.А. Либединская и др. // Теория и практика сжиженного газа. – Л.: Недра, 1975. – С. 192–199.
2. Аэров М.Э. Массоотдача в газовой фазе на барботажных тарелках без переливных устройств / М.Э. Аэров, Т.А. Быстрова, А.Н. Колтунова // Теоретические основы химической технологии. – 1970. – Т. 4. – № 4. – С. 467–474.
3. Аксельрод Л.С. Исследование гидродинамики и массообмена в высоких слоях барботажа / Л.С. Аксельрод и др. // Тепло- и массоперенос: сб. ст. / Ин-т тепло- и массообмена АН БССР. – Минск: [б.и.], 1972. – Т. 4. – С. 30–37.
4. Соу С. Гидродинамика многофазных систем / С. Соу. – М.: Мир, 1971. – 536 с.
5. Гребер Г. Основы учения о теплообмене = Die Grundgesetze der Wärmeübertragung / Г. Гребер, У. Экр, Д. Григуль; пер. с нем. – М.: Изд-во иностр. лит., 1958. – 566 с.

Heat-mass exchange when a cryogenic fluid discharges into water

A.M. Domashenko

Kriogenmash PJSC, Bld. 67, Prospect Lenina, Balashikha, Moscow Region, 143907, Russian Federation
E-mail: domashenko@cryogenmash.ru

Abstract. When the cryogenic fuel systems are being designed for marine operation, the specific scientific and technical challenges are to be met, in particular regarding the emergency release of a cryogenic fuel into water. To clear up conditions of such emergency discharge, the following things were experimentally studied: heat-mass exchange processes in a zone of a discharge nipple; evaporation and heating of vapor while it moves within the water. This information was necessary for evaluation of explosion hazard in atmosphere. The named tests were done in conditions alike to the drainage in a commercial system. It was found out that at continual release of the liquid nitrogen into water through the conductors made of various materials and in the modes possible for a real system the safe continuous discharge could be provided in case the conductor is aliened downcast or angle-wise down.

The heat-mass exchange was studied for a case of the liquid nitrogen motion inside the water (for a jet, globules of a fluid, bubbles). A procedure was compiled to calculate a height of a jet when it is heated up to a temperature of water.

A final stage of studying cryogenic fluids discharge into water is determined. This is generation of a cloud of the gaseous oxygen and the gaseous hydrogen over a water face. This effect must be considered for safe operation of marine facilities.

Keywords: cryogenic fuel components, marine facilities, discharge, temperature of a cryogenic product, thermal head, safe operation technology.

References

1. LIBEDINSKAYA, I.A. Heat exchange of a gas jet and a fluid [Teploobmen gazovoy strui s zhidkostyu]. In: *Theory and practice of liquefied gas* [Teoriya i praktika szhizhennogo gaza]. Leningrad: Nedra, pp. 192–199. (Russ.).
2. AEROV, M.E., T.A. BYSTROVA, A.N. KOLTUNOVA. Mass transfer in a gas phase at bubble trays without downflow weirs [Massootdacha v gazovoy faze na barbotazhnykh tarelkakh bez perelivnykh ustroystv]. *Teoreticheskiye Osnovy Khimicheskoy Tekhnologii*. 1970, vol. 4, no. 4, pp. 467–474. ISSN 0040-3571. (Russ.).
3. AKSELROD, L.S. et al. Study of hydrodynamics and mass exchange in high bubbling layers [Issledovaniye gidrodinamiki i massoobmena v vysokikh sloyakh barbotazha]. In: *Heat and mass transfer* [Teplo i massoperenos]: collected papers. Minsk, 1972, vol. 4, pp. 30–37. (Russ.).
4. SOO, S.L. *Fluid dynamics of multiphase system* [Gidrodinamika mnogofaznykh sistem]. Translated from Engl. Moscow: Mir, 1971. (Russ.).
5. GRÖBER, H., S. ERK, U. GRIGULL. *Basics of heat exchange theory* [Osnovy ucheniya o teploobmene] = Die Grundgesetze der Wärmeübertragung. Translated from Germ. Moscow: Izdatelstvo inostrannoy literatury, 1958. (Russ.).

УДК 62-93; 97; 98

Аварийные режимы в криогенных неизотермических резервуарах для сжиженного природного газа

С.П. Горбачев^{1*}, Т.И. Клеблеев²

¹ ООО «Газпром ВНИИГАЗ», Российская Федерация, 142717, Московская обл., Ленинский р-н, пос. Развилка, Проектируемый пр-д № 5537, вл. 15, стр. 1

² АО «НПП Криосервис», Российская Федерация, 105043, г. Москва, Заводской пр-д, д. 23, помещение 1

* E-mail: S_Gorbachev@vniigaz.gazprom.ru

Ключевые слова:

сжиженный природный газ, криогенный резервуар, аварийный режим, нарушение герметичности, разрывная мембрана.

Тезисы. При малотоннажном производстве и использовании сжиженного природного газа (СПГ) применяются криогенные неизотермические резервуары с вакуумно-порошковой или вакуумно-многослойной изоляцией. Для этих резервуаров возможна аварийная ситуация, когда нарушается герметичность внутреннего сосуда или трубопровода, жидкость выливается в межстенное (изоляционное) пространство, испаряется и давление повышается. Если межстенное пространство снабжено предохранительным устройством, то рост давления ограничен, но возможны заполнение межстенного пространства жидкостью и выброс части жидкости в окружающую среду, что может привести к загазованности территории. Если отказаться от предохранительного устройства, то значение давления в межстенном пространстве способно превысить давление во внутреннем сосуде и привести к разрушению внутреннего сосуда.

В работе предложена физико-математическая модель процесса изменения давления в межстенном пространстве при проливе СПГ и приведены результаты численного моделирования. В частности, показано, что разрушение внутреннего сосуда из-за внешнего давления наиболее вероятно при относительно малой площади течи.

В технологии малотоннажного производства и использования сжиженного природного газа (СПГ) для хранения и перевозки жидкости используются криогенные неизотермические резервуары с вакуумно-порошковой или вакуумно-многослойной изоляцией, полностью аналогичные емкостному оборудованию для жидкого кислорода, азота, аргона. Рабочее давление при хранении СПГ, как правило, равно 0,5...0,8 МПа (изб.).

Упрощенная технологическая схема резервуара представлена на рис. 1. На резервуарах имеются два предохранительных устройства: предохранительный клапан на внутреннем сосуде, открывающийся при превышении рабочего давления, и разрывная мембрана на наружном кожухе резервуара. Назначение мембраны – не допустить разрушения кожуха в случае повышения давления в межстенном пространстве, а также превышения давлением в межстенном (изоляционном) пространстве давления во внутреннем сосуде, поскольку это может привести к потере устойчивости оболочки внутреннего сосуда с последующим ее разрушением. Наиболее вероятная причина повышения давления в изоляционном пространстве резервуара – нарушение герметичности внутреннего сосуда или коммуникаций, заполненных жидкостью. В этом случае криогенная жидкость вытекает в замкнутое межстенное пространство, частично испаряется из-за теплообмена с изоляцией и стенкой кожуха, и давление в межстенном пространстве возрастает. Если его значение превысит атмосферное давление более чем на 0,005 МПа, мембрана разорвется, пары из межстенного пространства будут сбрасываться в атмосферу и давление в межстенном пространстве будет поддерживаться на уровне атмосферного давления. При этом, однако, если давление во внутреннем сосуде достаточно велико, то жидкость продолжит вытекать в межстенное пространство. Поскольку объем межстенного пространства, как правило, меньше объема внутреннего сосуда, то возможны переполнение межстенного пространства и выброс жидкости наружу. Если для жидкого азота и кислорода эта ситуация рассматривается как инцидент, то для СПГ пролив жидкости наружу приводит

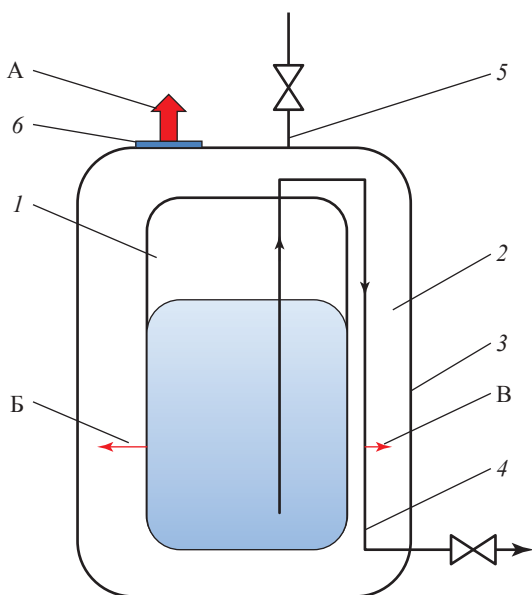


Рис. 1. Упрощенная газогидравлическая схема криогенного неизотермического резервуара: 1 – внутренний сосуд; 2 – межстенное пространство; 3 – наружный кожух; 4 – трубопровод слива-налива; 5 – трубопровод газосброса; 6 – разрывная мембрана кожуха; А – сброс газа из межстенного пространства через разрывную мембрану; Б – негерметичность в стенке внутреннего сосуда; В – негерметичность в сливо-наливном трубопроводе

к возникновению аварийной ситуации. В частности, исходя из возможных последствий этой ситуации принимаются меры противопожарной безопасности¹: обваловка под резервуаром, противопожарное орошение, противопожарные разрывы.

Увеличение объема межстенного пространства с целью исключить выброс жидкости наружу не является универсальным решением. Если жидкость во внутреннем сосуде находится в равновесном состоянии при давлении выше атмосферного, то при истечении жидкости в межстенное пространство происходит ее вскипание (парообразование при снижении давления), и объем образующейся парожидкостной смеси в несколько раз превышает объем жидкости, вытекающей из внутреннего сосуда в межстенное пространство. В итоге чтобы исключить выброс жидкости наружу,

необходимо, чтобы объем межстенного пространства в несколько раз превышал объем внутреннего сосуда.

Другой способ исключить выброс жидкости из резервуара наружу – отказаться от разрывной мембраны и допустить накопление жидкости в межстенном пространстве при негерметичности внутреннего сосуда или коммуникаций, допуская повышение давления в межстенном пространстве в результате испарения жидкости (такое решение используется, например, в резервуарах для транспортирования горючих жидкостей).

При этом предполагается, что если давление в межстенном пространстве за счет испарения жидкости превысит давление во внутреннем сосуде, то за счет обратного потока значения давлений в межстенном пространстве и во внутреннем сосуде выровняются и будут поддерживаться одинаковыми. Для реализации этого технического решения наружный кожух резервуара необходимо изготавливать из хладостойкой стали.

Цель данной статьи – оценить возможную величину превышения давлением в межстенном пространстве давления во внутреннем сосуде в переходном процессе и работоспособность предложенного технического решения. Рассмотрим наихудший случай, когда при нарушении герметичности из внутреннего сосуда или жидкостного трубопровода в межстенное пространство вытекает жидкость, а обратно из межстенного пространства во внутренний сосуд выходит пар.

Физико-математическую модель процесса можно представить следующим образом:

- *первый период.* В начальный момент времени ($\tau = 0$) открывается отверстие в стенке внутреннего сосуда, заполненного жидкостью, и начинается истечение жидкости в межстенное пространство. В межстенном пространстве жидкость частично испаряется из-за теплообмена со стенками наружного кожуха и тепловой изоляцией, а также из-за вскипания, обусловленного разностью между температурой жидкости во внутреннем сосуде и равновесной температурой жидкости в межстенном пространстве. Образовавшийся пар заполняет межстенное пространство, там же накапливается жидкость. В результате парообразования давление в замкнутом объеме увеличивается, и расход жидкости из внутреннего сосуда в межстенное пространство уменьшается.

¹ См. СП 326.1311500.2017. Объекты малотоннажного производства и потребления СПГ. Требования пожарной безопасности.

Когда давления в межстенном пространстве и внутреннем сосуде сравниваются, истечение жидкости прекратится;

- *второй период.* Давление в межстенном пространстве продолжает увеличиваться из-за испарения жидкости, накопленной в первом периоде, и начинается истечение пара из межстенного пространства обратно во внутренний сосуд через то же отверстие. Если значение давления в межстенном пространстве превышает давление во внутреннем сосуде, то стенки сосуда начинают работать на устойчивость, и если перепад давлений превысит допустимое значение, произойдет разрушение внутреннего сосуда с выбросом жидкости в атмосферу. Таким образом, целью расчета аварийного режима в данном случае является оценка возможного превышения давления в межстенном пространстве по отношению к давлению во внутреннем сосуде.

При постановке задачи примем следующие основные допущения:

- во время переходного процесса изменяются только параметры пара в межстенном пространстве, параметры жидкости в сосуде остаются постоянными;
- во время переходного процесса объем жидкости в межстенном пространстве существенно меньше объема пара, т.е. объем пара не изменяется в переходном процессе и равен объему межстенного пространства;
- расход жидкости из сосуда в межстенное пространство и расход пара из межстенного пространства в сосуд рассматриваются как истечение через диафрагму;
- теплоприток из окружающей среды к объему пара не учитывается;
- пар рассматривается как идеальный газ.

Изменение давления (P) в открытой термодинамической системе (обмен с внешней средой энергией и массой) имеет вид [1]:

$$\frac{V}{\eta} \frac{dP}{d\tau} = \dot{Q} - \mu P \dot{V} + \sum_1^n (\mu P v - \Delta h_k) \dot{M}_k, \quad (1)$$

где $\dot{Q} = \frac{dQ}{d\tau}$ – теплоприток извне; $\dot{V} = \frac{dV}{d\tau}$ –

скорость изменения объема системы;

$M_k = \frac{dM_k}{d\tau}$ – приток $\left(\frac{dM_k}{d\tau} > 0\right)$ либо отток $\left(\frac{dM_k}{d\tau} < 0\right)$ массы из системы; Δh_k – разность

энтальпий среды и входящего потока массы, v – удельный объем. Для идеального газа

$$\eta = k - 1; \quad \mu = \frac{k}{k-1}; \quad k = \frac{c_p}{c_v} - \text{коэффициент адиа-}$$

баты, где c_p и c_v – соответственно изобарная и изохорная теплоемкости идеального газа.

Используя эти зависимости, изменение давления в межстенном пространстве при истечении жидкости из внутреннего сосуда в межстенное пространство (первый период) можно представить в виде:

$$\frac{dP_2}{d\tau} = \frac{k-1}{V_2} \frac{k}{k-1} \frac{P_2(\tau)V_2}{M_n(\tau)} - c_n(T_{ж1} - T_{ж2})[G_{н1}(\tau) + G_{н2}(\tau)]; \quad (2)$$

$$\frac{dM_n}{d\tau} = \frac{G_{н1} + G_{н2}}{r}; \quad (3)$$

$$\frac{dT_{ст.п}}{d\tau} = \frac{\alpha F_{ст.п} (T_{ст.п} - T_{ж2})}{M_{ст.п} c_{ст.п}}; \quad (4)$$

$$G_{н1} = \frac{\alpha F_{ст.п} k_F (T_{ст.п} - T_{ж2})}{r}; \quad (5)$$

$$G_{н2} = \mu f \rho_{ж} \sqrt{\frac{2(P_1 - P_2(\tau))}{\rho_{ж}}} \frac{(T_{ж1} - T_{ж2}) c_{ж}}{r}; \quad (6)$$

$$M_{ж1} = \int_0^{\tau} \mu f \rho_{ж} \sqrt{\frac{2(P_1 - P_2(\tau))}{\rho_{ж}}} d\tau - M_{н}. \quad (7)$$

В этих формулах: P_1, P_2 – давления во внутреннем сосуде и межстенном пространстве резервуара соответственно; $T_{ж1}, T_{ж2}, T_{ст.п}$ – температуры жидкости во внутреннем сосуде, межстенном пространстве и температура стенки наружного кожуха соответственно; V_2 – объем межстенного пространства; $F_{ст.п}$ – площадь наружной поверхности резервуара; M_n – масса газа в межстенном пространстве резервуара; f – площадь негерметичности внутреннего сосуда; $\rho_{ж}$ – плотность жидкости; $c_n, c_{ж}$ – теплоемкость пара и жидкости соответственно; r – теплота паробразования; α – коэффициент теплоотдачи от жидкости; k_F – коэффициент поверхности, учитывающий, какую часть поверхности резервуара омывает жидкость, накопившаяся в межстенном пространстве; μ – коэффициент истечения жидкости через диафрагму; $G_{н1}$ – расход пара, образующегося при испарении жидкости в межстенном пространстве; $G_{н2}$ – расход пара, образующегося при вскипании жидкости, поступающей в межстенное пространство;

$M_{ж1}$ – количество жидкости в межстенном пространстве во время первого периода; $M_{стр.р}$, $c_{стр.р}$ – масса стенки резервуара и теплоемкость металла.

Представленная математическая модель достаточно строго описывает переходный процесс повышения давления в межстенном пространстве при поступлении жидкости из внутреннего сосуда (первый период). Однако площадь поверхности, омываемой жидкостью, поступающей в межстенное пространство, неопределенна. В качестве допущения предлагается ввести в зависимость (5) коэффициент поверхности k_F , значение которого задается в диапазоне 0...1 и пропорционально расходу жидкости через отверстие. В зависимость (4) этот коэффициент не вводится, поскольку отношение $F_{стр.р}/M_{стр.р}$ примерно постоянно.

Первый период заканчивается, когда давление в межстенном пространстве сравняется с давлением во внутреннем сосуде и истечение жидкости из внутреннего сосуда прекращается.

Как отмечалось ранее, во время второго периода происходит истечение пара из межстенного пространства обратно во внутренний сосуд. Математическая модель изменения давления в межстенном пространстве для второго периода отличается тем, что температура пара, выходящего из парового пространства межстенного пространства, равна температуре оставшегося пара и имеет место докритическое истечение газа из межстенного пространства

во внутренний сосуд через диафрагму. С учетом этих замечаний изменение давления в межстенном пространстве описывается следующим образом:

$$\frac{dP_2}{d\tau} = \frac{k-1}{V_2} \frac{k}{k-1} \frac{P_2 V_2}{M_n} (G_{п3} - G_{п4}); \quad (8)$$

$$\frac{dM_n}{d\tau} = \frac{G_{п3} - G_{п4}}{r}; \quad (9)$$

$$\frac{dT_{стр.р}}{d\tau} = \frac{\alpha F_{стр.р} (T_{стр.р} - T_{ж2})}{M_{стр.р} c_{стр.р}}; \quad (10)$$

$$G_{п3} = \frac{\alpha F_{стр.р} k_F (T_{стр.р} - T_{ж2})}{r}; \quad (11)$$

$$G_{п4} = \mu f \sqrt{\frac{2k}{k-1} \left[\left(\frac{P_1}{P_2} \right)^{\frac{2}{k}} - \left(\frac{P_1}{P_2} \right)^{\frac{k+1}{k}} \right]} \sqrt{\frac{P_2}{v_{п2}}}; \quad (12)$$

$$M_{ж2} = M_{ж1} - M_n, \quad (13)$$

где $G_{п3}$ – расход пара, образующегося при испарении жидкости в межстенном пространстве; $G_{п4}$ – расход пара из межстенного пространства во внутренний сосуд через отверстие; $M_{ж2}$ – количество жидкости в межстенном пространстве; $v_{п2}$ – удельный объем пара в межстенном пространстве.

Представленная математическая модель позволяет оценить изменение давления в межстенном пространстве криогенного резервуара при возникновении негерметичности во внутреннем сосуде.

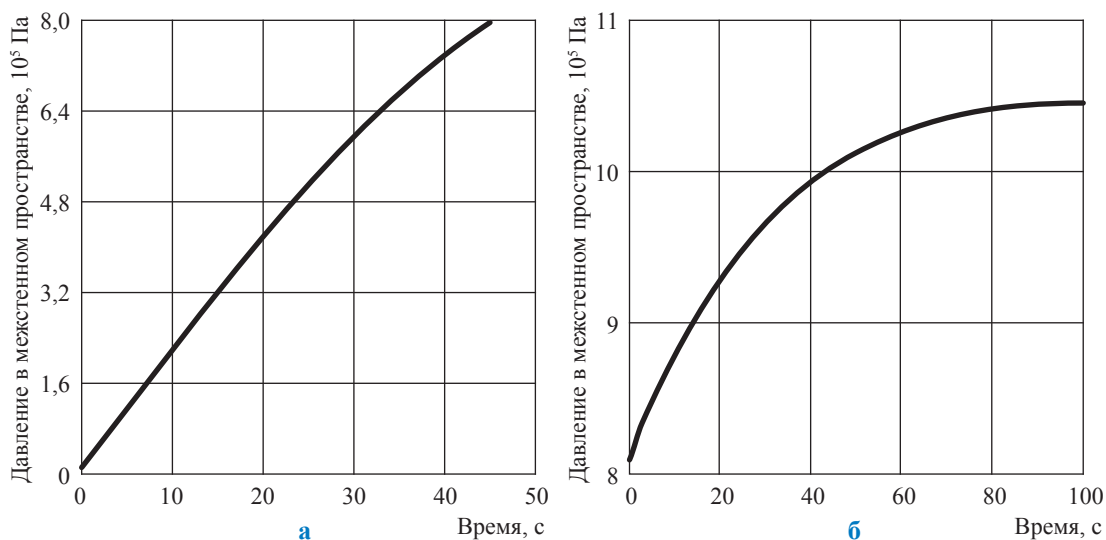


Рис. 2. Изменение давления в межстенном пространстве резервуара при разгерметизации внутреннего сосуда. Диаметр отверстия 0,015 м, $k_F = 1$: а – 1-й период; б – 2-й период

Ниже представлены результаты моделирования переходных процессов при возникновении негерметичности в межстенном пространстве вертикального криогенного резервуара. Параметры резервуара: рабочее давление 0,8 МПа (изб.), объем внутреннего сосуда 7,5 м³, объем межстенного пространства 3,5 м³, материал стенок – сталь X18H9T толщиной 8 мм. Внутренний сосуд заполнен жидким метаном в равновесном состоянии при давлении 0,8 МПа (температура 144 К). Как показывают расчеты, цилиндрический сосуд, рассчитанный на внутреннее давление 0,8 МПа, выдерживает внешнее давление 0,1 МПа. Поэтому в качестве допустимого перепада давлений между межстенным пространством и внутренним сосудом примем величину 0,1 МПа

Предполагается, что в межстенном пространстве резервуара труба диаметром 30 мм раскрылась на 25 % (условный диаметр отверстия 15 мм).

На рис. 2 показано, как изменяется давление в межстенном пространстве резервуара при истечении жидкости и пара через отверстие диаметром 15 мм при $k_F = 1$. На рис. 2а видно, что примерно через 45 с давление в межстенном пространстве возрастает с 0,01 до 0,8 МПа и сравнивается с давлением в сосуде, при этом количество жидкости составит около 35 кг. Первый период окончен, и начинается обратное истечение пара из межстенного пространства во внутренний сосуд через то же самое отверстие. Давление в межстенном пространстве за 40 с возрастает до 0,9 МПа (перепад

давлений 0,1 МПа), а через 100 с – до 1,05 МПа (перепад 0,25 МПа), т.е. перепад давлений превышает допустимое значение и возможно разрушение внутреннего сосуда из-за потери устойчивости (см. рис. 2б).

На рис. 3 представлены результаты расчетов переходного процесса в том же резервуаре, но площадь теплообмена жидкости в межстенном пространстве уменьшена в 2 раза ($k_F = 0,5$). Это означает, что скорость испарения жидкости в межстенном пространстве также уменьшилась в 2 раза. Длительность 1-го периода (время достижения давления 0,8 МПа) увеличилась до 100 с (см. рис. 3а), а количество жидкости, накопленной в межстенном пространстве в 1-м периоде, составит около 60 кг. Из-за низкой скорости испарения давление в межстенном пространстве во 2-м периоде практически не меняется и останется равным приблизительно 0,8 МПа, т.е. внутренний сосуд не разрушится (см. рис. 3б). Исходя из этого результата можно предположить, что ограничение поверхности теплообмена позволяет исключить потерю устойчивости внутреннего сосуда резервуара.

Однако это предположение не подтверждается, если рассматривать результаты расчета переходного процесса для отверстия диаметром 5 мм при $k_F = 0,2$. В этом случае давление в межстенном пространстве за 400 с возрастает до 0,8 МПа (рис. 4, см. а), а количество накопленной жидкости составит около 30 кг. Во 2-м периоде жидкость испаряется в течение 800 с. Давление 0,9 МПа достигается через

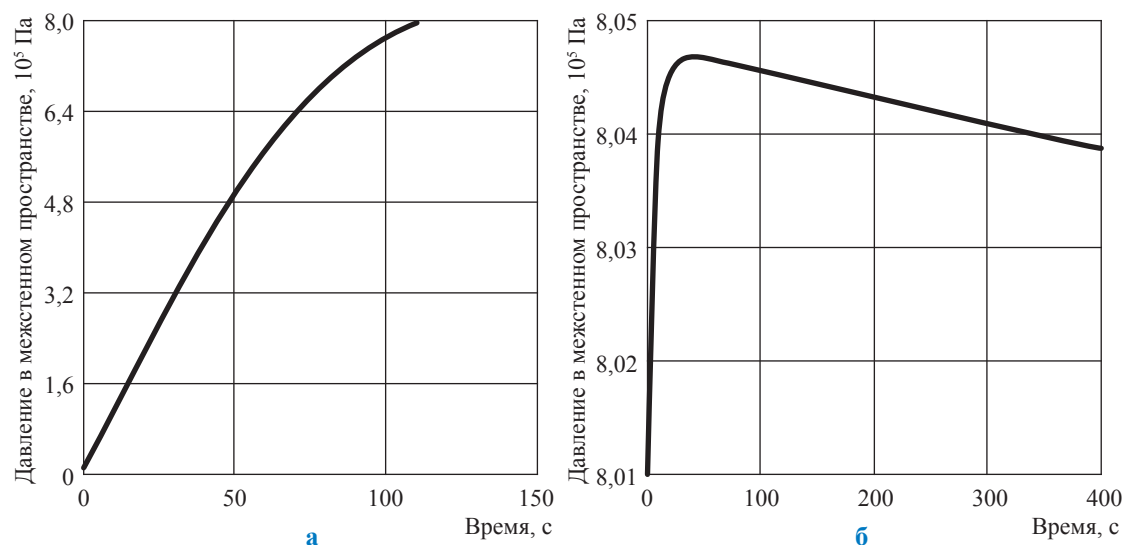


Рис. 3. Изменение давления в межстенном пространстве резервуара при разгерметизации внутреннего сосуда. Диаметр отверстия 0,015 м, $k_F = 0,5$: а – 1-й период; б – 2-й период

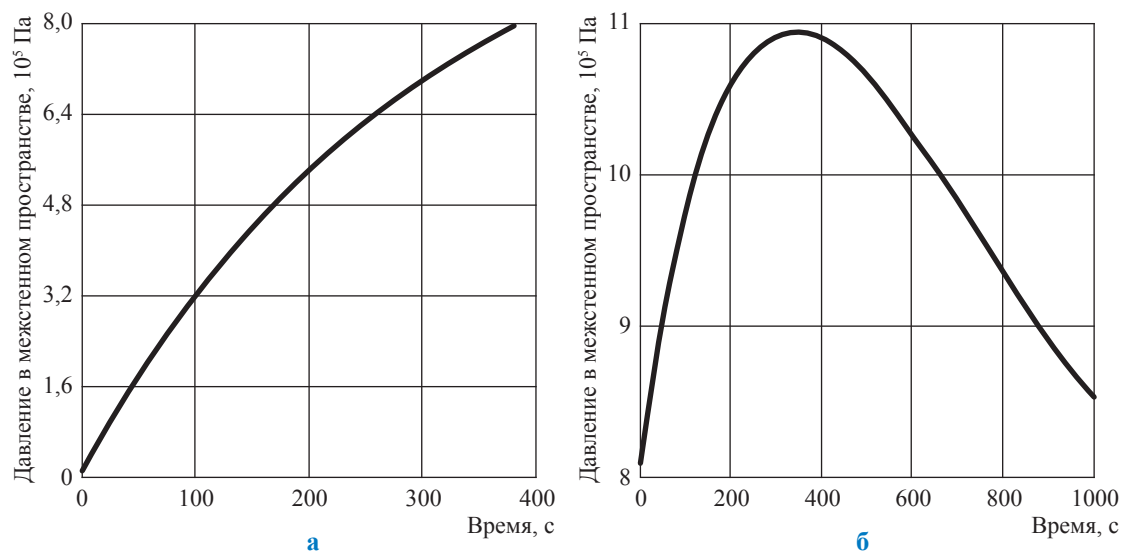


Рис. 4. Изменение давления в межстенном пространстве резервуара при разгерметизации внутреннего сосуда. Диаметр отверстия 0,005 м, $k_F = 0,2$: а – 1-й период; б – 2-й период

50 с, а через 380 с давление равно экстремальному значению 1,1 МПа, т.е. во время переходного процесса превышает допустимый перепад давлений и внутренний сосуд может разрушиться.

Таким образом, результаты расчетов показывают, что потеря устойчивости внутреннего сосуда возможна при любых размерах негерметичности и любых условиях теплообмена,

т.е. сброс жидкости в замкнутое межстенное пространство резервуара при нарушении герметичности внутреннего сосуда не исключает возможности разрушения внутреннего сосуда из-за потери устойчивости, и это решение не может быть рекомендовано для реализации.

Список литературы

1. Горбачев С.П. Теплофизические процессы в криогенных системах: учеб. пособие / С.П. Горбачев. – М.: МЭИ, 2017. – 108 с.

Emergency modes in cryogenic non-isothermal tanks for liquefied natural gas

S.P. Gorbachev^{1*}, T.I. Klebleyev²

¹ Gazprom VNIIGAZ LLC, Bld. 1, Estate 15, Proyektiruemyy proezd no. 5537, Razvilka village, Leninskiy district, Moscow Region, 142717, Russian Federation

² Cryoservice Research and Productive Enterprise JSC, Off. 1, Bld. 23, Zavodskoy proyezd, Moscow, 105043, Russian Federation

* E-mail: S_Gorbachev@vniigaz.gazprom.ru

Abstract. In case of low-ton production and application of liquefied natural gas (LNG) the cryogenic tanks with vacuum-powder or vacuum-multi-layer insulation are used. For these tanks, an emergency situation is possible when the tightness of an internal vessel or a pipeline is broken, the liquid flows out into the inter-wall (isolation) space, evaporates, and pressure increases. If the inter-wall space is equipped with a safety device, the increase in pressure is limited, but it is possible to fill the inter-wall space with liquid, and release part of the liquid into the environment, which can lead to the increased concentration of methane in the air. If you abandon the safety device, the value of pressure in the inter-wall space can exceed the pressure in the inner vessel, which can lead to the destruction of the inner vessel.

This paper reveals a physical and a mathematical model of pressure metamorphosis in the inter-wall space in case of the LNG spillage, and the results of numerical modeling. In particular, it shows that the destruction of the inner vessel due to external pressure is most likely with a relatively small area of a leak.

Keywords: liquefied natural gas, cryogenic tank, emergency mode, depressurization, rupture plate.

References

1. GORBACHEV, S.P. *Thermophysical processes in cryogenic systems* [Теплофизические процессы в криогенных системах]: tutorial. Moscow: Moscow Power Engineering Institute, 2017. (Russ.).

УДК 661.935::614.841.242

Обеспечение взрывопожаробезопасности воздухоразделительных установок на основе анализа основных опасностей

А.Э. Погодаева^{1*}, А.Т. Волохина¹, Е.В. Глебова¹

¹ РГУ нефти и газа (НИУ) им. И.М. Губкина, Российская Федерация, 119991, г. Москва, Ленинский пр-т, д. 65, к. 1

* E-mail: Pogodaeva2201@mail.ru

Ключевые слова: воздухоразделительная установка, пожароопасность, взрывоопасная система, кислород, авария.

Тезисы. Проблемой предотвращения пожаров и взрывов воздухоразделительных установок начали заниматься много лет назад. Работы в данном направлении продолжаются и в настоящее время. Безопасность при производстве и применении продуктов разделения воздуха (ПРВ) неразрывно связана с технологией: многие требования, содержащиеся в правилах и эксплуатационной документации, не очевидны и могут быть поняты только на основе детальных представлений о протекающих процессах. В данной работе рассмотрены специфические опасности, возникающие при получении ПРВ и работе с ними, взрывоопасные свойства примесей, обстоятельства и причины типичных аварий. Сформулирован алгоритм обеспечения пожарной безопасности объекта, направленный на снижение рисков за счет оптимального управления технологическими и организационно-методическими факторами воздействия.

Научно-технический прогресс и развитие многих важнейших отраслей промышленности связаны с возрастающим применением кислорода, аргона и других газов, получаемых из атмосферного воздуха. В России и странах СНГ создана широкая сеть воздухоразделительных установок (ВРУ) различной производительности. Опыт производства и применения продуктов разделения воздуха показал их высокую потенциальную опасность, связанную с многочисленными специфическими факторами. Поэтому одновременно с развитием и совершенствованием техники низкотемпературного разделения воздуха и расширением сфер применения полученных продуктов обрабатываются научные основы и технологические приемы, обеспечивающие безопасность работ.

В ходе исследований определен круг опасностей, встречающихся на ВРУ [1]. Так, к *первой группе* относятся опасности, связанные с сосудами, работающими под давлением, электрооборудованием, шумом, работой на высоте, а также в помещениях, где расположены грузоподъемные средства и высокие площадки обслуживания оборудования, движущиеся части машин; ко *второй группе* – специфические (технологические) факторы и опасности (рис. 1).

В последней группе выявлены четыре наиболее значимых фактора, реализация которых может привести к образованию взрывоопасных систем:

1) **газообразный кислород и среды с повышенным содержанием кислорода.**

Как известно, и жидкий, и газообразный кислород не являются ни пожароопасными, ни взрывоопасными, ни токсичными веществами. Несмотря на это, кислород – это сильный окислитель. В газовых смесях с повышенным по сравнению с воздухом содержанием кислорода интенсивно горят многие материалы, в том числе и металлы, представляя большую опасность.

Для того чтобы произошли возгорание или взрыв, требуется наличие горючего вещества, окислителя и источника зажигания, которые обеспечат энергию, необходимую для воспламенения. Соответственно, возгорания, пожары и взрывы в системах с повышенным содержанием кислорода могут быть исключены только тогда, когда горючие вещества присутствуют в количествах, при которых исключено горение, либо приняты меры, которые обеспечивают безопасность персонала. Оценка таких опасностей должна производиться на этапе проектирования систем, работающих



Рис. 1. Специфические факторы и опасности при производстве и потреблении продуктов разделения воздуха

с повышенным содержанием кислорода, а также производств, имеющих такие системы.

Как следствие, после изготовления и монтажа кислородного оборудования его необходимо надлежащим образом очищать от загрязнений и обезжиривать. Так, например, в 2012 г. на металлургическом предприятии в Индии произошло загорание арматуры и кислородных коммуникаций [2]. Причина аварии заключалась в том, что при первом запуске кислородной системы в работу не был проведен контроль качества процесса очистки и обезжиривания на соответствие требованиям безопасности, регламентируемым нормативными документами, что в результате привело к пожару с большим количеством пострадавших;

2) **жидкий кислород**. При испарении жидких криогенных продуктов (кислорода, азота, аргона) образуется большое количество газа. Это создает опасность значительного возрастания давления в закрытых объемах. Для исключения таких явлений на всех сосудах,

предназначенных для жидких криогенных продуктов, и на участках, отсекаемых с обеих сторон трубопроводов, транспортирующих жидкие криогенные продукты, устанавливают предохранительные клапаны и разрывные мембраны.

Особую опасность при контакте с жидким кислородом представляют такие вещества, как дерево и асфальт, которые пропитываются им и образуют оксидквиты, по своим взрывным свойствам близкие к наиболее сильным взрывчатым веществам. Не менее опасно соприкосновение жидкого кислорода с маслом, жирами и тканями;

3) **среды с пониженным содержанием кислорода**, специфическая опасность которых заключается в возможности образования в них пиррофорных соединений, способных самопроизвольно возгораться при повышении содержания кислорода. Для предотвращения аварий, связанных с пиррофорными свойствами материалов, переход оборудования от работы

с глубоко очищенными от кислорода продуктами разделения воздуха (содержание кислорода менее 10 млн^{-1}) к заполнению воздухом или газами с более высоким содержанием кислорода должен осуществляться медленно;

4) **накопление аппаратных примесей, содержащихся в перерабатываемом воздухе.**

В состав атмосферного воздуха наряду с основными компонентами, концентрации которых постоянны, входят различные примеси, номенклатура и концентрации которых зависят от места забора воздуха и метеорологических условий. В табл. 1 приведены отечественные и зарубежные нормативы в отношении

Таблица 1

Предельные содержания примесей в воздухе, подаваемом в ВРУ

Примесь	Норма, мг/м ³			
	EIGA*	Air Liquide**	Air Product [3]	русская
Углеводороды C ₁ ...C ₃ суммарно	–	–	–	20
Метан	5	8	10	–
Этан	0,1	–	0,1	–
Этилен	0,1	–	0,3	–
Пропан	0,05	–	0,06	–
Пропилен	0,2	–	0,2	–
Углеводороды C ₄₊ суммарно	1	–	–	1
Ацетилен	0,3	0,3	1	1
CO ₂	425	400	400	400
CO	–	0,6	20	0,6
Водород	–	0,7	10	0,5
N ₂ O	0,35	0,6	0,3	0,05
Озон	–	0,2	0,2	–
Сероуглерод	–	–	–	0,06

* IGC EIGA Document 65/06/E. Safe operation of reboilers/condensers in air separation units = Безопасная работа испарителей-конденсаторов воздуходелительных установках. – 30 с.; EIGA Document 147. Safe practices guide for cryogenic air separation plants / European Industrial Gases Association. – Brussels, Belgium. – www.eiga.eu

** Air Liquide Standard DI, GR.231.05-0. Recommendations to control hazards related to hydrocarbons in the operations of air separation units = Рекомендации по обеспечению взрывобезопасности, связанной с углеводородами при работе воздуходелительных установок. – 29 с.

Таблица 2

Аварии на ВРУ

Дата и место	Вид	Описание и основные причины	Число пострадавших, ущерб
20.12.1968, завод «Амурсталь» (Хабаровский край)	Взрыв, пожар	Нарушение герметичности редуктора РК-1500-52 по причине износа уплотнения. Неисправность наполнительной станции баллонов (нарушение герметичности редуктора)	Получил тяжелые ожоги 1 чел.
18.09.1968, Салаватский нефтехимический завод (Башкортостан)	Пожар	Утечка кислорода из трубопровода по причине нарушения техники безопасности при проведении ремонтных работ	Пострадали 5 чел. (1 случай с тяжелым исходом)
06.04.1969, Невинномысский химический комбинат (Ставропольский край)	Взрыв, пожар	Взрыв блока разделения воздуха по причине переохлаждения трубопровода грязного азота в результате нарушения технологии при монтаже оборудования	Разрыв трубопровода грязного азота в момент сброса воздуха с азотного регенератора
1997 г., г. Фусун (Китай)	Взрыв, пожар	Взрыв ВРУ по причине работы конденсаторов-испарителей с чрезвычайно низким уровнем жидкого азота	Погибли 4 чел., ранены 4 чел., задеты 27 чел. Разрушена обечайка аппарата, значительно повреждено окружающее оборудование
25.12.1997, г. Бинтулу (Малайзия)	Взрыв, пожар	Взрыв ВРУ по причине ее конструктивного недостатка, который привел к накоплению в паро-генерирующих каналах взрывоопасных примесей	Ранены 12 чел. Разрушение аппарата, значительно повреждено окружающее оборудование

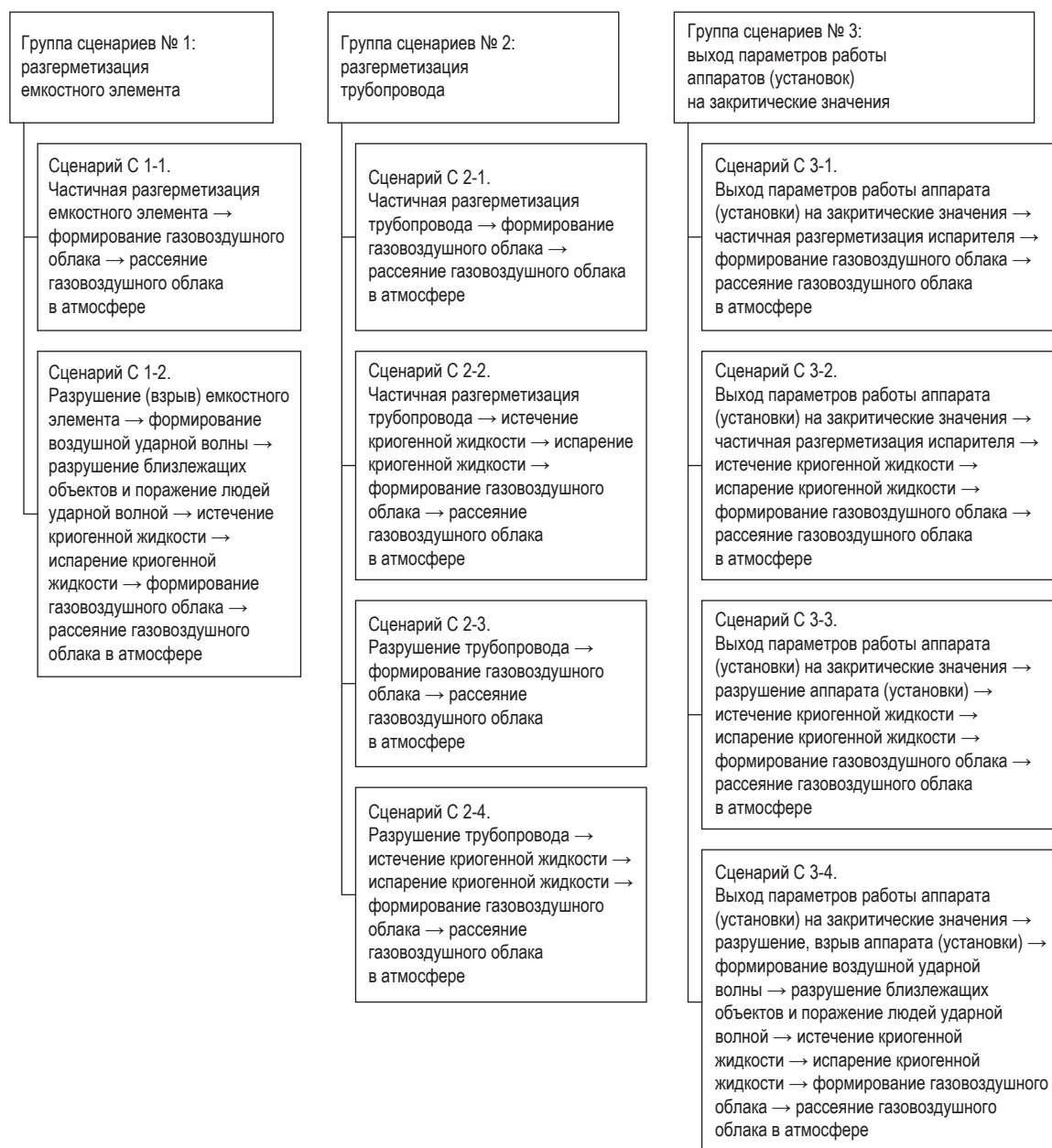


Рис. 2. Группы сценариев аварий

загрязнения воздуха техническими установками. В расчетных оценках загрязненности воздуха должны быть учтены все имеющиеся на промышленной площадке источники загрязнения воздуха взрывоопасными примесями как в ситуации нормальной работы технологических установок, так и в аварийных ситуациях с учетом показателей розы ветров для рассматриваемого района и рельефа местности.

К базовым факторам загрязнения воздуха относятся: расположение источника эмиссии по отношению к месту отбора проб, мощность источника и режим его работы, рельеф местности и условия выброса углеводородов

в атмосферу, различные метеорологические явления. Основное количество углеводородов выделяют в атмосферу предприятия, перерабатывающие природный газ и нефтепродукты, тепловые электростанции и котельные, металлургические предприятия, полигоны для хранения и сжигания промышленных и бытовых отходов. На основании выявленных специфических факторов проанализированы аварии, имевшие место на объектах получения продуктов разделения воздуха (табл. 2) [4].

Анализ статистических данных позволил установить механизм накопления во ВРУ взрывоопасных примесей, приводящих



Рис. 3. Меры обеспечения взрывопожаробезопасности кислородного оборудования

к взрывам. Данная задача является немаловажной, так как при работе установок особое внимание уделяется проблеме обеспечения взрывобезопасности [5].

В ходе исследования сделан вывод, что взрывы, имевшие место при эксплуатации ВРУ, можно разделить на 2 группы. К первой из них относятся взрывы вне технологических аппаратов, обусловленные образованием смесей «жидкий кислород – органические вещества» в местах, где при нормальной работе присутствие жидкого кислорода или органических веществ должно быть исключено. Возникновение взрывов данной группы

обусловлено конструктивными недостатками отдельных установок или грубыми нарушениями правил эксплуатации. Число таких взрывов составляет 2...3 % из общего числа известных случаев. Ко второй группе относятся взрывы, произошедшие в результате накопления в технологических аппаратах в среде жидкого кислорода взрывоопасных веществ, поступавших в установки с перерабатываемым воздухом (более 95 % от общего числа известных взрывов).

На основе анализа специфических факторов, опасностей и причин аварий с учетом особенностей технологических процессов, свойств и распределения опасных веществ

по оборудованию сценарии аварий на объекте воздуходеления могут быть разбиты по группам (рис. 2). Изучение указанных групп сценариев позволило разработать алгоритм обеспечения пожарной безопасности объекта защиты, включающий следующие этапы:

1) анализ пожарной опасности объектов воздуходеления;

2) анализ всех пожарных рисков, присутствующих данному объекту;

3) оценку значений всех пожарных рисков;

4) определение допустимых значений всех пожарных рисков;

5) разработку методов и технологий управления пожарными рисками, позволяющих уменьшать их значение;

6) использование методов и технологий управления пожарными рисками для снижения их значений до уровня допустимых;

7) обеспечение пожарной безопасности объекта.

Для реализации 5-го этапа алгоритма (см. выше) определены технические, технологические и организационные мероприятия, обеспечивающие безаварийную работу оборудования и безопасность персонала (рис. 3).

Изложенные результаты лягут в основу разработки методического подхода к управлению пожарной и взрывной безопасностью

ВРУ на базе расчета пожарных рисков, который должен в полной мере подтверждать пожарную безопасность объекта защиты с учетом причинно-следственной логики возникновения и развития аварий, а также влияния на показатели риска различных технологических факторов.

Список литературы

1. Файнштейн В.И. Кислород, азот, аргон – безопасность при производстве и применении / В.И. Файнштейн. – М.: Интернет Инжиниринг, 2014. – 224 с.
2. Петин В.Г. Радиофобия и радиационный гермесис / В.Г. Петин // Нева. – 2013. – № 4. – С. 136–147.
3. Schmidt W.P. Safe design and operation of a criogenic air separation unit / W.P. Schmidt, K.S. Wenegardner, M. Dennehy, et al. // Process Safety Progress. – Dec. 2001. – Т. 20. – № 4: Career and Technical Education. – С. 269.
4. Борисов Л.М. Анализ аварий на предприятиях разделения воздуха и получения ацетиленов 1, 1(3), 1(5), 2 / Л.М. Борисов, Л.Н. Дриголенко; под ред. Л.М. Борисова. – М.: Группа технической поддержки, б.г.
5. Беляков В.П. Взрывобезопасность воздуходелительных установок / В.П. Беляков, В.Ф. Густов, В.И. Файнштейн и др.; под ред. В.П. Белякова и В.И. Файнштейна. – М.: Химия, 1986. – 224 с.

Support of explosive and fire safety of air separation units through analysis of main hazards

A.E. Pogodayeva^{1*}, A.T. Volokhina¹, Ye.V. Glebova¹

¹ National University of Oil and Gas “Gubkin University”, Bld. 1, Est. 65, Leninskiy prospect, Moscow, 119991, Russian Federation

* E-mail: Pogodaeva2201@mail.ru

Abstract. Means of fire and explosion prevention at the air separation units have been studied for many years and until the present time. Safety of manufacturing and application of air products symbiotically relates to technologies. Lots of requirements in guidelines and operation instructions are not obvious and can be understood only through the detailed knowledge of the proceeding processes. This article examines the specific hazards occurring during manufacturing and operation of air products, explosively dangerous properties of the additives, situations and objectives of the typical accidents. Authors formulated an algorithm of fire safety support for industrial facilities. This algorithm is aimed at risk reduction due to optimal regulation of technological and administrative impacts.

Keywords: air separation unit, fire hazard, potentially explosive system, oxygen, emergency.

References

1. FAYNTSHTEYN, V.I. *Oxygen, nitrogen, argon: safe production and application* [Kislород, azot, argon – bezopasnost pri proizvodstve i primeneni]. Moscow: Internet Inginiging, 2014. (Russ.).
2. PETIN, V.G. *Radiophobia and radiological hormesis* [Radiofobiya i radiatsionny germezis]. Neva. 2013, No. 4, pp. 136–147. ISSN 0130-741X. (Russ.).
3. SCHMIDT, W.P., K.S. WENEGARDNER, M. DENNEHY, et al. Safe design and operation of a cryogenic air separation unit. *Process Safety Progress*. Dec. 2001, vol. 20, no. 4: Career and technical education, p. 269. ISSN 1066-8527. (Russ.).
4. BORISOV, L.M., L.N. DRIGOLENKO. *Analysis of accidents at the plants for separation of air and production of acetylene 1, 1(3), 1(5), 2* [Analiz avariya na predpriyatiyakh razdeleniya vozdukhha i polucheniya atsetilena 1, 1(3), 1(5), 2]. (Russ.).
5. BELYAKOV, V.P., V.I. GUSTOV, V.I. FAYNSHTEYN, et al. *Explosive safety of air separation units* [Vzryvobezopasnost vozdukhhorazdelitelnykh ustanovok]. Moscow: Khimiya, 1986. (Russ.).

УДК 621.72:621.532.656.08

К вопросу об излучении огненных шаров, образовавшихся при сгорании выбросов углеводородных газов

Ю.В. Гамера^{1*}, Ю.Ю. Петрова¹, С.В. Овчаров¹, Л.В. Ягупова¹

¹ ООО «Газпром ВНИИГАЗ», Российская Федерация, 142717, Московская обл., Ленинский р-н, пос. Развилка, Проектируемый пр-д № 5537, вл. 15, стр. 1

* E-mail: Y_Gamera@vniigaz.gazprom.ru

Тезисы. В статье представлена верифицированная по излучению облака продуктов ядерного взрыва нольмерная модель излучающего огненного шара (ОШ) реагирующих газов. На основе данной модели проведены расчеты закономерностей излучения всплывающих в изотермической атмосфере перемешанных и стехиометрических облаков окисляемого с бесконечной скоростью природного газа (метана). Дана аппроксимация результатов численного расчета основных физических характеристик ОШ степенными зависимостями от массы выброса при пожаре-вспышке и диффузионном горении. Для консервативных оценок теплового поражения от ОШ рекомендовано считать ОШ неподвижным и сформировавшимся при мгновенном сгорании стехиометрической смеси. В качестве верхнего предела средней по поверхности интенсивности теплового излучения для ОШ рекомендовано принять величину в 250 кВт/м².

Ключевые слова: интенсивность теплового излучения, огненный шар, пожар-вспышка, природный газ, режимы горения.

Аварии с выбросом и возгоранием газа всегда сопровождаются термической радиацией. В зависимости от продолжительности выброса и времени воспламенения тепловое излучение может носить как продолжительный (измеряемый десятками минут, а иногда и часов), так и кратковременный (с типичным временем существования в несколько секунд) характер. В первом случае, реализуемом, как правило, при квазистационарном истечении газа и воспламенении на начальной стадии, горение протекает в диффузионном режиме. Во втором, имеющем место при зажигании сформировавшихся изолированных объемов, например, при мгновенном выбросе, горение в зависимости от перемешанности смеси и свойств горючего газа может осуществляться кроме диффузионного и во взрывных (дефлаграционном и детонационном) режимах. При этом с учетом скоротечности взрывных режимов основным источником излучения для них являются нагретые продукты взрыва, в то время как при диффузионном горении источником излучения кроме продуктов горения является и нагретая топливовоздушная смесь.

В нормативно-методической базе по пожароопасности¹ изолированные объемы (облака), сгорающие в диффузионном режиме, принято называть огненными шарами (ОШ), а облака сгорающей в дефлаграционном режиме без существенного барического эффекта топливовоздушной смеси – пожаром-вспышкой (ПВ) (при этом анализируется излучение только ОШ). Здесь необходимо сделать два замечания. Во-первых, исходно в отечественную литературу термин «огненный шар» (*англ.* fireball) был введен переводным изданием классической книги Министерства обороны США «Действие ядерного оружия»: «За менее чем одну миллионную долю секунды, в течение которой происходит взрыв ядерного боеприпаса, сильно нагретые продукты взрыва излучают огромное количество энергии... Это приводит к образованию сильно нагретой и ярко светящейся массы воздуха и газообразных продуктов взрыва, которая была названа

¹ См. ГОСТ Р 12.3.047-2012. Пожарная безопасность технологических процессов. Общие требования. Методы контроля / введ. в действие 01.01.2014.
ГОСТ Р 12.3.047-98. Пожарная безопасность технологических процессов. Общие требования. Методы контроля / введ. в действие 01.01.2000.
Методика определения расчетных величин пожарного риска на производственных объектах (с изменениями на 14 декабря 2010 г.): Приложение к приказу МЧС России от 10.07.2009 № 404.

огненным шаром» [1]. Из процитированного текста следует, что ОШ не имеет ничего общего с самим процессом горения, а является лишь его результатом, следовательно, такое название одинаково применимо к изолированным объемам, сгорающим в любом из упомянутых выше режимов. И, во-вторых, вне зависимости от величины барического эффекта при взрывном сгорании изолированного облака топливовоздушной смеси фактор тепловой радиации будет присутствовать, а значит, помимо ПВ необходимо рассматривать и излучение облаков нагретого газа, образовавшихся вследствие произвольного дефлаграционного горения или детонации. А коль скоро это так, то представляет интерес сравнение излучательной способности при диффузионном горении облака неперемешанного газа и облака продуктов мгновенного сгорания стехиометрической смеси. Кроме того, возникает вопрос об обоснованности рекомендованного в нормативных документах для ОШ значения средней поверхностной интенсивности теплового излучения в 350 кВт/м^2 .

Решать перечисленные задачи удобно в рамках верифицированной по излучению облака продуктов ядерного взрыва нольмерной модели излучающего ОШ реагирующих газов [2, 3]. Для обеспечения консервативности расчетов в качестве модельного газа для исследования удобно выбрать природный газ. Применительно к окисляемому с бесконечной скоростью природному газу (поступающий кислород мгновенно расходуется на горение) по данной модели изменение во времени осредненных по объему характеристик всплывающего в изотермической атмосфере ОШ будет описываться системой обыкновенных дифференциальных уравнений

$$\begin{aligned} \frac{dm}{dt} &= 4\pi\lambda |u| \left[\frac{\rho}{\rho_{\text{возд}}} \right]^{\frac{2}{3}} \rho_{\text{возд}} R^2; \\ \frac{d\left(\left[1 + k \frac{\rho_{\text{возд}}}{\rho} \right] mu \right)}{dt} &= g \left(\frac{\rho_{\text{возд}}}{\rho} - 1 \right) m; \\ \frac{d\Delta E}{dt} &= -gu \frac{\rho_{\text{возд}}}{\rho} m - 4\pi\sigma\epsilon R^2 (T^4 - T_{\text{возд}}^4); \\ \frac{dh}{dt} &= u \end{aligned} \quad (1)$$

и уравнениями связи

$$\begin{aligned} \Delta E &= [c_{\text{возд}} m + (c_{\text{CH}_4} - c_{\text{возд}}) m_0] (T - T_{\text{возд}}) + (1-x) m_0 [\Delta c_p (T - T_{\text{возд}}) + Q]; \\ m &= \frac{4\pi}{3} \rho R^3; \\ \frac{\rho_{\text{возд}}}{\rho} &= \frac{T}{T_{\text{возд}}} \left[1 + \frac{m_0}{m} \left(\frac{\mu_{\text{возд}}}{\mu_{\text{CH}_4}} - 1 \right) \right]; \\ \epsilon &= \begin{cases} 0 & \text{при } T < 300; \\ -0,075 + 1,41 \cdot 10^{-4} T + 2 \cdot 10^{-7} T^2 - 6,2 \cdot 10^{-11} T^3 + 5,23 \cdot 10^{-15} T^4 & \text{при } 300 \leq T < 4000; \\ 0,942 & \text{при } T \geq 4000; \end{cases} \quad (2) \\ x &= \begin{cases} 0,105 \frac{\mu_{\text{CH}_4}}{\mu_{\text{возд}}} \left(\frac{m}{m_0} - 1 \right) & \text{при } \frac{m}{m_0} \leq 1 + \frac{1}{0,105} \frac{\mu_{\text{CH}_4}}{\mu_{\text{возд}}}; \\ 1 & \text{в остальных случаях,} \end{cases} \end{aligned}$$

где m_0 – масса метана при выбросе; $\rho_{\text{возд}}$, $T_{\text{возд}}$, $c_{\text{возд}}$, $\mu_{\text{возд}}$ – плотность (изменяется с высотой по распределению изотермической атмосферы), температура (в дальнейшем принимается равной 273 К), удельная теплоемкость и молекулярный вес окружающего ОШ воздуха соответственно; c_{CH_4} и μ_{CH_4} – удельная теплоемкость и молекулярный вес метана; Δc_p и Q – изменение теплоемкости и выделившееся тепло в ходе сгорания единицы массы метана; m , u и h , R , T , ρ , ΔE , x – осредненные характеристики ОШ в порядке перечисления: масса, скорость и высота подъема центра масс, радиус, температура, плотность, избыточная энтальпия газа в ОШ при температуре T

по сравнению с энтальпией того же газа при температуре $T_{\text{возд}}$, массовая доля сгоревшего метана; $\lambda = 0,3$ – коэффициент захвата облаком воздуха; $k = 0,5$ – коэффициент присоединенной массы; g – ускорение силы тяжести; σ – постоянная Стефана – Больцмана; ε – коэффициент серости ОШ.

Система (1), (2) дополняется начальными условиями для четырех переменных, полностью (с учетом уравнений связи) характеризующих состояние ОШ. В качестве таковых целесообразно выбрать m , u , h , T . Начальные значения указанных переменных (обозначены индексом n) при диффузионном горении облака неперемешанного газа имеют вид:

$$m_n = m_0; u_n = 0; h_n = 0; T_n = T_{\text{возд}}. \quad (3)$$

В случае всплытия облака продуктов мгновенного сгорания стехиометрической смеси начальные значения переменных задаются следующим образом:

$$m_n = m_0 \left(1 + \frac{1}{0,105} \frac{\mu_{\text{CH}_4}}{\mu_{\text{возд}}} \right); u_n = 0; h_n = 0; \\ T_n = T_{\text{возд}} + Q \left(\frac{c_{\text{возд}}}{0,105} \frac{\mu_{\text{CH}_4}}{\mu_{\text{возд}}} + c_{\text{CH}_4} - \Delta c_p \right)^{-1}. \quad (4)$$

Численное интегрирование дифференциальных уравнений (1) при начальных условиях (3) или (4) с использованием уравнений

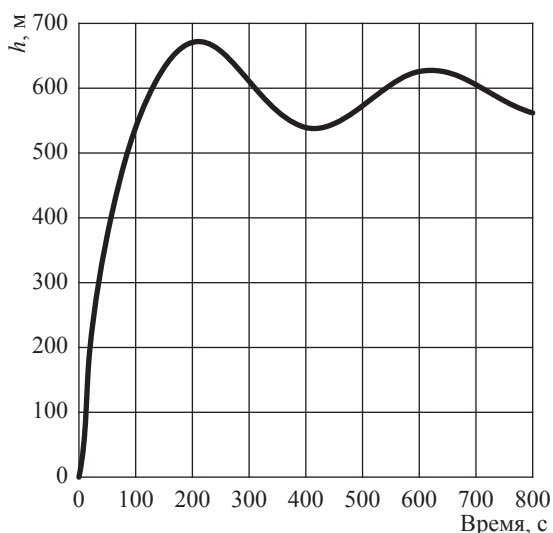


Рис. 1. Динамика подъема в изотермической атмосфере центра ОШ при диффузионном сгорании 1 т метана

связи (2) позволяет описать эволюцию ОШ вплоть до его колебаний на высоте зависания (рис. 1). Последние происходят на временных интервалах порядка десятка минут.

Для целей текущего исследования, состоящего в оценочном сравнении излучения ОШ различного происхождения, достаточно ограничиться временным интервалом в минуту. На рис. 2 и 3 представлены подтверждающие

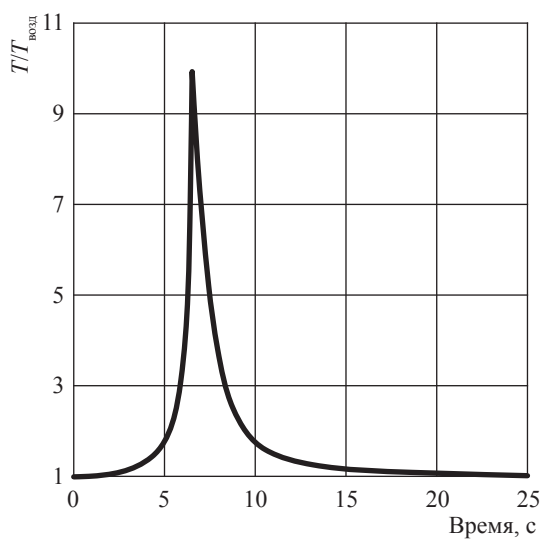


Рис. 2. Временная зависимость для относительной средней температуры ОШ при диффузионном горении облака неперемешанного газа массой 1 т

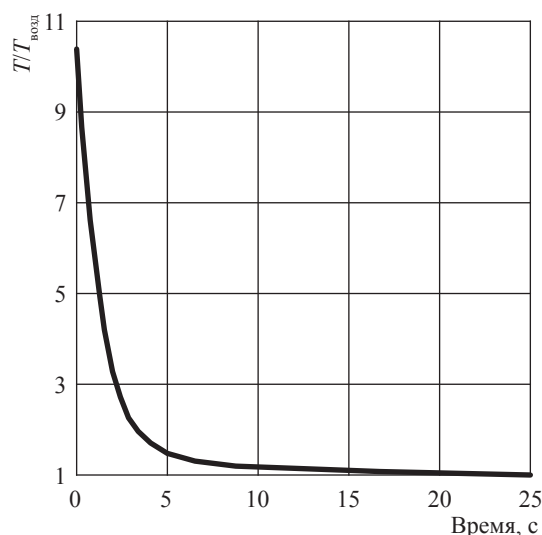


Рис. 3. Временная зависимость для относительной средней температуры облака продуктов мгновенного сгорания стехиометрической метановоздушной смеси массой 1 т

данный тезис характерные профили осредненной температуры в облаках, образованных соответственно при диффузионном сгорании неперемешанного с воздухом метана и мгновенном сгорании стехиометрической метано-воздушной смеси.

Расчеты при различных m_0 позволили установить и оценить по аппроксимирующим

зависимостям влияние на основные характеристики излучающего ОШ массы выброса. Результаты некоторых расчетов и аппроксимации представлены на рис. 4–9, а данные по всем аппроксимациям сведены в таблицу.

Из представленных выше данных следует, что с точки зрения излучающей способности облако продуктов мгновенного сгорания

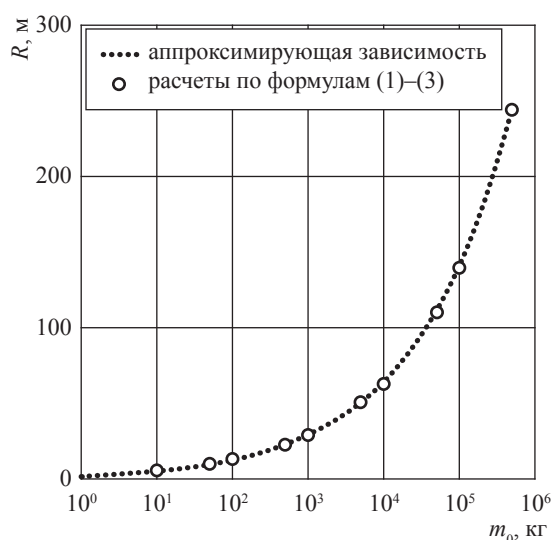


Рис. 4. Аппроксимация зависимости среднего арифметического радиуса ОШ во время излучения от массы выброса при диффузионном горении облака неперемешанного газа

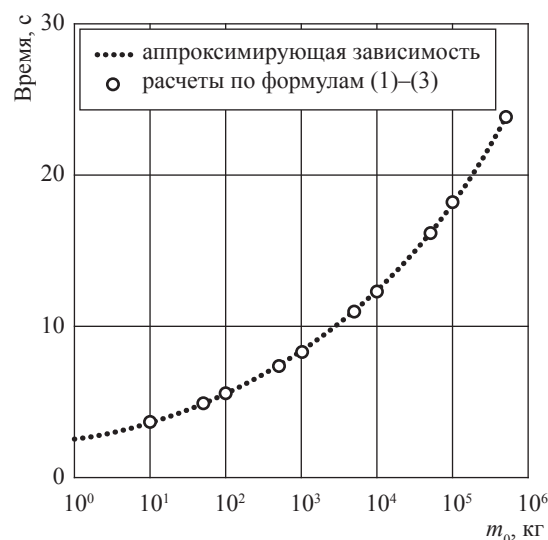


Рис. 5. Аппроксимация зависимости длительности излучения ОШ от массы выброса при диффузионном горении облака неперемешанного газа

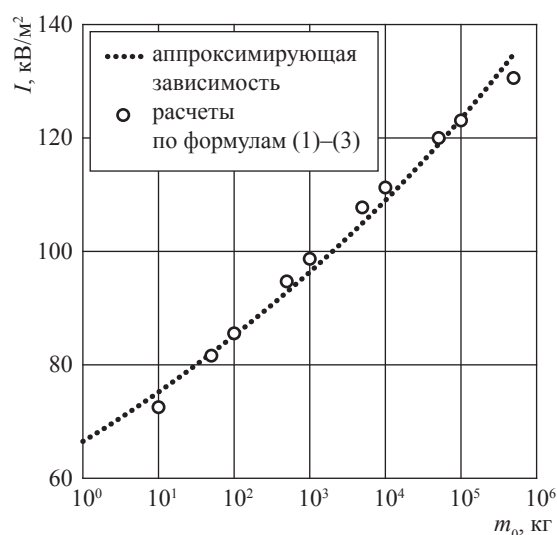


Рис. 6. Аппроксимация зависимости усредненной по времени среднеповерхностной интенсивности теплового излучения ОШ (I) от массы выброса при диффузионном горении облака неперемешанного газа

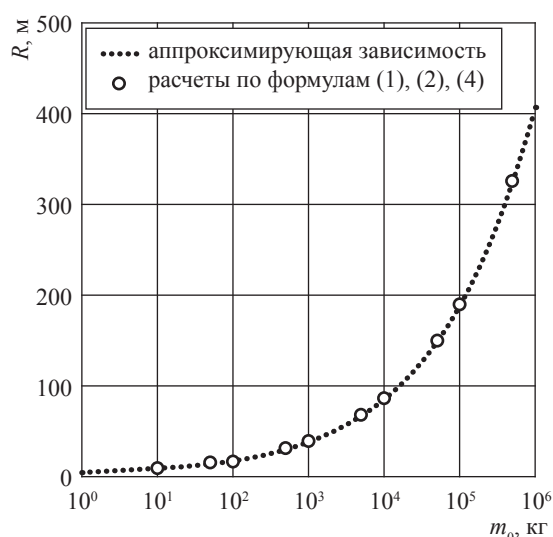


Рис. 7. Аппроксимация зависимости среднего арифметического радиуса ОШ во время излучения от массы выброса для облака продуктов мгновенного сгорания стехиометрической метано-воздушной смеси

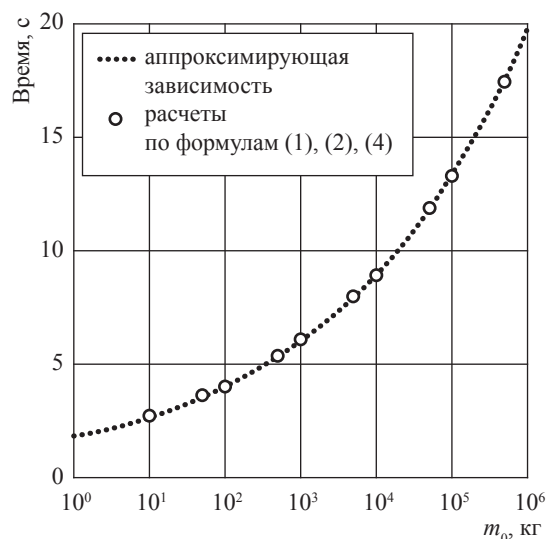


Рис. 8. Аппроксимация зависимости длительности излучения ОШ от массы выброса для облака продуктов мгновенного сгорания стехиометрической метановоздушной смеси

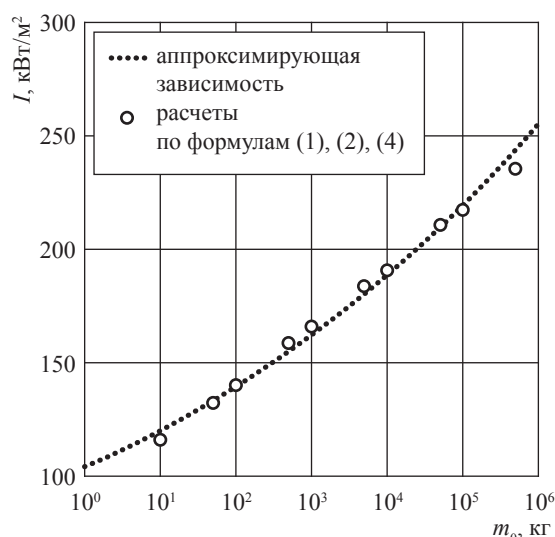


Рис. 9. Аппроксимация зависимости усредненной по времени среднеповерхностной интенсивности теплового излучения ОШ от массы выброса для облака продуктов мгновенного сгорания стехиометрической метановоздушной смеси

Аппроксимация зависимостей физических характеристик ОШ от массы выброса метана при различных режимах его сгорания

Физическая характеристика	Значение коэффициентов зависимости $Z = am_0^b$	
	a	b
<i>ОШ при диффузионном горении облака неперемешанного газа</i>		
1. Значение R на момент начала эффективного излучения, м	1,177	0,332
2. Значение h на момент начала эффективного излучения, м	1,492	0,333
3. Значение R на момент окончания эффективного излучения, м	4,384	0,343
4. Значение h на момент окончания эффективного излучения, м	11,393	0,342
5. Среднеарифметическое значение R во время излучения, м	2,779	0,341
6. Среднеарифметическое значение h во время излучения, м	6,443	0,341
7. Значение R в момент достижения максимального значения I , м	3,212	0,336
8. Значение h в момент достижения максимального значения I , м	3,099	0,334
9. Время начала эффективного излучения, с	1,245	0,167
10. Время окончания эффективного излучения, с	3,785	0,17
11. Время достижения максимального значения I , с	2,071	0,167
12. Длительность излучения ОШ, с	2,542	0,171
13. Удельная (по поверхности) излучаемая тепловая энергия за время существования ОШ (E), кДж/м ²	168,342	0,226
14. I , кВт/м ²	66,287	0,054
<i>ОШ продуктов мгновенного сгорания стехиометрической смеси</i>		
1. Значение R в начальный момент, м	3,32	0,333
2. Значение R на момент окончания эффективного излучения, м	4,259	0,344
3. Значение h на момент окончания эффективного излучения, м	7,909	0,347
4. Среднеарифметическое значение R во время излучения, м	3,789	0,339
5. Среднеарифметическое значение h во время излучения, м	3,955	0,347
6. Время окончания эффективного излучения (длительность излучения ОШ), с	1,835	0,172
7. E , кДж/м ²	190,376	0,237
8. I , кВт/м ²	103,752	0,065

стехиометрической смеси метана представляет большую опасность, нежели ОШ, образовавшийся в результате диффузионного сгорания неперемешанного газа той же массы, так как при $m_0 \in [10^2; 5 \cdot 10^5]$

$$\frac{I_1}{I_2} \in [0,553; 0,607] < 1;$$

$$\frac{E_1}{E_2} \in [0,765; 0,84] < 1,$$

где I_1, I_2 – усредненные по времени среднеповерхностные интенсивности теплового излучения, а E_1, E_2 – удельные (по поверхности) излучаемые тепловые энергии за время существования ОШ соответственно при диффузионном горении неперемешанного газа и при мгновенном сгорании стехиометрической смеси.

Отдельный интерес представляет сопоставление полученных характеристик с нормативно-методической базой¹. Анализ представленных на рис. 10, 11 данных позволяет говорить о согласии различных методик в вопросе оценки размеров ОШ, однако обнаружено существенное различие при оценке времени их жизни: в ГОСТ Р 12.3.047-2012 и Методике определения расчетных величин пожарного риска параметр b (см. таблицу) составляет 0,26, в ГОСТ Р 12.3.047-98 – 0,303. Последний факт, по-видимому, объясняется исходным источником и способом обработки положенных в основу моделей¹ экспериментальных данных

(данные по взрывам ракетных топлив [4]). При этом следует отметить, что существуют как теоретические [5], так и экспериментальные [6] исследования ОШ, образующихся при взрывах пропана, пентана и октана в воздухе, согласно которым параметр b составляет соответственно 0,167 и 0,181 (что близко к полученным по модели (1)–(4) результатам).

При реальных залповых выбросах топливовоздушная смесь всегда является частично перемешанной. Поэтому некоторая доля горячего газа сгорает во взрывном режиме, а оставшаяся догорает в диффузионном в процессе всплытия ОШ, а значит, с ослаблением эффективного теплового потока на поверхности земли. На момент окончания горения подъем центра масс облака может составлять по аппроксимирующим зависимостям (см. таблицу) несколько радиусов. Причем для облака неперемешанного газа указанный эффект больше. В таких условиях консервативно импульсное термическое излучение целесообразно оценивать по характеристикам облака продуктов мгновенного сгорания стехиометрической смеси для условно неподвижного ОШ. При этом (см. рис. 9) в значимом диапазоне изменения массы выброса метана усредненное по времени значение I не будет превышать для природного газа 250 кВт/м² (для остальных углеводородных газов в силу меньшего эффективного коэффициента захвата воздуха,

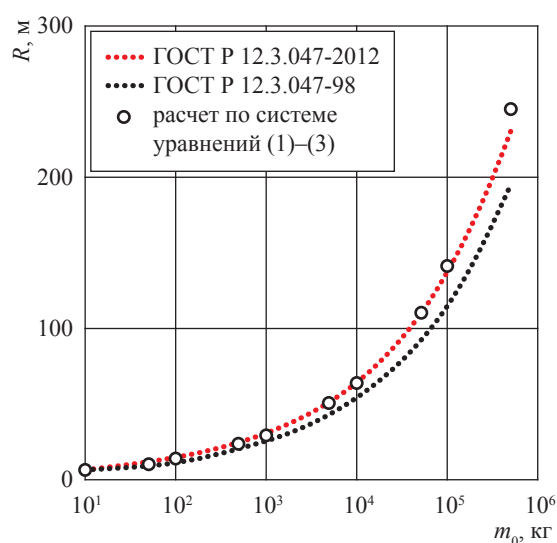


Рис. 10. Зависимости радиуса ОШ от массы выброса метана, полученные по различным методикам

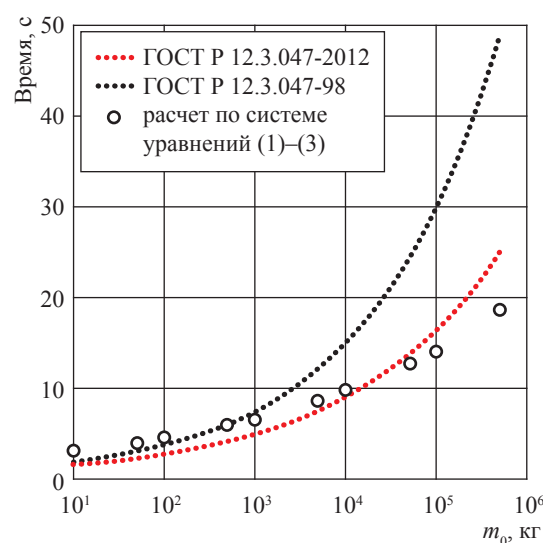


Рис. 11. Зависимости времени существования ОШ от массы выброса метана, полученные по различным методикам

а значит, более слабой интенсивности диффузионного горения указанное значение будет ниже), а не 350 кВт/м², как рекомендовано ГОСТ Р 12.3.047-2012 и методикой определения расчетных величин пожарного риска¹.

Таким образом, проведенные на основе нольмерной модели излучающего ОШ расчеты и их аппроксимация степенными зависимостями от массы выброса позволяют эффективно

описать закономерности излучения при различных режимах сгорания облаков углеводородных газов. Для консервативных оценок рекомендовано считать ОШ неподвижным и сформировавшимся в результате мгновенного сгорания стехиометрической смеси. В качестве верхнего предела средней по поверхности интенсивности импульсного теплового излучения можно принять значение 250 кВт/м².

Список литературы

1. Действие ядерного оружия / пер. с англ. В.П. Дмитриева. – 2-е изд. – М.: Воениздат, 1965. – 680 с.
2. Гостинцев Ю.А. Образование окиси азота при воздушных ядерных взрывах / Ю.А. Гостинцев, Ю.В. Гамера, А.А. Шурка. – Черногловка: Институт химической физики АН СССР, 1990. – 73 с.
3. Гостинцев Ю.А. Генерация окислов азота при мощных воздушных взрывах. Взаимодействие NO_x с озоновым слоем / Ю.А. Гостинцев, Ю.В. Гамера // Химическая физика. – 1994. – Т. 13. – № 2. – С. 109–131.
4. High R.W. The Saturn fireball / R.W. High // Annals of the New York Academy of Science. – 1968. – Т. 152. – № 1. – С. 441–451.
5. Bader B.E. Liquid-propellant rocket abort fire model / B.E. Bader, A.B. Donaldson, H.C. Hardy // Journal of Spacecraft and Rockets. – 1971. – Т. 8. – № 12. – С. 1216–1219. – <https://doi.org/10.2514/3.30365>
6. Hasegawa K. Experimental investigation of the unconfined vapor-cloud explosions of hydrocarbons / K. Hasegawa, K. Sato // Technical memorandum of Fire Research Institute. – Japan: Fire Research Institute: Fire Agency, 1978. – № 12.

On radiation of fireballs originated during combustion of discharged hydrocarbon gases

Yu.V. Gamera^{1*}, Yu.Yu. Petrova¹, S.V. Ovcharov¹, L.V. Yagupova¹

¹ Gazprom VNIIGAZ LLC, Bld. 1, Estate 15, Proyecktiruemyy proezd no. 5537, Razvilka village, Leninskiy district, Moscow Region, 142717, Russian Federation

* E-mail: Y_Gamera@vniigaz.gazprom.ru

Abstract. This paper presents a zero-dimensional model of a radiating fireball consisting of reacting gases. The model is verified according to emissions of a cloud of the nuclear explosion products. Following this model authors calculated the radiation dependencies for not-mixed and stoichiometric clouds of a natural gas (methane) being oxidized with the infinite velocity and floating up in an isothermal atmosphere. The numerical calculations of the main physical characteristics of the fireball are approximated by the exponential dependencies on the value of a discharged mass during either a fire flash, or the diffusive burning. In case of conservative assessment of heat injury by the fireball, this fireball is recommended to be considered immobile and being formed in course of the immediate burn-up of a stoichiometric mixture. It is also recommended to take 250 kW/m² as an upper limit for the average (over the surface) intensity of the fireball thermal radiation.

Keywords: intensity of infrared radiation, fireball, fire flash, natural gas, modes of fire, combustion behavior.

References

1. *The effects of nuclear weapons* [Deystviye yadernogo oruzhiya]. Translated from English by V.P. DMITRIYEV. 2nd ed. Moscow: Voenizdat, 1965. (Russ.).
2. GOSTINTSEV, Yu.A., Yu.V. GAMERA, A.A. SHURKA. *Generation of nitric oxide during nuclear air bursts* [Obrazovaniye okisi azota pri vozdushnykh yadernykh vzryvakh]. Chernoglovka, Russia: Institute for Chemical Physics of the USSR Academy of Science, 1990. (Russ.).

3. GOSTINTSEV, Yu.A., Yu.V. GAMERA. Generation of nitrogen oxides at huge air explosions. Interaction of NO_x and ozone screen [Generatsiya okislov azota pri moshnykh vozdushnykh vzryvakh. Vzaimodeystviye NO_x s ozonovym sloyem]. *Khimicheskaya Fizika*, 1994, vol. 13, no. 2, pp. 109–131. ISSN 0207-401X. (Russ.).
4. HIGH, R.W. The Saturn fireball. *Annals of the New York Academy of Science*, 1968, vol. 152, no. 1, pp. 441–451. ISSN 0077-8923.
5. BADER, B.E., .B. DONALDSON, H.C. HARDY. Liquid-propellant rocket abort fire model. *Journal of Spacecraft and Rockets*, 1971, vol. 8, no. 12, pp. 1216–1219. ISSN 0022-4650. Available from: <https://doi.org/10.2514/3.30365>
6. HASEGAWA, K., K. SATO. Experimental investigation of the unconfined vapor-cloud explosions of hydrocarbons. *Technical memorandum of Fire Research Institute*. Japan: Fire Research Institute, Fire Agency, 1978, no. 12.

УДК 622.279.04::551.321.81

Методические аспекты определения расчетных нагрузок низкой обеспеченности на примере ледовых воздействий на морские сооружения

Д.А. Онищенко^{1,2*}

¹ ООО «Газпром ВНИИГАЗ», Российская Федерация, 142717, Московская обл., Ленинский р-н, пос. Развилка, Проектируемый пр-д № 5537, вл. 15, стр. 1

² Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН, Российская Федерация, 119526, Москва, пр-т Вернадского, д. 101, корп. 1

* E-mail: D_Onishchenko@vniigaz.gazprom.ru

Тезисы. В работе применительно к морским сооружениям обсуждаются методические аспекты определения расчетных ледовых нагрузок низкой обеспеченности (большого периода повторяемости) для характерных ледяных образований – торосов. Приведены результаты сопоставительного анализа нормативных требований в части расчета ледовых нагрузок на морские платформы, содержащихся в основных действующих нормативно-технических документах, которые должны использоваться при проектировании морских платформ. Установлено, что имеет место определенная нестыковка нормативных положений в различных документах, включая требования к уровню обеспеченности нормативных и расчетных значений ледовых нагрузок. На первый взгляд, в силу высокой пространственной и временной изменчивости характеристик ледяного покрова, многократно воздействующего в течение года на морскую платформу в результате своего дрейфа, очевидным представляется вывод, что задача определения ледовых нагрузок может быть корректно сформулирована только в вероятностной постановке, но не в детерминистической. Поскольку срок эксплуатации морской платформы в типичном случае может составлять несколько десятков лет, то вероятностный подход предопределяет, что расчетное значение максимального за один год нагрузочного эффекта от воздействия тороса на платформу целесообразно назначать на уровне обеспеченности 10^{-4} . С учетом того, что общее количество воздействующих на платформу в течение года торосов в типичном случае составляет несколько сотен или даже тысяч, описанная в статье методология позволяет сделать вывод, что при проектировании морской платформы необходимо рассчитывать нагрузку от однократного воздействия тороса на уровне обеспеченности порядка $10^{-6} \dots 10^{-7}$. Принимая во внимание ограниченный объем доступных натуральных данных по торосам, корректное описание вероятностных распределений описывающих торос случайных параметров (осадка кила, толщина консолидированного слоя, толщина примыкающего к торосу ровного льда, длина гряды торосов, прочность льда и др.) на правых «хвостах» в области указанных значений обеспеченности представляется невозможным. При этом попытки использовать «усеченные» справа вероятностные распределения (чтобы искусственно не допускать больших значений определяющих параметров) приводят, как показано в статье на конкретных примерах, к ситуации, когда значение нагрузки требуемой низкой обеспеченности фактически рассчитывается по максимальным значениям параметров, соответствующих точкам «усечения», что фактически является детерминистическим подходом к расчету нагрузок. В заключение обсуждается вопрос о рациональном количестве учитываемых случайных параметров и сочетании вероятностного и детерминистического подходов к назначению расчетных значений ледовых нагрузок.

Ключевые слова: ледяной торос, ледовая нагрузка, расчетное значение, нормативное значение, морская платформа, обеспеченность, вероятностное моделирование.

Хорошо известно, что почти все районы российского шельфа, где обнаружены месторождения углеводородов или предполагается их наличие, расположены в ледовитых морях. Поэтому практически всегда – за исключением сейсмоопасных районов – определяющей нагрузкой от воздействия природной среды на стационарные или плавучие нефтегазопромысловые платформы (далее для краткости – платформы) является ледовая нагрузка.

Ледяной покров морей весьма разнообразен: ровный лед и деформированный лед, при этом 2-я группа включает в себя наслоенный и торосистый лед, поля сморози, гряды торосов, стамухи и др. (полный перечень видов и форм морского льда содержится в Номенклатуре морского льда [1]). Кроме того, в составе ледяного покрова в некоторых морях присутствуют айсберги, которые состоят из пресноводного льда материкового происхождения.

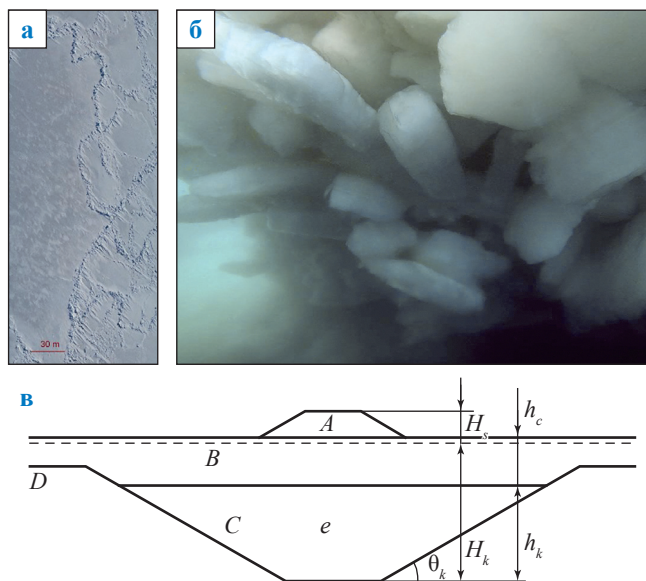


Рис. 1. Структурное строение гряды торосов:
а – типичный вид сверху ледяного поля с торосами (надводная часть гряды); **б** – типичный вид подводной части гряды; **в** – расчетная схема тороса (поперечное сечение). Структурные элементы тороса: *A* – парус; *B* – консолидированный слой; *C* – киль; *D* – ровный лед, окружающий торос. Параметры тороса: H_s – высота паруса; H_k – осадка киля; h_c – толщина консолидированного слоя; h_k – толщина киля (неконсолидированной части тороса – нагромождения ледяных обломков); θ_k – угол наклона подводного нагромождения ледяных обломков к горизонту

При проектировании морских платформ, как и любых других сооружений, согласно принятой в отечественной практике методологии проектирования по предельным состояниям [2] необходимым этапом является определение нормативных и расчетных нагрузок. Соответствующие значения требуется определять для заданных уровней обеспеченности или, иначе, вероятности превышения – обычно в течение периода времени, равного одному году. Поскольку характерный срок эксплуатации платформ составляет десятки лет, обеспеченность назначается на достаточно низком уровне – порядка $10^{-2} \dots 10^{-4}$.

В статье обсуждаются методические аспекты расчета нагрузок низкой обеспеченности на примере одного из наиболее характерных ледяных образований – гряды торосов (далее для краткости – торосов, рис. 1). Описываются соответствующая вероятностная модель и результаты ее численного анализа, а также обсуждаются проблемные моменты, связанные с процедурой выполнения расчетов.

Сначала приведем краткий анализ требований в части расчета ледовых нагрузок на морские платформы, содержащихся в основных действующих нормативно-технических документах, которые должны использоваться при проектировании морских платформ. К сожалению, имеет место определенная нестыковка нормативных положений в различных документах, поэтому целесообразно изложить их в сопоставлении.

Прежде всего, отметим, что «основным условием надежности строительных объектов является выполнение требований (критериев) для всех учитываемых предельных состояний при действии наиболее неблагоприятных сочетаний расчетных нагрузок в течение расчетного срока службы» [2, п. 3.3]. В общем случае критерий предельного состояния имеет следующий вид:

$$Q_d < \frac{\gamma_d}{\gamma_n} R_d, \quad (1)$$

где Q_d – расчетное значение обобщенного нагрузочного эффекта воздействия (сила, момент, напряжение, деформация и др.) для отдельного структурного элемента или для сооружения в целом; R_d – расчетное значение обобщенной характеристики прочности (используются и другие синонимичные термины: несущая способность, предельное сопротивление); γ_d – коэффициент условий работы (обозначение приведено по ГОСТ 27751-2014 [2], часто используется также обозначение γ_c); γ_n – коэффициент надежности по ответственности сооружения. Очевидно, что значения величин Q_d и R_d зависят в том числе от формы и размеров проектируемого сооружения¹.

¹ При проектировании оснований гидротехнических сооружений традиционно используется модифицированная форма записи основного критерия (1):

$$\gamma_{lc} Q_d < \frac{\gamma_d}{\gamma_n} R_d,$$

где в левой части присутствует дополнительный множитель γ_{lc} , называемый коэффициентом сочетаний нагрузок [3]. Значение этого коэффициента равно 1 для основных сочетаний нагрузок и 0,9 для особых сочетаний. Не вдаваясь в детали мотивации введения данного коэффициента и его влияния на проектные расчеты, отметим неудачный выбор его наименования (термин «коэффициент сочетаний» закреплен за значениями «веса», с которым отдельные виды нагрузок входят в расчетное сочетание нагрузок и используются при вычислении величины Q_d [4]; см. также текст далее), а также тот факт, что в аналогичном СП 23.13330.2018 [3] «сухопутном» документе по проектированию фундаментов и оснований [5] коэффициент γ_{lc} отсутствует.

Коэффициент γ_d в формуле (1) учитывает риск возможного отклонения расчетной схемы конструктивных элементов и узлов строительного объекта от условий его реальной работы, понижает характеристику прочности и принимает значения, меньшие или равные 1. Коэффициент γ_n учитывает назначение проектируемого сооружения, а также социальные, экологические и экономические последствия его возможного повреждения и разрушения. Для сооружений повышенного уровня ответственности КС-3, к которым относятся морские платформы, значение коэффициента γ_n также понижает характеристику прочности и в общем случае при проверке критериев по 1-й группе предельных состояний устанавливается не ниже 1,1 [2]. При этом для гидротехнических сооружений, для которых работа системы «сооружение – основание» во многих случаях аналогична таковой для морских стационарных платформ, нормами проектирования установлено значение $\gamma_n = 1,25$ [3].

Важно отметить, что критерий проверки предельных состояний в традиционной форме (1) имеет детерминистический характер, а все вероятностные аспекты «скрыты» в процедурах определения величин Q_d и R_d .

В общем случае расчетные значения характеристик материалов и грунтов, R_d , определяют делением нормативного значения этих характеристик (R_0) на коэффициент надежности по материалу (γ_m), больший либо равный 1 (в случае грунта обычно используется обозначение γ_g) [2, п. 7.9]:

$$R_d = \frac{1}{\gamma_m} R_0. \quad (2)$$

Соответствующие нормативно-технические документы либо непосредственно указывают, какие значения величин R_0 и γ_m (γ_g) следует использовать проектировщику, либо содержат однозначно определенную процедуру их вычисления на основе данных испытаний образцов материала или грунта. Предполагая, что значение прочностной характеристики R_d определено тем или иным способом (а это означает, что правая часть неравенства (1) имеет конкретное числовое значение), перейдем к рассмотрению нагрузочного эффекта.

Во-первых, отметим, что Q_d относится к достаточно продолжительному периоду времени (T): длительность разработки морского месторождения составляет обычно несколько

десятков лет (приблизительно 50 лет; в запас по надежности примем для дальнейшего рассмотрения характерный период времени $T = 100$ лет). Отсюда следует, что условие надежности платформы будет выполнено в период эксплуатации, если в течение всех T лет будет выполняться условие

$$Q(t) < \frac{\gamma_d}{\gamma_n} R_d, \quad (3)$$

где в левой части стоит не конкретное числовое значение Q_d (которое проектировщику платформы предстоит рассчитать на этапе проектирования), а «реальный» нагрузочный эффект, значения которого непрерывно меняются во времени t в результате постоянных изменений внешних факторов природного характера – ветра, волнения, дрейфующего льда и т.п. Очевидно, $Q(t)$ следует трактовать как случайный процесс. Для упрощения дальнейшего анализа ситуации мы можем переписать неравенство (3) в виде

$$Q_j < \frac{\gamma_d}{\gamma_n} R_d, \quad j = 1, \dots, T, \quad (4)$$

где Q_j являются последовательными реализациями случайной величины (с.в.) Q :

$$Q = \max \{Q(t) \text{ в течение года}\}, \quad (5)$$

т.е. Q является максимальным значением из всей совокупности «реальных» нагрузочных эффектов, возникающих для рассматриваемой платформы в течение одного (произвольного) года. Предположим теперь (пока гипотетически), что нам известна функция распределения с.в. Q . Обозначим ее $F_Q(x)$. Как хорошо известно, согласно определению

$$F_Q(x) = \Pr\{Q < x\}, \quad (6)$$

где $\Pr\{\}$ обозначает вероятность события, указанного в скобках.

Чтобы продолжить дальнейшие рассуждения, напомним важное определение термина «обеспеченность», которое характеризует нормативные и расчетные значения нагрузок и/или параметров природных воздействий. В гидрологии под обеспеченностью понимают вероятность того, что рассматриваемое значение гидрологической величины может быть превышено (сюда включается и случай равенства) среди совокупности всех возможных ее значений (см., например, [6]). Характерным

примером может служить описание параметров волн: высота волн 1%-ной обеспеченности в системе [7]. При этом в тех случаях, когда гидрологическая величина наблюдается лишь 1 раз в каждом году (например, годовой сток реки или максимальная в течение года толщина ледяного покрова), обеспеченность характеризуют числом лет, которое равно средней длине периода времени между событиями превышения значения принятой обеспеченности: например, нормативное значение скорости ветра с периодом повторяемости 50 лет, т.е. превышаемое в среднем 1 раз в 50 лет, или нормативное значение толщины стенки гололеда, превышаемое в среднем 1 раз в 5 лет (в этом случае период повторяемости составляет 5 лет) [4]. В первом из приведенных примеров обеспеченность, т.е. вероятность превышения в год, составляет $1/50 = 0,02$, или, что эквивалентно, 2 %, а во втором это будет $1/5 = 0,2$, или 20 %. Поскольку максимальное значение нагрузки того или иного вида в течение года также является случайной величиной, то понятие обеспеченности (вероятности превышения в год) применимо и к нему.

Здесь необходимо отметить, что, к сожалению, в базовом и очень важном с точки зрения методологии проектирования по предельным состояниям национальном стандарте ГОСТ 27751-2014 содержится ошибочное определение²: «2.2.6 обеспеченность: Вероятность благоприятной реализации значения переменной случайной величины. Например, для нагрузок “обеспеченность” – вероятность не превышения заданного значения; для характеристик материалов “обеспеченность” – вероятность значений, меньших или равных заданным» [2]. Помимо всего прочего, приведенное определение внутренне противоречиво, поскольку «благоприятная реализация» значения прочности – это реализация значения, большего, а не меньшего заданного. Кроме того, в том же документе применительно к материалам содержится требование: «7.2. Для материалов, прошедших приемочный контроль или сортировку, обеспеченность нормативных значений их прочностных характеристик должна быть не ниже 0,95» [2]. Если следовать таким указаниям буквально, то при проектировании сооружений прочность материалов было

бы необходимо назначать практически на уровне максимальных значений, что, конечно же, некорректно. Факт наличия ошибки в определении одного из базовых терминов в методологии проектирования усугубляется тем, что ГОСТ 27751-2014 [2] входит в доказательную базу Технического регламента о безопасности зданий и сооружений и является обязательным к применению. Остается надеяться, что в ближайшем будущем указанная ошибка будет устранена.

Возвращаясь к анализу соотношений (5) и (6), приведем элементарную оценку вероятности того, что значение Q_α нагрузочного эффекта Q обеспеченностью³ α будет хотя бы раз достигнуто или превышено в течение предполагаемого срока эксплуатации T (для удобства обозначим искомую вероятность $p_{\alpha,T}$). Во-первых, согласно определению обеспеченности, находим, что

$$\alpha = \text{Pr}\{Q \geq Q_\alpha\} = 1 - F_Q(Q_\alpha). \quad (7)$$

Во-вторых, используя вероятность противоположного события (непревышения ни разу в течение T лет) и предполагая, что рассматриваемые годовые события независимы, находим:

$$\begin{aligned} p_{\alpha,T} &= \text{Pr}\{Q \geq Q_\alpha \text{ хотя бы раз в течение } T \text{ лет}\} = \\ &= 1 - \text{Pr}\{Q < Q_\alpha \text{ в каждом году из } T \text{ лет}\} = \\ &= 1 - [F_Q(Q_\alpha)]^T = 1 - (1 - \alpha)^T. \end{aligned}$$

Например, при $\alpha = 0,01$ и $T = 100$ лет находим $p_{\alpha,T} = 0,634$, т.е.⁴ значение нагрузочного эффекта с 1%-ной обеспеченностью может быть превышено хотя бы раз в течение 100 лет с вероятностью, превышающей 0,5. Таким образом, становится ясным, что если принять при

проектировании $Q_{1\%} \cong \frac{\gamma_d}{\gamma_n} R_d$, то, хотя вероятность нарушения критерия проектирования (1) за период 1 года будет весьма мала – порядка 0,01, за период 100 лет она оказывается недопустимо высокой – выше 0,5.

Проведенный несложный анализ показывает, что расчетное значение нагрузочного

² Курсивом выделены некорректные формулировки. – Авт.

³ Вероятность превышения в год.

⁴ Пояснением к этому результату может служить

соотношение $\left(1 - \frac{1}{T}\right)^T \approx \frac{1}{e} \approx 0,37$, где e – основание

натурального логарифма, которое приближенно выполняется уже при $T = 5$.

эффекта Q_d следует назначать с более низким уровнем обеспеченности, чем 1 %. Например, если принять $\alpha = 0,001$, то $P_{10^{-3};100} = 0,095 \sim 0,1$, а если $\alpha = 10^{-4}$, то $P_{10^{-4};100} = 0,0095 \sim 0,01$. Последнее значение может рассматриваться как вполне приемлемое – вероятность реализации ситуации с нарушением критерия (1) в течение всего срока службы платформы (с запасом!) составляет всего 0,01. Таким образом, приходим к выводу, что расчетное значение нагрузочного эффекта Q_d целесообразно назначать на уровне обеспеченности $\alpha = 10^{-4}$. Именно такие значения обеспеченности для расчетных нагрузок природного характера рекомендуются к применению при проектировании морских платформ в международном стандарте ISO 19906:2019(E) [8].

Теперь следует ответить на вопрос: что из себя представляет нагрузочный эффект? Согласно положениям отечественной методологии проектирования по предельным состояниям, значения Q_d (которые зависят от рассматриваемой расчетной ситуации и вида проверяемого предельного состояния) определяются путем составления основных (C_m) и особых (C_s) сочетаний нагрузок [4]. Основные сочетания нагрузок представляют собой сумму *расчетных* значений отдельных нагрузок (характеризующих рассматриваемую расчетную ситуацию), умноженных на коэффициенты сочетаний ψ :

$$C_m = P_d + (\psi_{i1}P_{i1} + \psi_{i2}P_{i2} + \dots) + (\psi_{j1}P_{j1} + \psi_{j2}P_{j2} + \dots), \quad (8)$$

где P_d – учитываемые постоянные нагрузки; P_{ij} и P_{ij} при $i = 1, 2, \dots$ – соответственно длительные и кратковременные нагрузки. Особое сочетание включает в себя помимо вышеуказанной комбинации нагрузок дополнительно одну особую нагрузку P_s :

$$C_s = C_m + P_s. \quad (9)$$

Еще раз подчеркнем, что в выражениях (8) и (9) все нагрузки P представлены своими расчетными значениями. А с помощью коэффициентов ψ , принимающих значения, равные или меньшие 1 [4], учитывается пониженная вероятность такого события, что в период эксплуатации проектируемого сооружения несколько нагрузок разного вида одновременно достигнут своих расчетных значений. Значение

коэффициента ψ при определяющей нагрузке (для ледостойкой платформы в расчетной ситуации, отвечающей зимнему периоду времени, – это ледовая нагрузка) всегда принимается равным 1.

Напомним, что расчетное значение нагрузки в тех случаях, когда установлено ее нормативное значение, определяют умножением нормативного значения на коэффициент надежности по нагрузке γ_f (обычно > 1), с помощью которого учитывается возможное отклонение реализующихся на практике значений нагрузок в неблагоприятную (большую или меньшую) сторону от их нормативных значений. Значения коэффициентов надежности по нагрузке могут быть различными для различных предельных состояний и различных расчетных ситуаций и должны устанавливаться в нормативных документах по проектированию сооружений конкретного типа.

В ГОСТ Р 58283-2018 [9] и СП 58.13330.2012 [10] указывается, что ледовые нагрузки для различных расчетных ситуаций могут рассматриваться и как основные кратковременные (а), и как особые (б), однако используются различные подходы. В государственном стандарте [9] разграничение осуществляется в зависимости от частоты реализации типа ледового явления или ледовой обстановки, характеризующих рассматриваемую расчетную ситуацию. Если ледовое явление или ледовая обстановка, трактуемые как случайные события, имеют вероятность реализации больше 0,01 (т.е. период повторяемости менее 100 лет), то при проектировании соответствующая ледовая нагрузка учитывается как основная и для нее должно быть определено нормативное значение исходя из 1%-ной обеспеченности (допускается устанавливать меньшее значение обеспеченности, но не ниже 10^{-3}). Если же вероятность реализации вышеуказанного ледового события меньше 0,01 (т.е. период повторяемости больше 100 лет), то соответствующая ледовая нагрузка должна учитываться при проектировании платформы как особая, и тогда для нее должно быть определено непосредственно расчетное значение с уровнем обеспеченности 10^{-4} в типичном случае. Характерным примером 1-го рода (частое ледовое событие) служит расчетная ситуация с воздействием торосистого ледяного образования (практически на всех морских акваториях, где ледяной покров присутствует

каждый год, в его составе регулярно присутствуют торосы), нагрузка от которого поэтому должна рассматриваться в составе основного сочетания нагрузок. Характерным примером 2-го рода (редкое ледовое событие) применительно, например, к Штокмановскому месторождению в Баренцевом море является появление многолетнего льда или айсберга, нагрузки от потенциального воздействия которых должны рассматриваться как особые. Указания по значению коэффициента надежности по нагрузке для ледовых нагрузок в ГОСТ Р 58283-2018 [9] отсутствуют.

В СП 58.13330.2012 указано, что нагрузки и воздействия от льда и ледяного покрова следует рассматривать как временные (длительные и кратковременные) «при расчетных ледовых условиях» и как особые «для особых ледовых условий в акваториях морей, озер и водохранилищ» [10, Прил. Г]. К сожалению, в тексте документа отсутствуют пояснения о том, что понимается под расчетными и особыми ледовыми условиями. При этом документ содержит указание на значение коэффициента надежности по нагрузке для ледовых нагрузок – при расчетах по предельным состояниям 1-й группы его следует принимать равным $\gamma_f = 1,1$. Кроме того, в СП 58.13330.2012 сказано, что «в основное сочетание нагрузок и воздействий в период нормальной эксплуатации, как правило, включают кратковременные нагрузки годовой вероятностью более 0,01» [10, Прил. 1, п. 8.16]. Смысл данного предложения в приведенной формулировке неясен, поскольку нагрузка от ровного льда может быть определена как на уровне обеспеченности 0,1, так и на уровне 0,001. Возможно, авторы хотели сказать, что нормативное значение кратковременных нагрузок, учитываемых в основном сочетании нагрузок, обычно устанавливается с уровнем обеспеченности 0,01 и выше. Тогда будет иметь место примерное соответствие между названными документами [9, 10] в части требований к нормативным значениям ледовых нагрузок.

С другой стороны, в СП 38.13330.2012, регламентирующем расчет ледовых нагрузок для гидротехнических сооружений, записано следующее указание: «Ледовые нагрузки на гидротехнические сооружения должны определяться ...исходя из их ежегодной вероятности

превышения (обеспеченности), устанавливаемой в зависимости от класса сооружений по таблице 14» [7, разд. 7], а в указанной таблице морским платформам отвечает вероятность превышения $p = 0,1$ %. Учитывая, что в документе «установлены нормативные значения нагрузок и воздействий от ветровых волн, льда и судов» [7, п. 4.1], имеет место существенное расхождение в требованиях к уровню обеспеченности ледовой нагрузки по сравнению с ГОСТ Р 58283-2018 [9] и СП 58.13330.2012 [10]. Кроме того, СП 38.13330.2012 [7] не содержит указаний по уровню обеспеченности расчетных значений особых ледовых нагрузок.

Итак, с учетом проведенного анализа действующих нормативных документов, которые должны (могут) применяться при проектировании ледостойких платформ, приходим к выводу, что, вообще говоря, расчетное значение сочетания нагрузок должно быть на уровне обеспеченности порядка 10^{-4} . При этом в основное сочетание нагрузок (8) каждая учитываемая нагрузка входит в виде $\gamma_f Q'$, где Q' – нормативное значение, обеспеченность которого принимается для ледовых нагрузок на уровне $\alpha \sim 0,01$.

Что касается особого сочетания нагрузок (9), то в отечественных нормативных документах обеспеченность соответствующих расчетных значений не регламентирована. Но с учетом вышесказанного, а также того, что в особом сочетании нагрузок (9) ведущей будет нагрузка P_s , а в сочетании C_m другие ледовые нагрузки не входят (одновременно действует только один вид ледовых нагрузок, в данном случае – особая нагрузка), имеются все основания принять требуемую обеспеченность нагрузки P_s на уровне 10^{-4} .

Далее рассмотрим случай нагрузки от воздействия тороса и приведем численный пример вычисления нагрузки с заданным уровнем обеспеченности. Как уже говорилось, соответствующая нагрузка в большинстве случаев оказывается определяющей при проектировании ледостойких платформ.

Обычно нагрузка от воздействия тороса (Q_r) рассматривается как сумма нагрузок от воздействия консолидированного слоя (Q_c) и киля (Q_k) (см. рис. 1в):

$$Q_r = Q_c + Q_k. \quad (10)$$

Ограничимся случаем сооружения с вертикальными гранями. Для такой расчетной ситуации компоненты нагрузки от торося записываются в следующей форме [7, 8]:

$$Q_c = p_G h_c W; p_G = C_{R.c} (h_c)^n \left(\frac{W}{h_c} \right)^m; \quad (11)$$

$$Q_k = \mu h_k W \left(\frac{1}{2} h_k \mu \gamma_e + 2c \right) \left(1 + \frac{h_k}{6W} \right), \quad (12)$$

$$n = \begin{cases} -0,50 + \frac{h_c}{5}, & \text{если } h_c < 1 \text{ м;} \\ -0,30, & \text{если } h_c \geq 1 \text{ м;} \end{cases}$$

$$\mu = \operatorname{tg} \left(45^\circ + \frac{\varphi}{2} \right);$$

$$\gamma_e = (1 - n_k)(\rho_w - \rho_i)g, \quad (13)$$

где h_c , м; W – ширина преграды, м; p_G – эффективное давление разрушающегося льда, МПа; $C_{R.c}$ – индекс прочности льда для консолидированного слоя, МПа; $m = -0,16$; H_k – осадка килля торося м; $h_k = H_k - h_c$, м; n_k – пористость килля; ρ_w и ρ_i – плотность воды и льда соответственно (размерность – 10^6 кг/м³); g – ускорение свободного падения, м/с²; c – удельное сцепление, МПа; φ – угол внутреннего трения, град. Две последние величины являются характеристиками подводной неконсолидированной части торося, описываемой моделью сыпуче-связной среды.

При выполнении вероятностного расчета параметры H_k и h_c , обладающие наибольшей неопределенностью и статистической изменчивостью, рассматриваем как с.в., а для всех остальных принимаем номинальные детерминистические значения.

Уравнения (11), (12) описывают нагрузку на сооружение от воздействия отдельного торося при реализации механизма прорезания (рис. 2, см. а). Однако в зависимости от значений параметров торося, вообще говоря, могут иметь место различные механизмы разрушения ледяного покрова (включающего в свой состав данный торося), которые реализуются в случае остановки торося перед сооружением, – так называемый механизм «реторошения», при котором разрушается не сам торося, а ровный лед, примыкающий к торося с задней стороны (см. рис. 2б–г), т.е. происходит новое торошение с шириной по фронту, равной длине остановившегося перед сооружением торося.

В такой ситуации нагрузка от воздействия надвигающегося ледяного покрова, в составе которого присутствует рассматриваемый торося, будет рассчитываться по формуле, аналогичной формуле (11), но с заменой h_c на h_ℓ – толщину ровного льда, окружающего торося, W – на длину торося L , $C_{R.c}$ – на индекс прочности ровного льда $C_{R.\ell}$:

$$Q_c = p'_G h_\ell L;$$

$$p'_G = C_{R.\ell} (h_\ell)^n \left(\frac{L}{h_\ell} \right)^m, \quad (14)$$

а в формуле (10) считаем $Q_k = 0$.

Кроме того, следует учесть, что в случае большой протяженности торося после его остановки перед сооружением он начинает работать в горизонтальной плоскости как балка, нагруженная поперечной нагрузкой. Очевидно, что при определенной длине свободных краев они должны обламываться. Точный анализ соответствующей задачи невозможен, в первом приближении примем, что разрушение торося происходит вследствие изгиба на расстоянии $0,1W$ от краев сооружения (см. рис. 2в), при этом необходимо выполнить проверку критерия прочности эффективной балки на изгиб. С учетом сказанного в формуле (14) в качестве длины L должно использоваться значение, отвечающее либо исходному торося (если он относительно короткий), либо укороченному в результате разрушения. В итоге в модели нагрузки от торося добавляется еще два важных параметра – длина торося L и толщина примыкающего к торося ровного льда h_ℓ , которые по своей природе являются случайными величинами.

Таким образом, в рассматриваемой модели нагрузка от воздействия произвольного торося Q_r описывается уравнением нагрузки, определенным соотношениями (10), (11), (12), и является функцией четырех случайных параметров h_ℓ , H_k , h_c и L . Всем остальным параметрам задачи присваиваются некоторые фиксированные (номинальные) значения.

Обозначим для удобства $\mathbf{x} = (x_1, x_2, x_3, x_4)$, где x_i – перечисленные выше с.в. Важным для корректности расчетов является вопрос о зависимости переменных. Во-первых, примем консервативное предположение, что длина торося не зависит от параметров толщины. Во-вторых, имеются основания рассматривать толщину консолидированного слоя и осадку торося взаимно независимыми с.в. [8]. В-третьих,

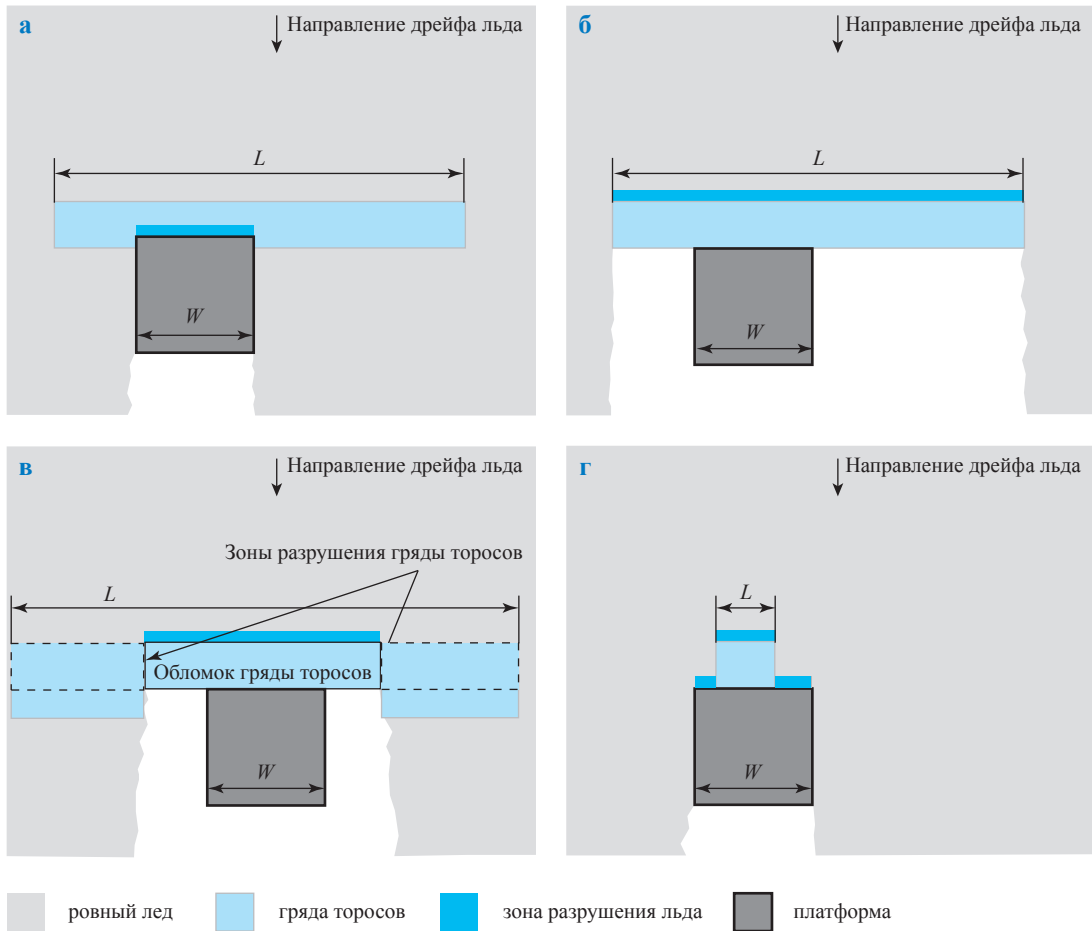


Рис. 2. Различные сценарии (схемы) разрушения системы «торос – ровный лед» при взаимодействии с преградой: а – прорезание тороса без обламывания его краев; б – реторощение при остановке тороса без обламывания его краев; в – реторощение при остановке тороса с обламыванием его краев; г – реторощение при остановке короткого тороса

предположим, что имеет место определенная корреляция между толщиной консолидированного слоя и толщиной примыкающего льда, а именно, положим

$$h_c = \xi h_\ell, \tag{15}$$

где ξ – случайная величина, распределенная на отрезке $[1; \xi_{\max}]$.

Предполагаем, что рассматриваемые с.в. описываются некоторыми заданными плотностями вероятности $f_\ell(x_1), f_H(x_2), f_\xi(x_3), f_L(x_4)$ и, соответственно, функциями распределения (ф.р.) $F_\ell(x_1), F_H(x_2), F_\xi(x_3), F_L(x_4)$. Тогда, если обозначить результирующую ф.р. нагрузки от одного тороса как $F_0(z)$, то расчетное выражение для вероятности превышения уровня z можно записать в следующем виде:

$$\Pr\{q \geq z\} = 1 - F_0(z) = \int_{L_{\min}}^{L_{\max}} \int_{\xi_{\min}}^{\xi_{\max}} \int_{H_{k,\min}}^{H_{k,\max}} \int_{h_{\ell,\min}}^{h_{\ell,\max}} \chi(z; \mathbf{x}) f_\ell(x_1) f_H(x_2) f_\xi(x_3) f_L(x_4) dx_1 dx_2 dx_3 dx_4, \tag{16}$$

где индекс-функция $\chi(z; \mathbf{x})$ определяется как

$$\chi(z; \mathbf{x}) = \begin{cases} 1, & \text{если } Q_r(\mathbf{x}) \geq z \\ 0, & \text{если } Q_r(\mathbf{x}) < z. \end{cases} \tag{17}$$

Напомним, что формула (16) позволяет рассчитывать обеспеченность нагрузки z при однократном воздействии тороса (пусть это будет α_0). Для того чтобы определить нагрузку заданной

обеспеченности в расчете на год (обозначим обеспеченность годовой нагрузки через α_{year}), необходимо учесть количество торосов (N_{ridge}), воздействующих на сооружение в течение одного года. Очевидно, что это с.в., но для простоты примем, что это фиксированное число. Тогда можно записать для ф.р. максимальной нагрузки от торосов за один год

$$F_{\text{year}}(z) = \Pr\{q < z \text{ для всех } N_{\text{ridge}} \text{ торосов}\} = [F_0(z)]^{N_{\text{ridge}}} \quad (18)$$

и соответствующее соотношение для обеспеченностей:

$$\alpha_{\text{year}} = 1 - (1 - \alpha_0)^{N_{\text{ridge}}}. \quad (19)$$

Отметим, что в случае, когда оба значения $\alpha_{\text{year}}(z)$ и $\alpha_0(z)$ малы по сравнению с единицей, с большой степенью точности выполняется соотношение

$$\ln(\alpha_{\text{year}}) \approx \ln(\alpha_0) + \ln(N_{\text{ridge}}), \quad (20)$$

откуда следует, что

$$\alpha_0 \approx \frac{\alpha_{\text{year}}}{N_{\text{ridge}}}. \quad (21)$$

Из последнего соотношения, несмотря на его простоту, следует весьма значимый вывод: если событие воздействия на сооружение ледяных образований какого-либо вида (например, торосов) повторяется в течение года многократно, то для оценки значения годовой нагрузки с обеспеченностью α_{year} необходимо определить значение нагрузки от однократного воздействия ледяного образования на уровне обеспеченности в N_{ridge} раз меньше. Если $\alpha_{\text{year}} = 10^{-4}$ и $N_{\text{ridge}} = 1000$, то $\alpha_0 = 10^{-7}$. К обсуждению этого обескураживающего результата мы еще вернемся ниже.

Чтобы определить значение годовой нагрузки от тороса на заданном уровне обеспеченности α_{year} (особый интерес представляют значения 10^{-2} и 10^{-4}), необходимо вычислить 4-кратный интеграл (16) для разных значений z и воспользоваться соотношениями (18) и (19). Значение z , при котором $\alpha_{\text{year}} = 10^{-2}$, будет соответствовать нагрузке 1%-ной обеспеченности $Q_{r,1\%}$, а значение z , при котором $\alpha_{\text{year}} = 10^{-4}$, будет соответствовать нагрузке 0,01%-ной обеспеченности $Q_{r,0,01\%}$.

Вычисление интеграла (16) возможно лишь численными методами. Применение классических методов с квадратурными схемами допустимо лишь при кратности не выше 4...5. В рассматриваемом случае, когда в силу специфики задачи о вычислении малой вероятности лишь экстремально малая доля номинальной области интегрирования содержит значимую информацию (индекс-функция (17) на большей части области интегрирования равна нулю), трудности только возрастают. Универсальным способом вычисления кратных интегралов является метод Монте-Карло, однако в процессе расчетов необходим строгий контроль достижения результата с заданной точностью. В настоящей работе интеграл (16) вычислен с использованием квадратурной схемы, расчеты выполнены с помощью вычислительного пакета MathCad 14.0.

Вид распределений с.в. и часть значений констант заимствованы из технического отчета С-CORE [11], в котором представлены оценки нагрузок от тороса для центральной части Баренцева моря, полученные методом Монте-Карло. Отметим, что эти оценки [11] использовались в качестве исходных данных для ответственной процедуры «калибровки» коэффициентов сочетаний нагрузок в международном стандарте ISO 19906:2019(E) [8]. Недостающим константам значения присвоены на основе данных ISO 19906:2019(E) [8].

Приведем перечень основных данных, использованных при вычислениях интеграла (16):

- $f_l(x_1)$ – показательное распределение с параметром $\lambda = 3,8 \text{ м}^{-1}$ и отсечками $h_{l,\min} = 0,3 \text{ м}$ и $h_{l,\max} = 1,5 \text{ м}$;
- $f_H(x_2)$ – гамма-распределение со средним значением 4,8 м, средним квадратичным отклонением (СКО) 2,3 м и отсечками $H_{k,\min} = 2 \text{ м}$ и $H_{k,\max} = 20 \text{ м}$;
- $f_\xi(x_3)$ – распределение специального вида:

$$f_\xi(x_3) = \begin{cases} 0, & \text{если } x_3 < 1, x_3 > 1,9; \\ 2,469(1,9 - x_3), & \text{если } 1 \leq x_3 \leq 1,9; \end{cases}$$

- $f_l(x_2)$ – гамма-распределение со средним значением 36 м, СКО 19 м и отсечками $L_{\min} = 0 \text{ м}$ и $L_{\max} = 400 \text{ м}$;
- $W = 100 \text{ м}$; $\varphi = 33^\circ$; $c = 0,007 \text{ МПа}$; $\rho_w = 10^3 \text{ кг/м}^3$; $\rho_i = 0,91 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$; $C_{Rc} = C_{R\ell} = 2,4 \text{ МПа}$; $n_k = 0,3$; $N_{\text{ridge}} = 3870$.

На рис. 3 представлены результаты расчетов (на вертикальной оси, где отложены значения обеспеченности, выбран логарифмический масштаб). Графики q_1 и Q_1 показывают значения обеспеченности, соответствующие различным значениям нагрузки для случая воздействия одного тороса (см. сплошную линию зеленого цвета) и для максимальной за год нагрузки от торосов (см. пунктирную линию зеленого цвета). Видно, что на участке, начинающемся примерно от значения 160 МН, второй график получен из первого путем сдвига вверх на некоторую константу (показано черной стрелкой), что в точности соответствует равенству (20).

Обращает на себя внимание, что значение нагрузки 175 МПа является вертикальной асимптотой для графиков. При этом оказывается, что для годовой нагрузки (см. график Q_1 на рис. 3) это значение фактически отвечает любому уровню обеспеченности, меньшему 10^{-3} (а значит, и уровню 10^{-4}), а для уровня обеспеченности 10^{-2} (см. кружок зеленого цвета) нагрузка лишь немногим меньше, а именно 172 МН, что, конечно, выглядит странно.

Проверка показывает, что нагрузка Q_r при заданных исходных данных имеет максимальное значение, которое достигается при максимальных значениях всех четырех параметров модели, рассматриваемых как с.в., и равно именно 175 МН. Дополнительный анализ показывает, что, начиная с некоторого (не очень большого) значения L , этот параметр перестает влиять на результаты расчета. Тем самым

формально вероятностный расчет становится ненужным – достаточно оценить нагрузку при наибольших значениях параметров модели.

Но в таком случае возникает вопрос, а насколько корректно заданы эти максимальные значения? Очевидно, что если их увеличить, то и нагрузка станет больше. Простого ответа на этот вопрос нет. С одной стороны, понятно, что существуют физические ограничения на максимальные значения характеристик природных явлений и объектов. Но где следует установить верхнюю границу для большинства таких характеристик – неизвестно. Это одна из трудностей, с которой приходится сталкиваться при использовании вероятностного подхода для определения нормативных/расчетных значений природных нагрузок.

Продолжим анализ полученных результатов. Выполним дополнительно расчеты в предположении, что торос не обламывается при воздействии на преграду, каким бы длинным он ни был. Очевидно, что это ведет к росту нагрузок (основным становится сценарий реторошения при остановке тороса без обламывания его краев (см. рис. 2б)). Соответствующие графики q_{1a} и Q_{1a} продолжают графики q_1 и Q_1 , начиная со значения примерно 160 МН, в область больших значений нагрузок (эти участки показаны на рис. 3 сплошной и пунктирной фиолетовыми линиями соответственно). Аналогично вышесказанному, при $Q_r > 160$ МН второй график получен из первого путем сдвига вверх (показано черными стрелками) в соответствии с равенством (20).

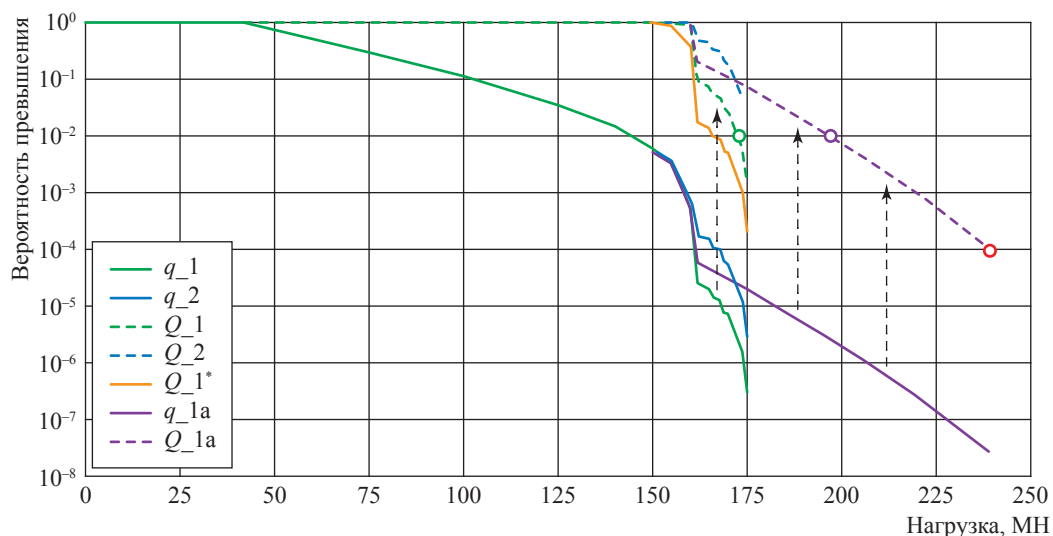


Рис. 3. Рассчитанные функции обеспеченности нагрузки от воздействия торосов

Теперь годовая нагрузка от торосов может принимать достаточно большие значения, и поиск значений нагрузки, отвечающих уровням обеспеченности 10^{-2} и 10^{-4} , становится оправданным. Расчеты показывают, что $Q_{r,1\%} = 198$ МН и $Q_{r,0,01\%} = 240$ МН (см. кружки фиолетового и красного цвета на графике Q_1a). Интересно отметить, что при $\gamma_f = 1,1$ находим расчетное значение нагрузки: $1,1Q_{r,1\%} = 218$ МН, которое существенно меньше $Q_{r,0,01\%}$ (обеспеченность значения 218 МН около 0,1 %).

Необходимо отметить, что в самом критерии обламывания краевых участков торова задействованы еще несколько параметров, характеризующих торова, помимо перечисленных ранее: его ширина в направлении по нормали к передней грани платформы, прочность консолидированного слоя торова при изгибе в горизонтальной плоскости, длина торова после обламывания краев. Все эти параметры также обладают высокой степенью неопределенности, и выбор корректных вероятностных распределений или номинальных детерминистических значений для них в свою очередь является нетривиальной задачей.

В качестве примера анализа чувствительности результатов вероятностного моделирования ледовых нагрузок рассмотрим второй вариант описания длины торова: пусть $f_L(x_4)$ является плотностью вероятности логнормального распределения со средним значением 41,9 м, СКО 27,5 м и отсечками $L_{\min} = 0$ м

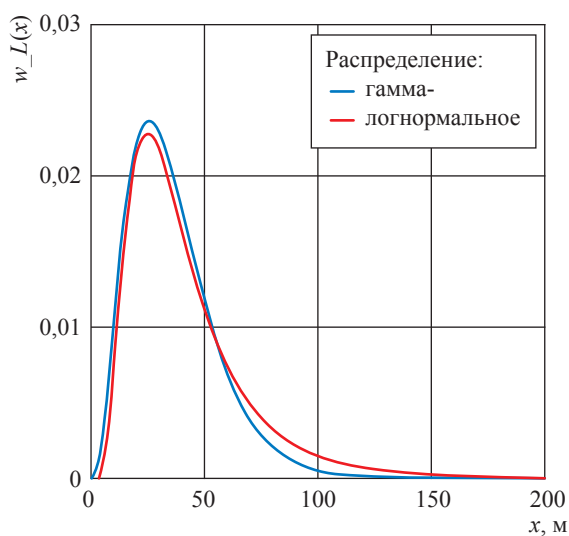


Рис. 4. Графики плотностей распределения вероятности, описывающих длину гряд торосов

и $L_{\max} = 400$ м. На рис. 4 показаны в сопоставлении две функции плотности вероятности – исходная (гамма-распределение) и альтернативная (логнормальное распределение). Можно предположить, что на основе ограниченного объема данных, а также, учитывая, что прямолинейных гряд торосов фактически не существует, выбрать с помощью статистических процедур, какое распределение лучше описывает исходные данные в диапазоне 0...70 м, практически невозможно.

Результаты расчетов для альтернативного распределения длины торосов выполнены для случая, когда длинные торосы могут обламываться (см. рис. 3, графики синего цвета: q_2 – для однократного воздействия торова, Q_2 – для годовой нагрузки). Заметим, что для нагрузок, меньших 160 МН, новые графики совпадают с исходными (см. рис. 3, q_1 , Q_1). Это объясняется тем, что относительно длинные торосы, для которых начинает сказываться расхождение в значениях плотностей вероятности, порождают нагрузки, превышающие 160 МН, а в области относительно коротких торосов плотности вероятностей для рассмотренных распределений очень близки друг к другу.

Видно, что, хотя графики Q_1 и Q_2 сближаются при приближении к максимально возможному значению нагрузки 175 МН, на уровне обеспеченности 0,1 (или 10 %) значения нагрузки отличаются почти на 10 МН.

Оценим теперь чувствительность получаемых результатов по отношению к количеству торосов, воздействующих на сооружение в течение года. Исходное значение равнялось $N_{\text{ridge}} = 3870$. Рассмотрим существенно меньшее значение $N_{\text{ridge}} = 700$ (см. рис. 3, Q_1^*). Как и следовало ожидать, уменьшение количества воздействующих на сооружение в течение года торосов приводит к снижению нагрузок: $Q_{r,1\%} = 167$ МН (в расчетах использовалось исходное распределение длины торосов).

Поскольку в рамках рассматриваемой вероятностной модели обоснованное значение обеспеченности нагрузки от воздействия одного торова находится на уровне 10^{-7} (вследствие того, что годовое количество торосов составляет несколько тысяч), проблема подготовки исходных данных для вероятностного моделирования начинает выглядеть как нерешаемая: получить статистическую информацию о ледяном покрове в объеме, достаточном для достоверного представления «хвостов» вероятностных

распределений в области вероятностей превышения даже 10^{-4} (не говоря уже о 10^{-7}) абсолютно невозможно. Представляется, что единственным выходом из такой ситуации может служить подход, когда на каждом этапе вероятностной процедуры делаются обоснованные консервативные предположения, большая часть случайных параметров заменяется номинальными детерминистическими значениями, а для оставшихся с.в. (желательно, в количестве не больше трех-четырех) подбираются обоснованные физическими соображениями вероятностные распределения, причем в обязательном порядке выполняется анализ чувствительности полученных результатов по отношению к вариациям исходных данных.

По результатам выполненного исследования могут быть сделаны следующие выводы.

1. В национальных нормативно-технических документах имеют место существенные нестыковки в вопросах определения нормативных и расчетных значений ледовых нагрузок, а также сочетаний нагрузок с участием последних.

2. Для обеспечения эксплуатационной надежности проектируемых ледостойких стационарных платформ показатель обеспеченности (вероятность превышения в течение одного года) расчетных значений ледовых нагрузок должен назначаться на уровне не ниже 10^{-4} .

3. В статье приведен пример вероятностной модели, формально пригодной для расчета нагрузки от воздействия тороса на морскую платформу. Однако фактически последовательная реализация модели приводит в двум негативным результатам:

- при наличии ограничений сверху у вероятностных распределений случайных параметров, входящих в модель (например, толщины льда, осадки киля тороса, длины торосов), значение нагрузки с уровнем обеспеченности 10^{-4}

и ниже фактически соответствует нагрузке, рассчитанной по наибольшим значениям параметров. В такой ситуации влияние выбора уровня «отсечки сверху» на результирующее значение расчетной нагрузки становится определяющим, а вопрос оптимального выбора этих «отсечек» остается нерешенным;

- если использовать вероятностные распределения случайных параметров «без отсечек» или с таковыми, но сделанными на уровне, заведомо превышающем физически обоснованный диапазон, то применительно к задаче о нагрузках от воздействия торосов определение расчетного значения нагрузки требует нахождения нагрузки от одного тороса, соответствующей обеспеченности (вероятности превышения) порядка 10^{-7} . И хотя предложенная модель формально позволяет выполнить соответствующие расчеты, результирующие значения следует рассматривать как весьма ненадежные, поскольку нет никакой гарантии, что использованные при моделировании вероятностные распределения параметров модели в области далеких «правых хвостов» (на уровне вероятности превышения $10^{-4} \dots 10^{-7}$) отвечают реальной картине – объем доступных статистических данных весьма ограничен.

4. В качестве перспективного подхода к решению задачи о выборе расчетных значений ледовых нагрузок от воздействия дискретных ледяных образований, включая торосы, предлагается вариант замены большинства параметров модели номинальными значениями, определенными на достаточно консервативном уровне, с использованием для оставшихся случайных параметров (не больше трех-четырех) функций распределения без «отсечек сверху». При этом расчет должен в обязательном порядке дополняться анализом чувствительности по отношению к основным параметрам и корректировкой, в случае необходимости, полученных расчетных значений нагрузки.

Список литературы

1. WMO sea-ice nomenclature = Номенклатура ВМО по морскому льду. – № 259. – Дополнение № 5: Linguistic equivalents. – https://wiki.met.no/_media/polarprofile/products/metadatavocab/sea_ice_nomenclature.pdf
2. ГОСТ 27751-2014. Надежность строительных конструкций и оснований. Основные положения.
3. СП 23.13330.2018. Основания гидротехнических сооружений.
4. СП 20.13330.2016. Нагрузки и воздействия.
5. СП 22.13330.2016. Основания зданий и сооружений.
6. Чеботарев А.И. Гидрологический словарь / А.И. Чеботарев. – Л.: Росгидромет, 1978.

7. СП 38.13330.2012. Нагрузки и воздействия на гидротехнические сооружения (волновые, ледовые и от судов).
8. ISO 19906:2019(E). Petroleum and natural gas industries – Arctic offshore structures.
9. ГОСТ Р 58283-2018. Нефтяная и газовая промышленность. Арктические операции. Учет ледовых нагрузок при проектировании морских платформ.
10. СП 58.13330.2012. Гидротехнические сооружения. Основные положения (с изм. № 1 от 2017 г.).
11. Development of ice design loads and criteria for various Arctic regions / C-CORE. – 2009. – Report R08-654.

Methodological aspects of determining design loads of low exceedance level in application to ice actions on offshore structures

D.A. Onishchenko^{1,2*}

¹ Gazprom VNIIGAZ LCC, Bld. 1, Est. 15, Proyektiruemyy proezd no. 5537, Razvilka village, Leninskiy district, Moscow Region, 142717, Russian Federation

² Ishlinsky Institute for Problems in Mechanics RAS, Bld. 1, Est. 101, prospect Vernadskogo, Moscow, 119526, Russian Federation

* E-mail: D_Onishchenko@vniigaz.gazprom.ru

Abstract. In this paper, author discusses the methodological aspects of determining the design ice loads of low exceedance level (or, equivalently, with a high return period) on the example of ridges, characteristic ice formations. The results of a comparative analysis of the normative requirements for calculating ice actions on offshore platforms contained in the main current regulatory and technical documents that should be used in the design of offshore platforms are presented. It is established that there is a certain discrepancy between the regulations in various documents, including requirements to the exceedance levels of design values of ice actions. At first glance, due to the high spatial and temporal variability of the characteristics of the ice cover that repeatedly impacts an offshore platform during the year as a result of its drift, it seems obvious that the problem of determining ice action can be correctly formulated only in a probabilistic setting, but not in a deterministic one. Since the life of an offshore platform in a typical case can be several decades, the probabilistic approach determines that the design value of the maximum action effect from the impact of a ridge on the platform for one year should be assigned at the exceedance level of 10^{-4} . Given the fact that the total number of ridges impacting the platform during a year in a typical case is a few hundreds or even thousands, presented methodology leads to the conclusion that the design of offshore platforms requires to calculate the action from the single ridge impact on the exceedance level of about $10^{-6}...10^{-7}$. Taking into account the limited amount of available field data on ridges, it is impossible to describe correctly the probability distributions of random parameters characterizing the ridge (keel draft, thickness of the consolidated layer, thickness of the level ice adjacent to the hummock, length of the ridge, ice strength, etc.) on the right “tails”, in the area of the specified values of exceedance level. At the same time, attempts to use “truncated” on the right probability distributions (in order to artificially avoid large values of the governing parameters) lead, as shown in the article on specific examples, to a situation where the value of the actions of the required low exceedance is actually calculated from the maximum values of the parameters corresponding to the “truncation” points, which is actually a deterministic approach to calculating actions. In conclusion, author discusses the question of the rational number of random parameters taken into account and the combination of probabilistic and deterministic approaches to assigning design values of ice actions.

Keywords: ice ridge, ice action, design value, representative value, offshore structure, exceedance level, probabilistic modelling.

References

1. *WMO Sea-ice nomenclature*, no. 259, suppl. no. 5: Linguistic equivalents. Available from: https://wiki.met.no/_media/polarprofile/products/metadatavocab/sea_ice_nomenclature.pdf
2. GOST 27751-2014. *Reliability for constructions and foundations. General principles*. (Russ.).
3. SP 23.13330.2018. *Foundation of hydraulic structures*. (Russ.).
4. SP 20.13330.2016. *Loads and actions*. (Russ.).
5. SP 22.13330.2016. *Soil bases of buildings and structures*. (Russ.).
6. CHEBOTAREV, A.I. *Hydrologic dictionary* [Gidrologicheskiy slovar]. Leningrad: Rosgidromet, 1978. (Russ.).
7. SP 38.13330.2012. *Loads and impacts on Hydraulic structures (from wave, ice and ships)*. (Russ.).
8. ISO 19906:2019(E). *Petroleum and natural gas industries – Arctic offshore structures*.
9. GOST R 58283-2018. *Petroleum and natural gas industries. Arctic operations. Account of ice actions in designing the offshore platforms*. (Russ.).
10. SP 58.13330.2012. *Hydraulic structures. Basic statements (amendment no. 1, 2017)*. (Russ.).
11. C-CORE. *Development of ice design loads and criteria for various Arctic regions*. 2009, report R08-654.

УДК 622.691.48, 614.8.067, 614.8.086, 614.87, 613.64

Оценка опасности производственной деятельности персонала газотранспортных предприятий

И.Н. Алексеев^{1*}, А.Л. Терехов¹

¹ ООО «Газпром ВНИИГАЗ», Российская Федерация, 142717, Московская обл., Ленинский р-н, пос. Развилка, Проектируемый пр-д № 5537, вл. 15, стр. 1

* E-mail: I_Alexeev@vniigaz.gazprom.ru

Ключевые слова: профессиональный риск, техногенный риск, оценка риска, производственная безопасность, методы количественной оценки рисков, компрессорные станции магистральных газопроводов, охрана труда.

Тезисы. В статье представлены основные положения разработанной методики оценки опасности производственной деятельности персонала на компрессорных станциях магистральных газопроводов. Методика позволяет количественно определить ущерб здоровью как вследствие штатной работы, так и в случае возникновения чрезвычайной ситуации. Определен негативный сценарий нанесения ущерба здоровью. Итогом работы являются рекомендации в отношении страхования профессионального риска и изменения конструктивных особенностей технологического оборудования.

Транспортировка природного газа занимает одно из ключевых положений в технологической цепочке компании ПАО «Газпром», в которой задействовано большое количество обслуживающего оборудования персонала. Прогнозирование травм, смертей персонала, инцидентов, аварий, а также финансовых затрат в случае возникновения данных событий и разработка необходимых мер для их недопущения в настоящее время являются одними из наиболее востребованных и интенсивно развивающихся составных частей риск-ориентированного подхода. В связи с тем что компрессорные станции магистральных газопроводов (КС МГ) расположены в различных климатических зонах, учет специфики всех предприятий и разработка универсальных рекомендаций в отношении создания наиболее безопасных условий труда с допустимым уровнем риска для работников всех производственных объектов – это актуальные задачи.

Практика эксплуатации КС МГ показывает, что экономический ущерб от аварий может быть колоссальным, а устранение их последствий – весьма трудозатратным. В связи с ростом объемов добычи и транспортировки природного газа востребованной становится оценка опасности производственной деятельности персонала газотранспортных предприятий с учетом изменяющихся со временем требований к уровню безопасности при развитии научных знаний о влиянии тех или иных вредных и опасных производственных факторов на организм человека. Это, в свою очередь, определяет необходимость оценивать и анализировать опасности при помощи методических подходов, удовлетворяющих поставленным условиям.

В настоящее время в российских нормативных документах отсутствуют методики оценки профессиональных рисков на КС МГ и конкретные указания по этому вопросу. Согласно п. 37 приказа Минтруда России от 19.07.2016 № 438н «Об утверждении типового положения о системе управления охраной труда» метод оценки рисков выбирается работодателем самостоятельно «с учетом характера своей деятельности и сложности выполняемых операций».

В газовой отрасли в настоящее время применяют методы специальной оценки условий труда (СОУТ), отраженные в ряде нормативно-методических документов совместно с корпоративным стандартом СТО Газпром 18000.1-002-2014 «Идентификация опасностей и управление рисками». Однако результаты анализа по данным методикам не в полной мере выявляют все стороны опасностей. Так, не учитывается сочетанный риск, обусловленный как профессиональной, так и техногенной составляющей. Отдельно выполненная оценка профессионального и техногенного рисков не позволяет оценить реальную безопасность условий труда на рабочем месте [1]. Таким образом, возникает необходимость разработки специального

методического подхода к оценке опасности производственной деятельности персонала КС МГ, который позволит рационально распределить ограниченные средства на обеспечение безопасности, направив их в первую очередь на защиту наиболее опасных рабочих мест.

Исходя из опыта эксплуатации таких опасных производственных объектов (ОПО), как КС МГ, и результатов многолетних исследований [2, 3] основными причинами сокращения жизни работников являются полученные в ходе профессиональной деятельности профессиональные заболевания, травмы, в том числе смертельные вследствие воздействия поражающих факторов чрезвычайной ситуации. Медицинские исследования показали, что профессиональные заболевания и травмы, полученные при штатной работе, приводят к акселерации старения и снижению качества жизни человека, т.е. организм человека тратит свои жизненные силы на восстановление, описываемое с точки зрения медицины как поддержание явления клеточного гомеостаза [4, 5]. В результате этого происходит сокращение жизни человека.

Международная комиссия по радиологической защите в 1985 г. обосновала¹ единый индекс вреда здоровью, выражаемый в годах потерянной здоровой жизни. Данный индекс рассматривается в зависимости от трех видов вреда: 1) профессионального травматизма; 2) заболеваний, связанных с условиями труда; 3) воздействия ионизирующего излучения. Эти результаты получили отражение в исследованиях Международной организации труда, Всемирной организации здравоохранения и Всемирного банка, что позволило ввести в оборот показатель количества откорректированных на инвалидность лет жизни DALY (*англ.* disability lost year)[6]:

$$DALY = -\frac{DCxe^{-ba}}{(b+r)^2} (e^{-(b+r)L} (1 + (b+r)(L+a)) - (1 + (r+b)a)), \quad (1)$$

где L – количество лет жизни, которые осталось прожить человеку от возраста a , лет (возраст начала заболевания/получения травмы); D – весовой коэффициент инвалидизации (тяжести заболевания/травмы), изменяющийся в диапазоне от 1 (смерть) до 0 (здоровье в целом); Cxe^{-ba} – весовая функция для возраста x , лет ($C = 0,16243$, $b = 0,04$ и $e = 2,71$ – константы); $e^{-(b+r)L}$ – функция дисконтирования ($r = 0,03$ – ставка дисконтирования).

Выработанная идеология предполагает, что человек должен прожить свою жизнь целиком и без болезней, т.е. каждый не доживший до средней продолжительности жизни (СПЖ) теряет года жизни. В развитие вышеупомянутого для случая превышения предельно допустимой концентрации (ПДК) вредных веществ и предельно допустимого уровня (ПДУ) излучений в рабочей зоне специалистами НИИ гигиены труда [5] сформированы следующие реперные точки ущерба здоровью: верхняя граница ущерба вычислена исходя из 25-летнего стажа работы в условиях труда на границе классов 3.4...4.0 по Р 2.2.1766-03² со временем сокращения продолжительности жизни на 10 лет и более, т.е. $365 \cdot 10 / 25 = 146$ сут ≈ 150 сут СПЖ; нижняя граница определена как $0,008 \cdot 365 = 2,92$ сут ≈ 3 сут СПЖ за год (т.е. средняя продолжительность жизни снижается на 3 сут) на основании сравнительного анализа наносимого пожизненного ущерба в результате действия некоторых химических веществ и ионизирующей радиации при предельно допустимых значениях гигиенических нормативов, где доля года, которая теряется в результате действия рассматриваемого источника риска в течение всего года, составляет 0,008 для профессиональных работников.

Таким образом, для оценки опасности производственной деятельности персонала газотранспортных предприятий в качестве самого опасного сценария, определяющего наибольший ущерб здоровью, следует принимать получение профессиональных заболеваний и смертельный травматизм, характеризующиеся соответственно продолжительным во времени негативным влиянием на состояние здоровья и внезапностью проявления. А в качестве единицы ущерба здоровью – сокращение СПЖ на количество суток, определенное согласно рассмотренному подходу.

В мировой практике риск-менеджмента выделяют четыре основных способа реагирования на риск:

1) уклонение от риска / исключение риска / избежание риска – отказ от деятельности, которая может привести к появлению негативных последствий значимого уровня, что подразумевает

¹ Рекомендации МКРЗ. Количественное обоснование единого индекса вреда. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 85 с.

² Р 2.2.1766-03. Руководство по оценке профессионального риска для здоровья работников.

под собой полный отказ от действий или каких-либо устройств, заключающих в себе данный риск;

2) сокращение / снижение риска – проведение действий, направленных на уменьшение частоты возникновения или последствий реализации риска (например, совершенствование систем безопасности, мероприятия по технике безопасности, проектирование специальных защитных систем, обучение персонала, создание запаса комплектующих на случай аварии и т.д.);

3) разделение / передача / распределение риска – страхование, привлечение партнера, создание различных отраслевых ассоциаций, совместных предприятий, обмен долями в капиталах, привлечение нового акционера, реструктуризация бизнеса;

4) принятие / сохранение / удержание риска – самострахование, отсутствие действий, применяемых при сокращении/снижении риска [7, 8].

Отказаться от опасной деятельности при транспортировке газа не представляется возможным (см. способ 1), а принятие риска (см. способ 4) кощунственно. В связи с этим наиболее подходящими являются способы 2 и 3.

С учетом сказанного разработан методический подход (рис. 1) [9]. Данные на рис. 1 показывают, что расчеты требуют выполнения ниже перечисленных этапов, содержащих классические для анализа риска пункты: сбор исходных данных (1); идентификацию опасностей (2); оценку риска (3); разработку рекомендаций по уменьшению риска (4).

Основными исходными данными для расчетов являются: 1) состав работников КС МГ; 2) статистическая информация об авариях на КС МГ (размеры зон распространения поражающих факторов, количества выброшенного газа в атмосферу, размер ущерба); 3) количество пострадавших в результате аварии; 4) результаты периодических медицинских осмотров; 5) выявленные профессиональные заболевания; 6) результаты СОУТ; 7) конструктивно-технологические параметры КС МГ (описание технологического оборудования – количество газоперекачивающих агрегатов, аппаратов воздушного охлаждения, пылеуловителей, виды трубопроводов и т.д.); 8) описание природно-климатических зон расположения КС МГ (метеоданные в регионе); 9) план КС МГ; 10) общие сведения эксплуатирующей организации;

11) уровни ПДК и ПДУ на рабочих местах; 12) уровень фактора; 13) время действия; 14) стаж работы; 15) тропность действия фактора; 16) органы-мишени; 17) синергизм или антагонизм действующих факторов; 18) оценка класса условий труда; 19) срочность и объем мер профилактики.

Для п. 2 «Идентификация опасностей» (см. рис. 1) одним из наиболее подходящих оказался методический подход, описанный в корпоративном стандарте СТО Газпром 18000.1-002-2014 «Идентификация опасностей и управление рисками».

П. 3 «Оценка профессионального риска» (см. рис. 1), по существу, состоит из комбинации детерминированного и вероятностно-статистического методов. В основу детерминированного метода (см. пп. 3.1) лег методический подход, разработанный учеными НИИ медицины труда РАМН [10]. Предложенная методика расчета интегрального показателя уровня профессионального риска в организации и индивидуального профессионального риска в зависимости от условий труда и состояния здоровья работника позволяет учесть выделенные авторами основные блоки опасностей производственной деятельности. Данный методический подход, доработанный под условия сформулированной ранее научной задачи, количественно отражает индивидуальный интегральный показатель профессионального риска работника, подразумевает оценку вредности и опасности условий труда на рабочем месте несколькими методами, учитывает имеющиеся риски травмирования и степень защищенности работников СИЗ на основе трех показателей:

1) ПВ, характеризующего суммарную вредность условий труда на рабочем месте (см. рис. 1, пп. 3.1.1);

2) РТ, характеризующего опасность условий труда на основе риска травмирования на рабочем месте (см. рис. 1, пп. 3.1);

3) ОЗ (см. рис. 1, пп. 3.1.3).

Показатель ПВ формируется исходя из оценки влияния вредных факторов, ущерба от избыточной дозы ПДК химического вещества в воздухе рабочей зоны или ПДУ опасного фактора на развитие профессиональных заболеваний по вычисляемым критериям величин относительного риска RR и EF (см. рис. 1, пп. 3.1.1.1–3.1.1.4). Способы оценки представлены в ряде нормативно-методических

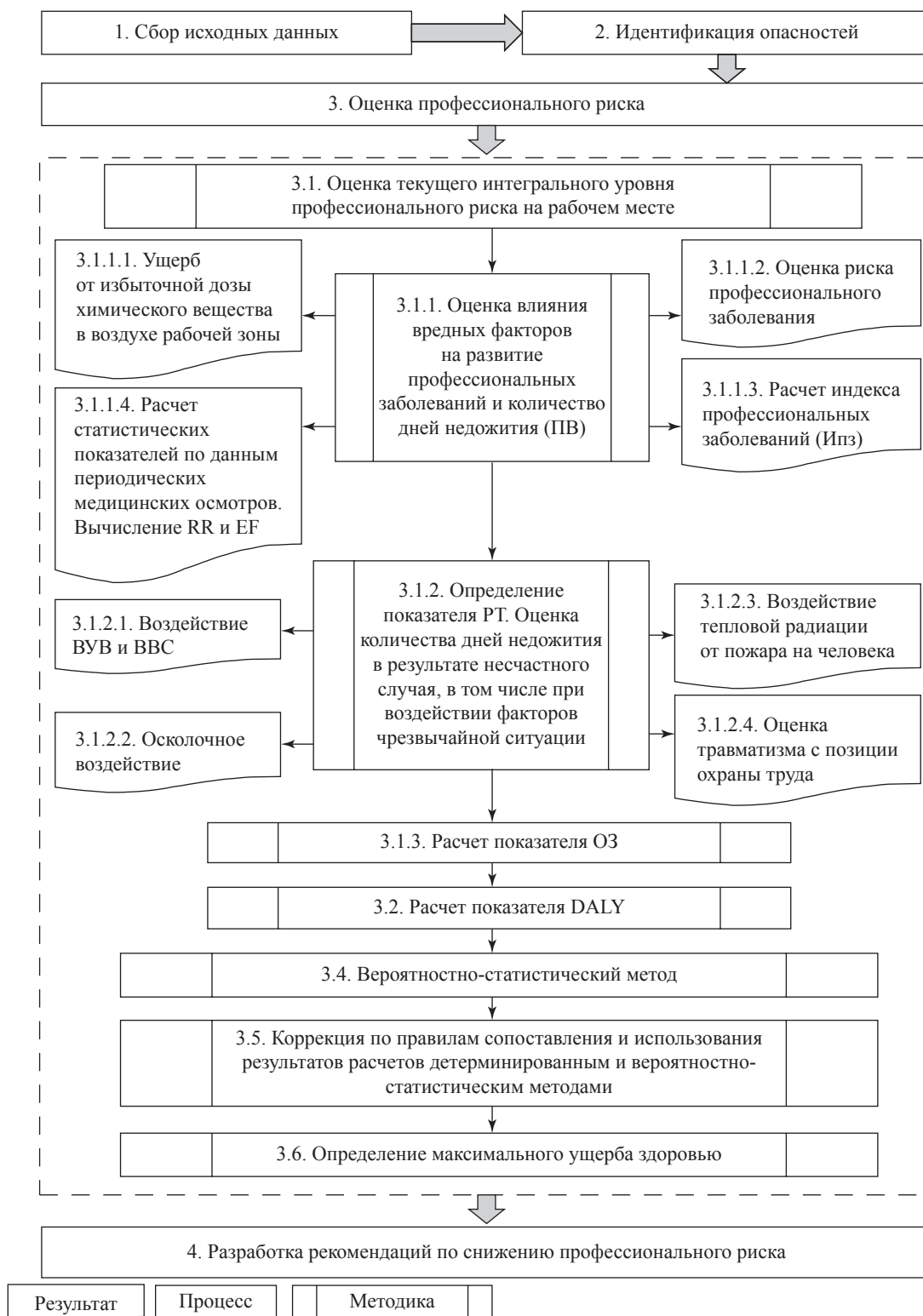


Рис. 1. Алгоритм оценки опасности производственной деятельности работника КС МГ:

ПВ – показатель вредности условий труда на рабочем месте; RR – относительный риск; EF – этиологическая доля; ВУВ – воздушная ударная волна; ВВС – воздушная волна сжатия; ОЗ – показатель защищенности работника средствами индивидуальной защиты (СИЗ); РТ – показатель риска травмирования работника на рабочем месте

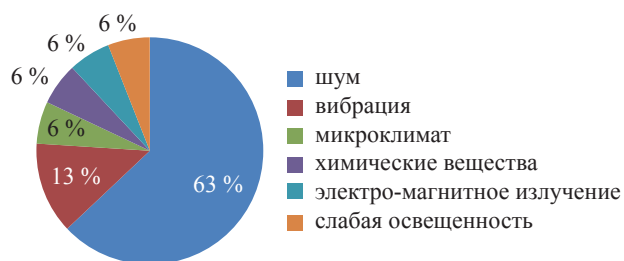


Рис. 2. Вредные факторы, воздействующие на работников газовой отрасли

документов³. Таким образом производится оценка влияния профессиональных заболеваний на количество дней недожития [5].

Поскольку показатель РТ помимо травматизма, возникающего при штатной работе (падение с высоты, травма при работе с ручным инструментом и пр.), содержит в себе смертельный травматизм от воздействия поражающих факторов аварии, то для определения вероятностей таких событий необходимо обратиться к методам анализа техногенного риска, в которых изложены методические подходы к оценке барического, термического воздействия, осколочного и токсического поражения⁴. Далее по определяемому показателю ОЗ вычисляется интегральный показатель условий труда (ИОУТ):

$$\text{ИОУТ} = 100 - \frac{(\text{ПВ} - 1) - 6 + \text{P}}{2334}, \quad (2)$$

³ ГОСТ 12.0.230-2007 ССБТ. Системы управления охраной труда. Общие требования; Об определении степени тяжести повреждения здоровья при несчастных случаях на производстве: приказ Минздравсоцразвития РФ от 24.02.2005 № 160; Р 2.2.2006-05. Руководство по гигиенической оценке факторов рабочей среды и трудового процесса. Критерии и классификация условий труда; Р 2.2.1766-03. Руководство по оценке профессионального риска для здоровья работников. Организационно-методические основы, принципы и критерии оценки / утв. Главным государственным санитарным врачом РФ 24.06.2003.

⁴ Об утверждении методики определения расчетных величин пожарного риска на производственных объектах: приказ МЧС РФ от 10.07.2009 № 404; Руководство по безопасности «Методические основы по проведению анализа опасностей и оценки риска аварий на опасных производственных объектах» / утв. приказом Ростехнадзора России от 11.04.2016 № 144; СТО Газпром 2-2.3-351-2009. Методические указания по проведению анализа риска для опасных производственных объектов газотранспортных предприятий ОАО «Газпром»; Руководство по безопасности «Методика оценки риска аварий на опасных производственных объектах магистрального трубопроводного транспорта газа» / утв. приказом Ростехнадзора России от 26.12.2028 № 647.

где Р – ранг, определенный в соответствии со значениями РТ и ОЗ для данного рабочего места; 100 – коэффициент пропорциональности; 2334 – теоретически возможное число всех уникальных комбинаций значений ПВ > 1, РТ и ОЗ.

Результаты исследований [2, 3] показали, что основным фактором развития профессиональных заболеваний у работников ПАО «Газпром» является воздействие шума (рис. 2).

Полученные значения вероятностей возникновения профессиональных заболеваний позволили определить количество дней недожития до СПЖ и вероятность данной характеристики. Исходя из значений вероятностей индивидуального риска осколочного, барического, термического воздействий произведена оценка количества дней недожития до СПЖ. Полученные значения вероятностей событий по специально разработанному авторами правилу необходимо применять в совокупности с положениями асимптотической теории вероятностей экстремальных величин [7] для нахождения уравнений регрессии, определяемой первоначально по статистическим данным [4]. Полученные уравнения регрессии позволяют разработать рекомендации для страхования искомого показателя риска, или так называемого распределения риска. Второй способ реагирования на риск (см. выше) в ходе проводимого анализа риска позволяет определить недостатки в конструктивном исполнении технологического оборудования и выработать рекомендации, позволяющие снизить уровень риска.

Алгоритм борьбы с шумом [3] предусматривает:

- рациональное взаимное расположение цехов с разными уровнями шума;
- оптимизацию по этим условиям объемно-планировочных решений помещений;
- расстановку оборудования и организацию профмаршрута обслуживания с учетом шумовых характеристик оборудования;
- обеспечение надлежащей звукоизоляции ограждений;
- облицовку стен и потолков звукопоглощающими конструкциями и использование штучных звукопоглотителей, установку звукоизолирующих кабин, акустических экранов и выгородок.

Наиболее подходящим методом признано применение специальных покрытий для

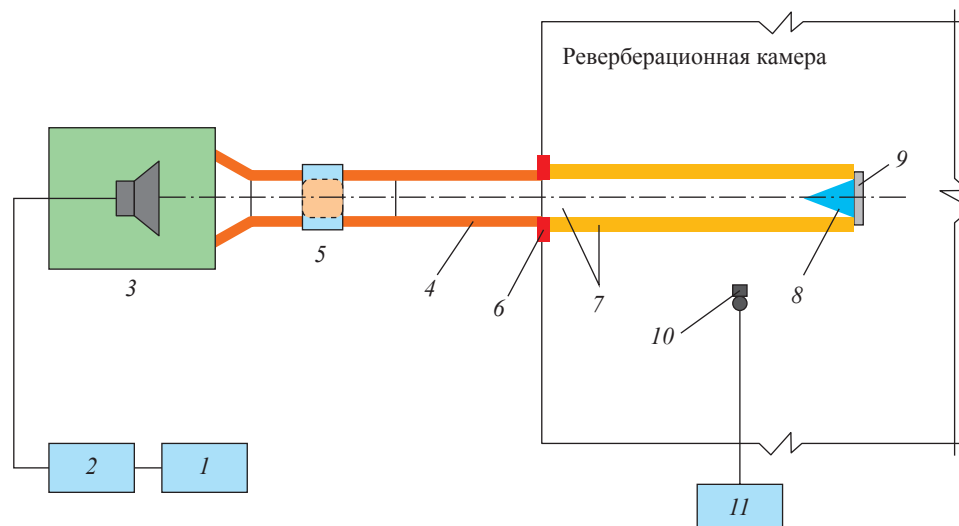


Рис. 3. Схема экспериментальной установки:

1 – генератор «белого» шума; 2 – усилитель мощности; 3 – источник звука; 4 – соединительный воздуховод со звукоизолирующим покрытием; 5 – гибкая вставка, уменьшающая передачу вибрации; 6 – упругий сальник; 7 – испытательная труба (с испытываемым покрытием и без него); 8 – звукопоглощающий клин; 9 – звукоизолирующая заглушка; 10 – микрофон; 11 – шумомер-анализатор спектра «Октава 110А»

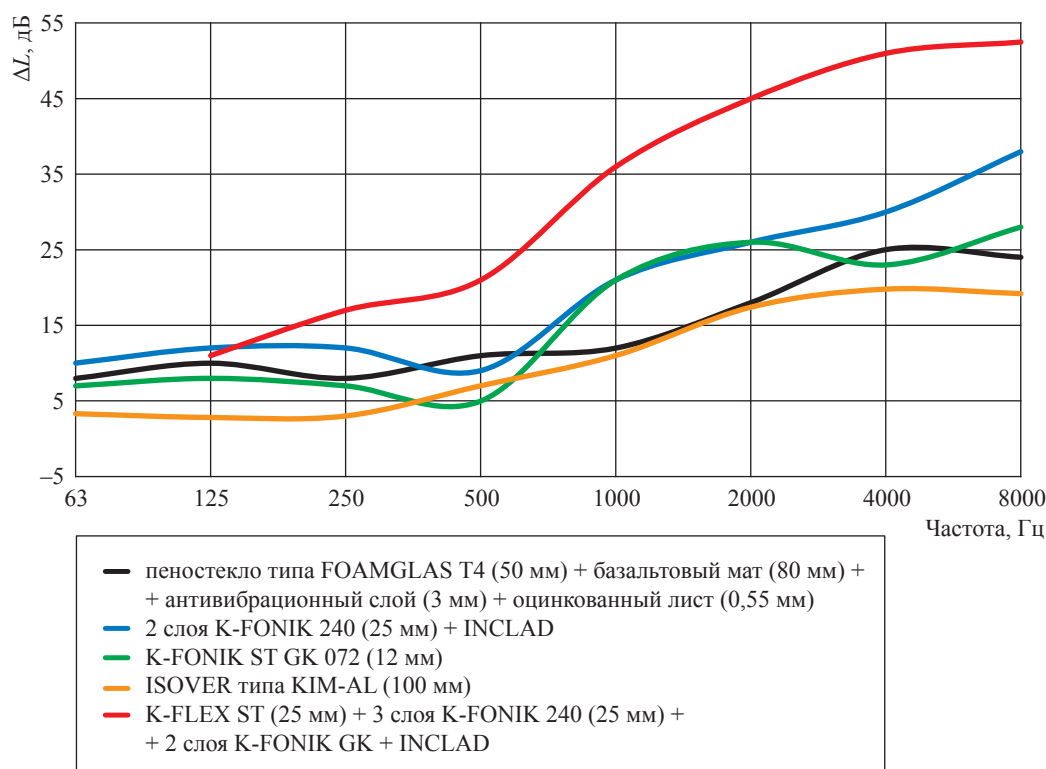


Рис. 4. Эффективность различных по составу покрытий на основе пеностекла, волокнистых материалов и эластомеров

трубопроводной обвязки. Испытания звукопоглощающих свойств [11] различных шумопоглощающих покрытий проводились авторами на испытательных стендах (рис. 3) в Научно-исследовательском институте строительной

физики. Звуковая энергия от источника 3 попадает в трубу, которая моделирует открытый участок трубопровода. Труба расположена в реверберационной камере, что позволяет осуществлять сертификационные испытания

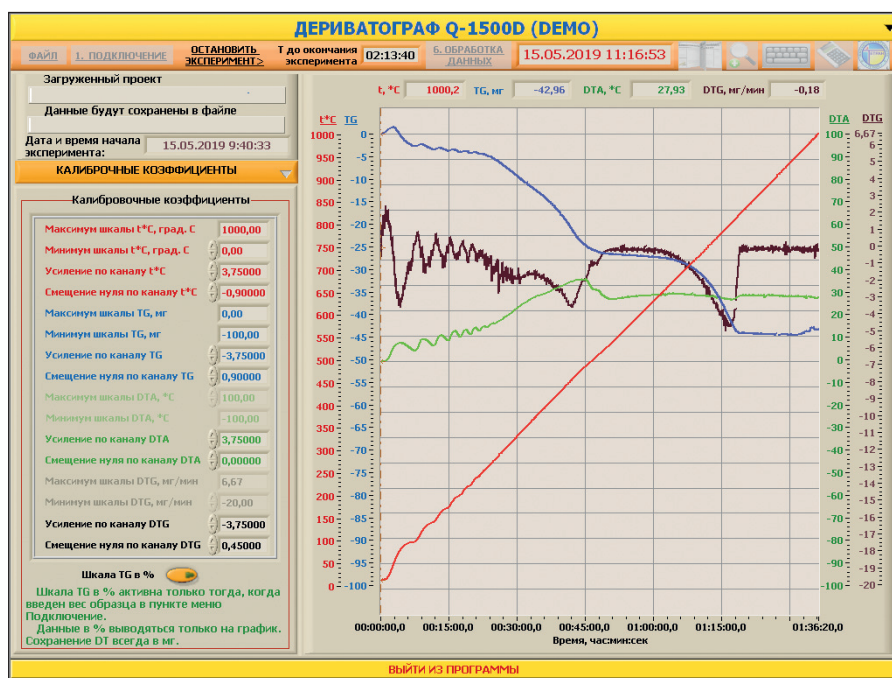


Рис. 5. Результаты испытаний звукопоглощающих покрытий на огнестойкость

покрытий трубопроводов. Эффект звукоизолирующего покрытия определяется как разность звуковой мощности в камере без покрытия и звуковой мощности в камере с покрытием. Выявленная акустическая эффективность (ΔL) разных звукоизолирующих покрытий представлена на рис. 4.

В результате испытаний материалов на определение интумесцентных свойств, которые проводились авторами в ЦНИИСК им. Кучеренко, выбрано покрытие с наибольшей огнестойкостью (рис. 5).

На основании проведенных исследований впервые выработан методический подход к оценке опасности производственной деятельности работников газотранспортных предприятий, позволяющий сформулировать рекомендации для страхования риска согласно Федеральному закону «Об обязательном социальном страховании от несчастных случаев на производстве и профессиональных заболеваний» от 24.07.1998 № 125-ФЗ и распределения ресурсов. Полученная методология также позволяет разработать

рекомендации по обоснованию доплат за вредные условия труда. Результаты исследований применялись при составлении методических рекомендаций для студентов Инженерной академии РУДН, на что получен акт практического внедрения.

На основании описанных в статье испытаний определены оптимальные конструкции облицовки акустически активных трубопроводов, что позволило снизить опасность их эксплуатации.

Проработаны два способа реагирования на риск, а именно сокращения/снижения риска и разделения/передачи/распределения риска для снижения уровня опасности производственной деятельности работников газотранспортных предприятий.

С целью автоматизации расчетов по разработанной методологии создано и зарегистрировано (№ 2020611132) в Федеральном институте промышленной собственности (ФИПС) специальное программное обеспечение под названием «Методика оценки профессионального риска на компрессорных станциях магистральных газопроводов».

Список литературы

1. Алексеев И.Н. Методический подход к оценке интегрального показателя профессионального риска на компрессорных станциях в условиях Арктики / И.Н. Алексеев // Тезисы докладов VIII Молодежной международной научно-практической конференции «Новые технологии в газовой отрасли: опыт и преемственность», 26–29 ноября 2019 г. – 2019. – С. 62.
2. Шакирова Э.Т. Оценка условий труда и состояния здоровья работающих на современных газотранспортных предприятиях: дис. ... канд. мед. наук / Э.Т. Шакирова. – СПб., 1996.
3. Терехов А.Л. Современные методы снижения шума ГПА / А.Л. Терехов, М.Н. Дробаха. – М.: Недра, 2008. – 366 с.
4. Алексеев И.Н. Повышение безопасности труда на газотранспортном предприятии в арктической климатической зоне / И.Н. Алексеев, А.Л. Терехов // Безопасность труда в промышленности. – 2017. – № 8. – С. 67–75.
5. Хрупачев А.Г. Профессиональный риск. Теория и практика расчета / А.Г. Хрупачев, А.А. Хадарцев. – Тула: ТулГУ, 2011.
6. Anand S. Disability adjusted life year: a critical review / Anand Sudhir, Kara Hanson. – Boston, Harvard: Harvard Center for Population and Development Studies, 1995. – (Working paper series (95.06)).
7. Быков А.А. Статистический анализ урегулирования убытков по программам имущественного страхования: рекомендации для страхователей и риск-менеджеров крупных компаний / А.А. Быков. – М.: Газпром ВНИИГАЗ, 2014. – 242 с.
8. Ямников С.А. Разработка методики определения ключевых параметров страхования экологических рисков техногенных чрезвычайных ситуаций на магистральных газопроводах в условиях ограниченности статистической информации: дис. ... канд. тех. наук / С.А. Ямников. – М., 2018.
9. Алексеев И.Н. Методика расчета интегрального показателя индивидуального риска / И.Н. Алексеев, А.Л. Терехов // Территория Нефтегаз. – 2019. – № 3. – С. 20–26.
10. Измеров Н.Ф. Разработка «Методики расчета индивидуального профессионального риска в зависимости от условий труда и состояния здоровья работника» и «Методики расчета интегрального показателя уровня профессионального риска в организации» / Н.Ф. Измеров, Л.В. Прокопенко, Н.И. Симонова и др.; Клинский институт охраны и условий труда. – <http://www.kiout.ru/info/publish/216>
11. Терехов А.Л. Повышение безопасности эксплуатации технологических трубопроводов методами звукоизоляции / А.Л. Терехов, А.В. Сидорина // Газовая промышленность. – 2018. – № 5. – С. 90–95.

Assessment of occupational hazards for gas transmission providers

I.N. Alekseyev¹*, A.L. Terekhov¹

¹ Gazprom VNIIGAZ LLC, Bld. 1, Estate 15, Proyektiruemyy proezd no. 5537, Razvilka village, Leninskiy district, Moscow Region, 142717, Russian Federation

* E-mail: I_Alekseev@vniigaz.gazprom.ru

Abstract. This article presents the fundamental issues of a procedure aimed at assessing occupational hazards of employees at the compressor plants of the trunk gas pipelines. The named procedure enables quantitative assessment of health detriment either on account of routine activities, or after occurred emergency. A negative scenario of health damage is determined. Finally, the authors suggest few recommendations on insurance of professional risks and changing of constructive features of the process equipment.

Keywords: professional risk, man-made risk, risk assessment, labor safety, methods of quantitative risk assessment, compressor station at trunk gas pipelines, labor protection.

References

1. ALEKSEYEV, I.N. Methodological approach to assessing an integral indicator of professional risk at compressor stations in Arctic conditions [Metodicheskiy podkhod k otsenke integralnogo pokazatelya professionalnogo riska na kompressornykh stantsiyakh v usloviyakh Arktiki]. In: *Proc. of the 8th Junior International Scientific Research conference "New technologies in gas industry: experience and tradition"* [Novyye tekhnologii v gazovoy otrasli: opyt i preyemstvennost], 26–29 November 2019, p. 62. (Russ.).

2. SHAKIROVA, E.T. *Assessment of work environment and health of employees at modern gas transmitting enterprises* [Otsenka usloviy truda i zdorovya rabotayushchikh na sovremennykh gazotransportnykh predpriyatiyakh]. Candidate thesis (engineering). Saint-Petersburg Medical Academy of Postgraduate Studies. St. Petersburg, 1996. (Russ.).
3. TEREKHOV, A.L., M.N. DROBAKHA. *Modern methods for reduction of noise from gas-compressor units* [Sovremennyye metody snizheniya shuma GPA]. Moscow: Nedra, 2008. (Russ.).
4. ALEKSEYEV, I.N., A.L. TEREKHOV. Improving labor safety at a gas transmitting enterprise located in the Arctic climatic zone [Povysheniye bezopasnosti truda na gazotransportnom predpriyatii v arkticheskoy klimaticheskoy zone]. *Bezopasnost Truda v Promyshlennosti*, 2017, no. 8, pp. 67–75. ISSN 0409-2961. (Russ.).
5. KHRUPACHEV, A.G., A.A. KHADARTSEV. *Professional risk. Theory and practice of calculations* [Professionalnyy risk. Teoriya i praktika rascheta]. Tula: Tula State University, 2011.
6. ANAND, S., K. HANSON. Disability adjusted life year: a critical review. In: *Working paper series (95.06)*. Boston, Harvard: Harvard Center for Population and Development Studies, 1995.
7. BYKOV, A.A. *Statistical analysis of claims settlement under a schemes of property-casualty insurance – Recommendations for beneficiaries and risk-managers of big companies* [Statisticheskyy analiz uregulirovaniya ubytkov po programmam imushchestvennogo strakhovaniya: rekomendatsii dlya strakhovateley i risk-menedzerov krupnykh kompaniy]. Moscow: Gazprom VNIIGAZ, 2014. (Russ.).
8. YAMNIKOV, S.A. *Development of a technics aimed at determination of key parameters for insuring environmental risk of man-made emergencies at trunk gas pipelines in conditions of limited statistical data* [Razrabotka metodiki opredeleniya klyuchevykh parametrov strakhovaniya ekologicheskikh riskov tekhnogennykh chrezvychaynykh situatsiy na magistralnykh gazoprovodakh v usloviyakh ogranichennosti statisticheskoy informatsii]. Candidate thesis (engineering). Moscow: Gazprom VNIIGAZ, 2018. (Russ.).
9. ALEKSEYEV, I.N., A.L. TEREKHOV. Technique for calculating an integral indicator of individual risk [Metodika rscheta integralnogo pokazatelya individualnogo riska]. *Territoriya Neftegaz*. 2019, no. 3, pp. 20–26. ISSN 2072-2745. (Russ.).
10. IZMEROV, N.F., L.V. PROKOPENKO, N.I. SIMONOVA, et al. Development of a Procedure for calculation of individual professional risk depending on working conditions and health grounds of an employee and a Procedure for calculation of an integral indicator of a professional risk level in a company [Razrabotka “Metodiki rascheta individualnogo professionalnogo riska v zavisimosti ot usloviy truda i sostoyaniya zdorovya rabotnika” i “Metodiki rascheta integralnogo pokazatelya urovnya professionalnogo riska v organizatsii”] [online]. Klin Institute of Protection and Working Conditions. Available from: <http://www.kiout.ru/info/publish/216>. (Russ.).
11. TEREKHOV, A.L., A.V. SIDORINA. Improving operational safety of process pipelines using sound-proofing methods [Povysheniye bezopasnosti ekspluatatsii tekhnologicheskikh truboprovodov metodami zvukoizolyatsii]. *Gazovaya Promyshlennost*. 2018, no. 5, pp. 90–95. ISSN 0016-5581. (Russ.).

УДК 536.22

Термодинамические свойства компонентов природных углеводородных систем. Метилциклогексан

А.А. Герасимов¹, И.С. Александров^{1*}, Б.А. Григорьев²

¹ Калининградский государственный технический университет, Российская Федерация, 236022, г. Калининград, Советский просп., д. 1

² ООО «Газпром ВНИИГАЗ», Российская Федерация, 142717, Московская обл., Ленинский р-н, пос. Развилка, проектируемый пр-д № 5537, вл. 15, стр. 1

* E-mail: alexandrov_kgrd@mail.ru

Тезисы. Показана актуальность разработки фундаментального уравнения состояния (ФУС) метилциклогексана, являющегося представителем нафтеновых углеводородов. Указанное ФУС необходимо как для расчета термодинамических свойств (ТДС), так и для моделирования фазовых равновесий газоконденсатных систем, компонентом которых в том числе является метилциклогексан.

Выполнен анализ опубликованной информации о ТДС метилциклогексана, в результате отобраны наиболее представительные и надежные данные, а также установлено, что экспериментально исследована в основном только жидкая фаза при температурах до 600 К. Недостающие для разработки надежного и устойчивого ФУС значения ТДС в неисследованных областях были получены расчетными методами. При этом использовались хорошо проверенные обобщенные методы расчета, разработанные в рамках теории термодинамического подобия. На основе сформированного гибридного массива экспериментальных и расчетных данных методом случайного поиска с возвратом при неудачном шаге получено ФУС метилциклогексана, применимое в диапазоне температур от тройной точки до 700 К при давлениях до 100 МПа. Уравнение описывает приведенный потенциал Гельмгольца в переменных «приведенная температура» и «приведенная плотность», содержит 13 членов, из которых пять полиномиальных, пять экспоненциальных и три гауссовых. Уравнение удовлетворяет условиям критической точки, правилам Максвелла и прямолинейного диаметра, а также правильно передает ход идеальных кривых и производных термодинамического потенциала. Давление насыщенных паров передается со средней относительной погрешностью $\pm 0,4$ %, плотность жидкой фазы, включая линию насыщения, – с погрешностью $\pm 0,25$ %, газовой фазы – с погрешностью $\pm 1,1$ %, изобарная теплоемкость в жидкой фазе, включая линию насыщения, – с погрешностью $\pm 0,9$ %, газовой фазы – с погрешностью $\pm 2,0$ %, скорость звука в жидкой фазе – с погрешностью $\pm 0,3$ %.

Ключевые слова:

уравнение состояния, плотность, температура, давление, теплоемкость, термодинамический потенциал.

Нафтеновые углеводороды (циклоалканы) занимают значительное место в углеводородном составе нефти и особенно в газовых конденсатах. Их содержание колеблется от 8...10 до 60 % и более в нефти и до 77 % в газовых конденсатах. Среди нафтеновых углеводородов шестичленные заметно преобладают над пятичленными. При этом среди шестичленных наибольшую долю занимает метилциклогексан. Этот углеводород имеет важное техническое значение, он используется в качестве сырья или реагента в процессах производства адипиновой кислоты, капролактама, полиамидных волокон, пластмасс и т.д. Теплофизические свойства указанного вещества в настоящее время, как правило, определяются по обобщенным зависимостям, полученным разными методами. Разработка экспериментально и теоретически обоснованного уравнения состояния в широком диапазоне параметров состояния актуальна, так как позволяет восполнить дефицит надежных данных о теплофизических свойствах метилциклогексана, необходимых для использования в науке и промышленности. Кроме этого, моделирование фазового поведения сложных углеводородных смесей на основе многоконстантных фундаментальных уравнений состояния (ФУС), описывающих, в отличие от кубических ФУС, с высокой точностью все ТДС, является достаточно новым и не до конца разработанным подходом. Поэтому для проведения корректных модельных расчетов необходимо иметь надежные ФУС всех компонентов модельной смеси в той форме, в которой разрабатывается модель.

Уравнение состояния

Уравнение разрабатывалось в форме зависимости безразмерной свободной энергии Гельмгольца $a(T, \rho)$ от приведенной температуры τ и приведенной плотности δ . Свободная энергия Гельмгольца представлена в виде суммы идеальноегазовой части $\alpha^0(\tau, \delta)$ и избыточной части $\alpha^r(\tau, \delta)$:

$$\frac{a(T, \rho)}{RT} = \frac{a^0(T, \rho) + \alpha^r(T, \rho)}{RT} = \alpha^0(\tau, \delta) + \alpha^r(\tau, \delta), \quad (1)$$

где ρ – плотность; T – абсолютная термодинамическая температура; $\delta = \rho/\rho_0$; $\tau = T_0/T$; ρ_0 , T_0 – опорные значения соответственно плотности и температуры (как правило принимают критические значения: для метилциклогексана критическая температура $T_k = 572,2$ К и критическая плотность $\rho_k = 2,72$ кмоль/м³); $R = 8,314472$ Дж/(моль·К) – универсальная газовая постоянная.

Критические свойства метилциклогексана принимались по данным М. Френкеля [1]: в качестве T_k принято среднее значение, а значение ρ_k уточнялось в процессе итерационной процедуры при определении коэффициентов ФУС, но при этом осталось в пределах установленного допуска [1].

Идеальная часть определяется соотношением

$$\alpha^0(\tau, \delta) = \frac{h_o^0 \tau}{RT_k} - \frac{s_o^0}{R} - 1 + \ln \frac{\delta \tau_0}{\delta_0 \tau} - \frac{\tau}{R} \int_{\tau_0}^{\tau} \frac{c_p^0}{\tau^2} d\tau + \frac{1}{R} \int_{\tau_0}^{\tau} \frac{c_p^0}{\tau} d\tau, \quad (2)$$

Таблица 1

Значения коэффициентов в уравнении (3) [2]

i	c_i
0	2,04122
1	$1,6417 \cdot 10^{-2}$
2	$1,85315 \cdot 10^{-4}$
3	$-3,14826 \cdot 10^{-7}$
4	$1,65567 \cdot 10^{-10}$

где $\delta_0 = \rho_0/\rho_k$ – приведенная идеальноегазовая плотность при давлении $p_0 = 101325$ Па и температуре $T_0 = 298,15$ К; $\tau_0 = T_0/T_0$; h_o^0 – идеальноегазовая энтальпия в опорной точке; s_o^0 – идеальноегазовая энтропия в опорной точке.

Для расчета функции $\alpha^0(\delta, \tau)$ необходимы данные об изобарной теплоемкости в состоянии идеального газа c_p^0 , которые были аппроксимирована уравнением

$$\frac{c_p^0}{R} = \sum_{i=0}^4 c_i T^i. \quad (3)$$

Значения коэффициентов c_i для метилциклогексана представлены в табл. 1.

Оптимизированное уравнение, описывающее избыточную часть термодинамического потенциала, имеет форму (4), содержит 13 слагаемых, из которых пять полиномиальных, пять экспоненциальных и три гауссовых. Коэффициенты и показатели степени определялись в нелинейной оптимизационной процедуре методом случайного поиска с возвратом при неудачном шаге (табл. 2).

Таблица 2

Коэффициенты и показатели степени уравнения (4)

k	N_k	t_k	d_k	l_k	η_k	β_k	γ_k	ε_k
1	0,052793	0,9127	4	0	–	–	–	–
2	1,240197	0,2516	1	0	–	–	–	–
3	–2,2717	1,0924	1	0	–	–	–	–
4	–0,52975	1,0099	2	0	–	–	–	–
5	0,220497	0,628	3	0	–	–	–	–
6	–0,80425	1,3795	1	2	–	–	–	–
7	–0,54902	1,4217	3	2	–	–	–	–
8	1,267909	1,6609	2	1	–	–	–	–
9	–0,41778	2,7844	2	2	–	–	–	–
10	–0,0341	0,9079	7	1	–	–	–	–
11	0,685674	0,7668	1	–	1,02322	1,24739	1,12416	0,71287
12	–0,08637	1,316	1	–	1,33704	1,72784	0,65345	0,90892
13	–0,11942	1,8385	3	–	1,00298	0,94241	0,49353	0,68739

$$\alpha^r(\delta, \tau) = \sum_{k=1}^5 N_k \delta^{d_k} \tau^{t_k} + \sum_{k=6}^{10} N_k \delta^{d_k} \tau^{t_k} \exp(-\delta^{l_k}) + \sum_{k=11}^{13} N_k \delta^{d_k} \tau^{t_k} \exp(-\eta_k(\delta - \varepsilon_k)^2 - \beta_k(\tau - \gamma_k)^2). \quad (4)$$

База и результаты сравнения экспериментальных и расчетных данных с уравнением состояния

Сложность разработки ФУС метилциклогексана заключается в том, что для данного вещества имелся дефицит экспериментальных данных в некоторых областях поверхности

состояния. Поэтому для обеспечения устойчивости и хороших экстраполяционных качеств уравнения были использованы расчетные данные о ТДС, полученные различными методами. Использовались хорошо проверенные обобщенные методы расчета, разработанные в рамках теории термодинамического подобия. Отобранные экспериментальные данные представлены в табл. 3, а расчетные данные включали следующие свойства и диапазоны параметров.

Для плотности насыщенной жидкой фазы при температурах, превышающих 370 К,

Таблица 3

Результаты сравнения экспериментальных данных о термодинамических свойствах метилциклогексана с рассчитанными по ФУС (1) – (4)

Год	Первый автор	Точка	Интервал температуры и давления		Среднее относительное отклонение (COO), %		
			T, K	p, МПа	жидкость	газ	критическая область
PVT-данные							
1972	Керимов [7]	601	283...623	0,1...68,7	0,251		
1972	Керимов [7] (сверхкритический флюид)	–	0,703		
1978	Гоуэл [9]	90	293...393	5,1...37,6	0,279		
1979	Джонас [10]	31	203...298	0,1...500	0,300		
1986	Хоолцапфел [11]	6	293,15	0,1...10	0,037		
1995	Эт-Тахир [12]	45	298...363	0,1...40	0,105		
1997	Байлаук [13]	9	303...343	0,1...40	0,195		
2003	Зеберг [14]	28	293...353	0,1...60	0,083		
2005	Зеберг [15]	80	283...353	0,1...45	0,096		
2008	Лаесек [16]	159	270...470	0,1...40	0,090		
2017	Йонеда [8]	75	410...600	10...200	0,249		
2019	Расчет по Ли [6]	184	473...700	0,6...4,4		1,074	
2019	Расчет по Герасимову [4, 5]	298	573...650	3,1...8,4			0,773
Давление насыщенных паров							
1960	Татевский [17]	19	383...563			0,388	
1945	Виллингхэм [18]	20	298...375			0,181	
1949	Николини [19]	15	273...343			0,537	
1960	Шнайдер [20]	5	333...373			0,154	
1973	Хиди [21]	7	298...318			0,243	
1975	Битрич [22]	6	333...373			0,484	
1979	Диаз [23]	9	313...353			0,454	
1980	Диаз [24]	9	313...353			0,331	
1983	Пальчевска [25]	12	315...373			0,103	
1988	Кастеллари [26]	10	297...340			0,691	
1992	Пивидал [27]	15	313...353			0,124	
1995	Мокбел [28]	19	214...352			0,425	
1996	Вичерл [29]	5	330...370			0,260	
1997	Лорас [30]	19	335...378			0,919	
1999	Маргинез [31]	30	330...384			0,531	
1999	Сегура [32]	18	330...374			0,171	
2004	Перейро [33]	34	352...410			0,189	
2007	Уно [34]	5	344...371			0,216	

Окончание табл. 3

Год	Первый автор	Точка	Интервал температуры и давления		Среднее относительное отклонение (COO), %		
			T, К	p, МПа	жидкость	газ	критическая область
2010	Сапей [35]	9	325...374			0,185	
2018	Ахитан [36]	7	303...363			0,390	
Плотность насыщенной жидкой фазы							
1936	Массарт [37]	11	178...372		0,117		
1944	Гаррет [38]	7	275...310		0,042		
1957	Фрэнсис [39]	25	333...563		0,165		
1976	Кристофер [40]	12	298...353		0,076		
2019	Расчет по изданию «Жидкие углеводороды и нефтепродукты» [3]	48	150...572		0,265		
Теплоемкость по линии насыщения c_s							
1930	Паркс [41]	12	151...294		0,911		
2000	Беккер [42]	14	288...353		1,705		
Изобарная теплоемкость c_p							
1946	Дуслин [43]	31	155...300	0,101	0,615		
1975	Хольцер [44]	48	150...310	0,101	0,614		
2019	Расчет по Герасимову [4, 5]	283	573...650	3,3–8,4			2,842
Скорость звука							
2002	Такаги [45]	147	283...343	0,1–20	0,261		
2004	Перейро [33]	5	293...313	0,101	0,216		
2008	Лаесек [16]	8	278...343	0,101	0,309		
2018	Прак [46]	6	293...333	0,101	0,339		

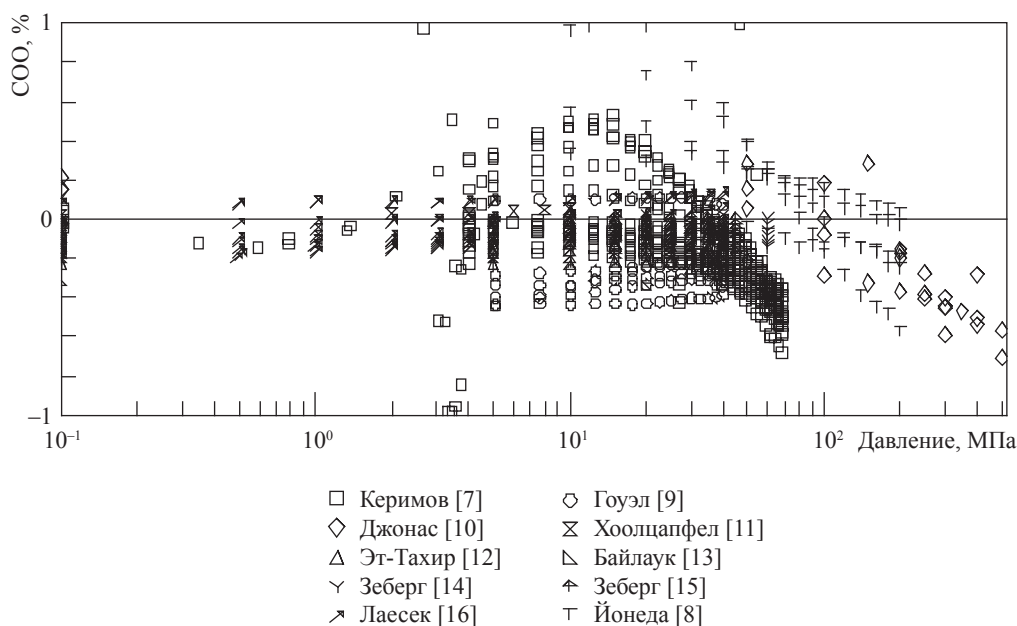


Рис. 1. Сравнение значений плотности жидкой фазы, рассчитанных по уравнению (1)

расчетные значения получены по формуле Филиппова [3]. Для PVT¹-данных в критической области расчет производился в диапазоне $|\rho/\rho_k - 1| < 0,5$ по двум обобщенным

кроссоверным уравнениям состояния [4, 5]. Принимались средние значения. Для плотности в газовой и сверхкритической областях в диапазоне 473...700 К расчет производился по обобщенному кубическому уравнению состояния Ли и Кесслера [6]. Расчет данных об изобарной теплоемкости (c_p) в критической

¹ PVT – акроним, образованный из словосочетания *англ.* pressure, volume, temperature (давление, объем, температура).

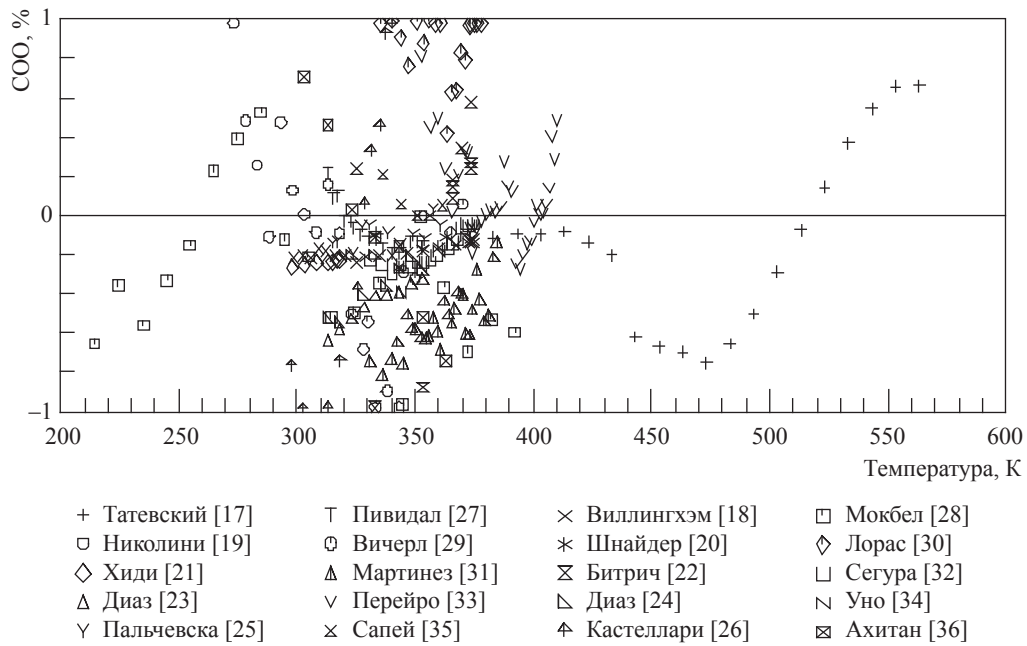


Рис. 2. Сравнение значений давления насыщенных паров, рассчитанных по уравнению (1)

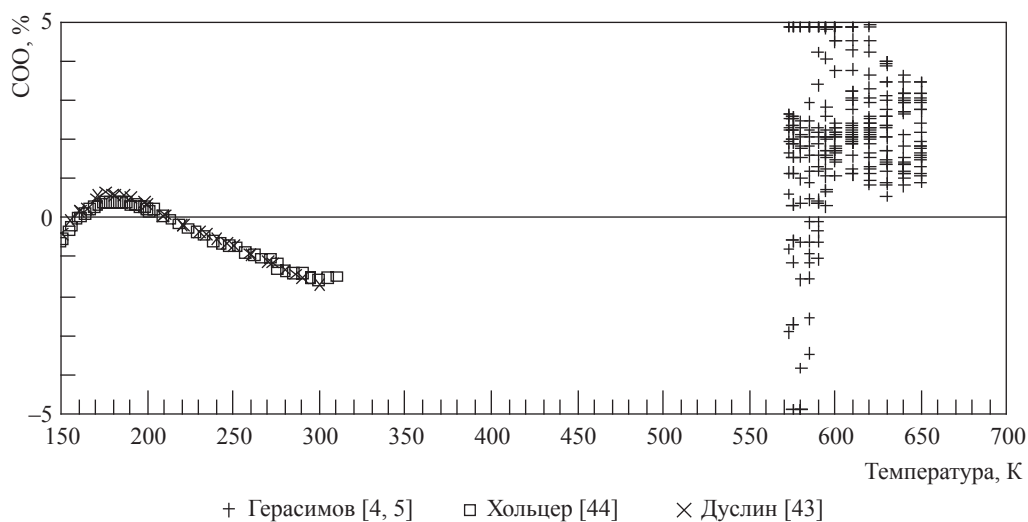


Рис. 3. Сравнение значений изобарной теплоемкости, рассчитанных по уравнению (1)

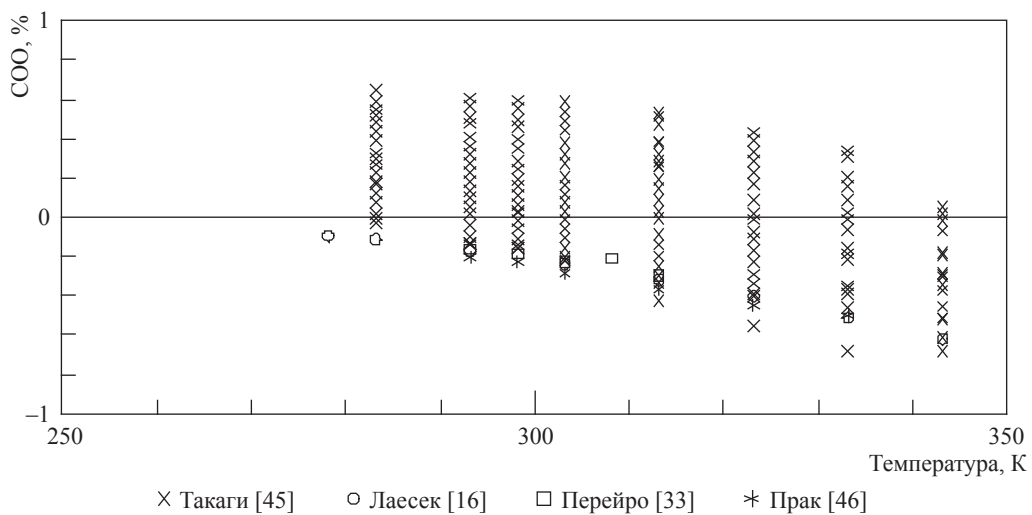


Рис. 4. Сравнение значений скорости звука, рассчитанных по уравнению (1)

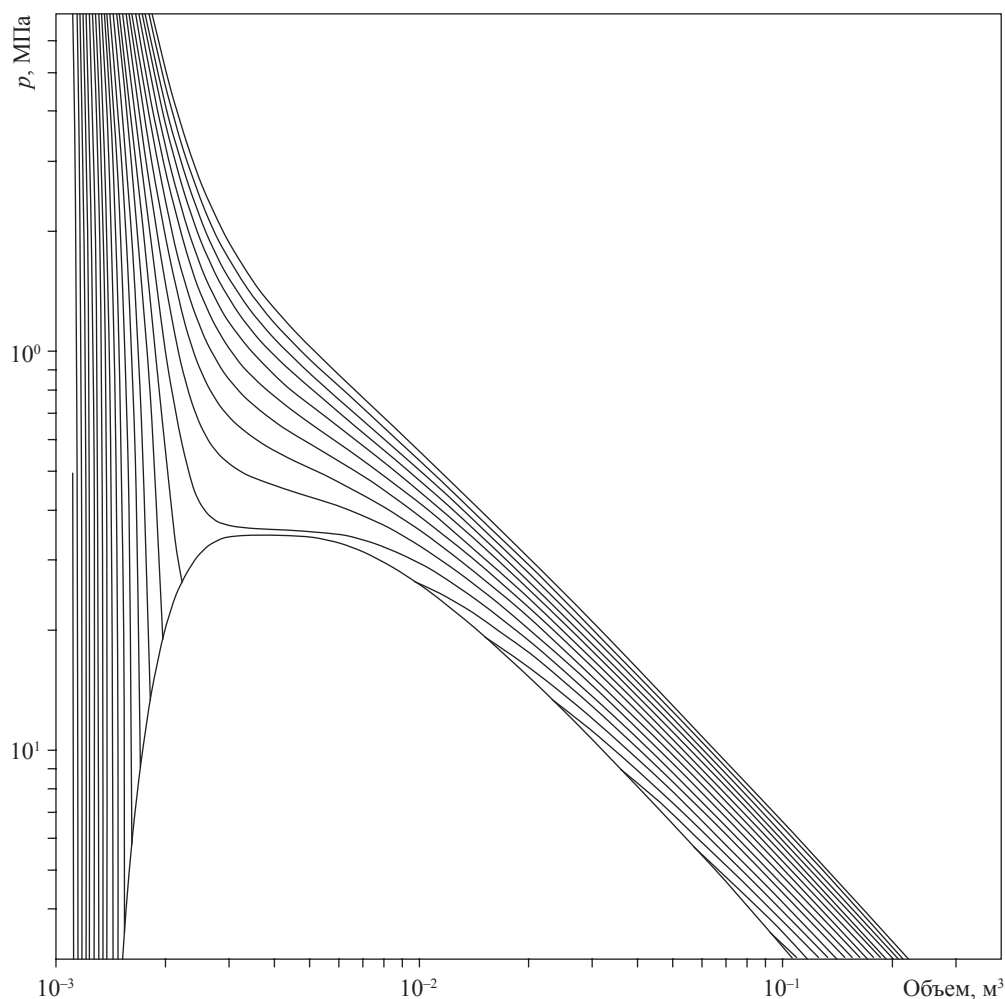


Рис. 5. Диаграмма «давление – объем» для метилциклогексана, рассчитанная по уравнению (1)

области производился в диапазоне $|\rho/\rho_k - 1| < 0,5$ по двум обобщенным кроссоверным уравнениям состояния [4, 5]. Принимались средние значения.

Результаты сравнения разработанного уравнения состояния с имеющимися экспериментальными данными показаны в табл. 3 и на рис. 1–4. В настоящей работе собраны экспериментальные данные о термодинамических свойствах метилциклогексана. PVT-зависимость в основном исследована в жидкой фазе. За основу при разработке уравнения состояния принимались данные Керимова [7], когда плотность исследована в жидкой и сверхкритической областях методом гидростатического взвешивания с погрешностью 0,1 %. Исследования зарубежных авторов, как правило, выполнены в узком диапазоне температур при давлениях, не превышающих 40...50 МПа. Исключение составляет относительно новая

работа Йонеды [8], в которой плотность исследовалась в диапазоне параметров 410...600 К и 10...200 МПа. Погрешность измерения составляет 0,11 %, а при высоких параметрах свыше 100 МПа и 450 К варьируется от 0,11 до 0,22 %. Согласно табл. 3 указанные данные описываются с отклонением, не превышающим 0,25 %.

Расчетные данные [6] в газовой фазе использовались только для контроля поверхности состояния и в обработку не включались. В свою очередь, данные в критической области [4, 5] описываются с отклонением 0,773 %.

Давление насыщенных паров метилциклогексана исследовалось в основном зарубежными авторами в узком диапазоне температур. Исключение составляют данные Мокбела [28], где нижний температурный предел исследования составил 214 К (погрешность измерения оценивается авторами в 0,2 % при давлениях

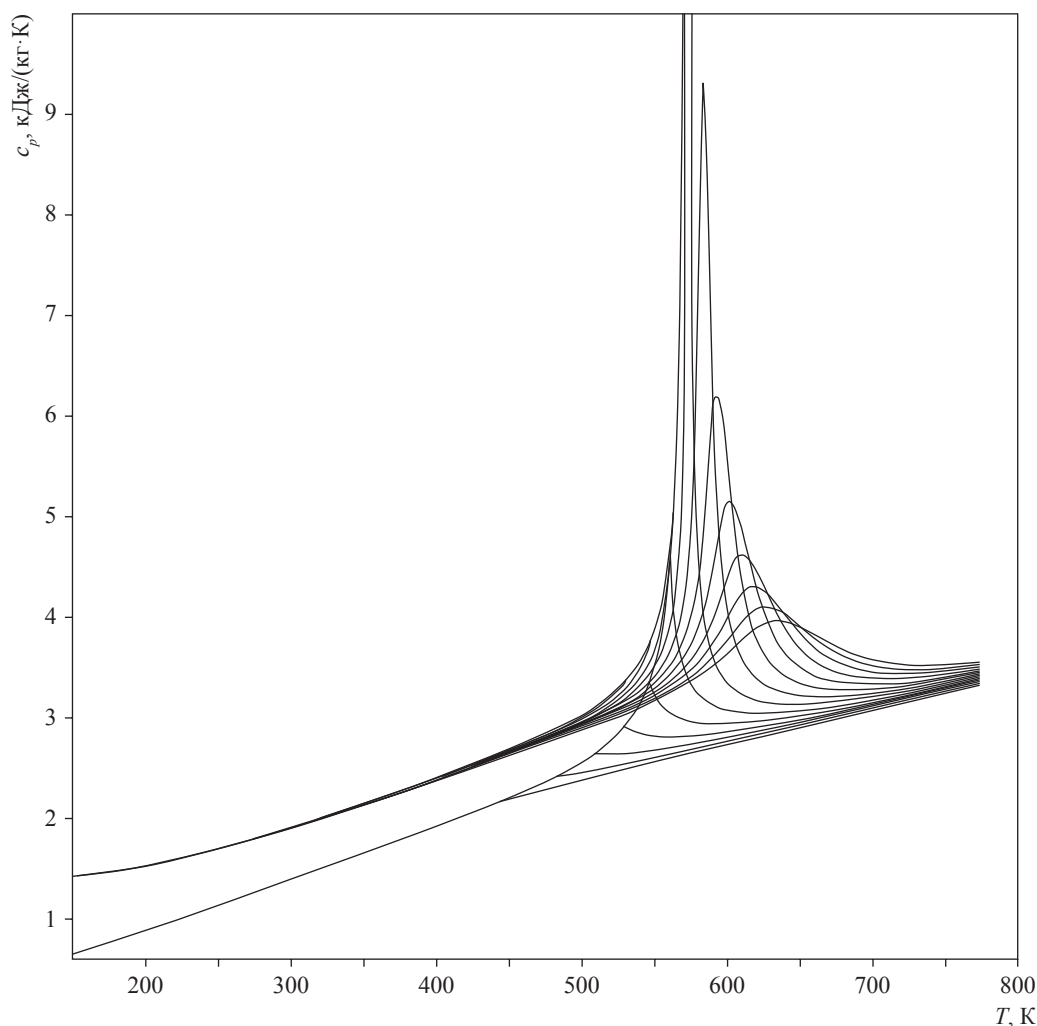


Рис. 6. Диаграмма «изобарная теплоемкость – температура» для метилциклогексана, рассчитанная по уравнению (1)

свыше 1 кПа и 1,0 % при более низких давлениях), а также данные Перейро [33], где верхний предел составляет 410 К (погрешность измерения давления паров не превышает 0,12 %). Указанные данные использовались как опорные при разработке уравнения состояния. Кроме этого, в обработку включались также данные из справочника под редакцией Татаевского [17], где измерения выполнены при высоких температурах, включая критическую область.

Для плотности насыщенной жидкой фазы имелись немногочисленные данные зарубежных авторов. При этом наблюдался недостаток данных в окрестности тройной точки. За основу были приняты данные Фрэнсиса [39] как наиболее широкодиапазонные. Для повышения устойчивости уравнения состояния в обработку включались расчетные данные, полученные по методике МГУ [3].

Изобарная теплоемкость исследовалась только при атмосферном давлении калориметрическим методом Дуслиным [43] и Хольцером [44]. Погрешность измерения составляла ~0,4 %, данные описываются (см. табл. 3) с отклонениями, близкими к экспериментальной погрешности [43, 44]. Для оценки поведения уравнения состояния в критической области к обработке также привлекались данные, полученные по теоретически обоснованным кроссоверным уравнениям состояния [4, 5].

Экспериментальные исследования скорости звука также немногочисленны и в основном выполнены при атмосферном давлении. Исключение составляет работа Такаги [45], в которой скорость звука исследована в диапазоне температур 283...343 К и при давлениях до 20 МПа с погрешностью, не превышающей 0,2 %. Точность описания скорости звука

новым уравнением состояния близка к экспериментальной погрешности и составляет 0,261 % (см. табл. 3).

Отклонения спрогнозированных по различным обобщенным методикам значений ТДС от рассчитанных по ФУС (см. табл. 3) свидетельствуют об их термодинамической согласованности и надежности. Несмотря на то что уравнение (1) разработано на достаточно ограниченном наборе данных, оно характеризуется хорошим экстраполяционным поведением. Это видно из диаграмм состояния, рассчитанных по разработанному уравнению состояния метилциклогексана (рис. 5 и 6).

На основе ограниченного массива гибридных данных разработано ФУС метилциклогексана, описывающее все ТДС с высокой точностью в диапазоне температур от тройной точки до 700 К при давлениях до 100 МПа. Расчетные значения ТДС получены в неисследованных областях параметров состояния

различными независимыми методами, прошедшими тщательную апробацию. Сравнение с этими данными позволяет сделать вывод об их высокой точности и термодинамической согласованности. Расчетные PVT-данные и $c_p pT$ -данные в критической области не использовались в оптимизационной процедуре при определении коэффициентов и показателей степени ФУС. При этом отклонения этих данных от значений, определенных по ФУС, соответствуют значениям, которые могли быть получены при использовании высокоточных экспериментальных данных в данной области параметров состояния. Таким образом, можно сделать обоснованный вывод о том, что новое ФУС метилциклогексана является надежным, устойчивым и обладает хорошим экстраполяционным поведением. Устойчивость уравнения подтверждается также диаграммами, показанными на рис. 5 и 6.

Работа выполнена при поддержке РФФИ, грант № 19-08-00135-а.

Список литературы

1. Frenkel M. NIST Standard Reference Database 103b: Thermo-Data Engine (TDE), Version 3.0 / M. Frenkel, R.D. Chirico, V. Diky, et al. – Gaithersburg: National Institute of Standards and Technology, Standard Reference Data Program, 2000.
2. Lemmon E.W. NIST Standard Reference Database 23: Reference Fluid Thermodynamic and Transport Properties-REFPROP, Version 9.1 / E.W. Lemmon, M.L. Huber, M.O. McLinden. – Gaithersburg: National Institute of Standards and Technology, Standard Reference Data Program, 2013.
3. Жидкие углеводороды и нефтепродукты / под ред. М.И. Шахпоронова, Л.П. Филиппова. – М.: МГУ, 1989. – 192 с.
4. Герасимов А.А. Обобщенное кроссоверное уравнение состояния в широкой окрестности критической точки / А.А. Герасимов, Б.А. Григорьев // ТВТ. – 1993. – Т. 31. – № 2. – С. 25.
5. Герасимов А.А. Новое обобщенное кроссоверное уравнение состояния в широкой окрестности критической точки / А.А. Герасимов // Известия КГТУ. – 2003. – № 3. – С. 30–37.
6. Lee B.I. A generalized thermodynamic correlation based on three-parameter corresponding states / B.I. Lee, M.G. Kesler // AIChE Journal. – 1975. – Т. 21. – № 3. – С. 510–527.
7. Керимов А.М. Экспериментальные значения плотности гексана-1, октана-1, циклогексана и метилциклогексана в зависимости от температуры и давления / А.М. Керимов, Т.А. Апаев // Теплофизические свойства веществ и материалов. – 1972. – № 5. – С. 26–46.
8. Yoneda Y. Density of methylcyclohexane at temperatures up to 600 K and pressures up to 200 MPa / Y. Yoneda, S. Sato, T. Matsumoto, et al. // Int. J. Thermophys. – 2017. – Т. 38. – С. 106–112.
9. Gouel P. Density of alkanes (C₆ to C₁₆), cycloalkanes and alkylbenzenes / P. Gouel // Bulletin – Centres de Recherches Exploration-Production Elf-Aquitaine. – 1978. – Т. 2. – С. 211–225.
10. Jonas J. Self-diffusion and viscosity of methylcyclohexane in the dense liquid region / J. Jonas, D. Hasha, S.G. Huang // J. Chem. Phys. – 1979. – Т. 71. – С. 3996–4000.

11. Holzapfel K. Volume and isothermal compressibility of some normal alkanes ($C_5 - C_{16}$) + 2,2,4-trimethylpentane / K. Holzapfel, G. Goetze, F. Kohler // *Int. DATA Ser., Sel. Data Mixtures, Ser. A.* – 1986. – C. 38–65.
12. Et-Tahir A. Determination of the viscosity of various hydrocarbons and mixtures of hydrocarbons versus temperature and pressure / A. Et-Tahir, C. Boned, B. Lagourette, et al. // *Int. J. Thermophys.* – 1995. – T. 16. – C. 1309–1334.
13. Baylaucq A. Measurements of the viscosity and density of three hydrocarbons and the three associated binary mixtures versus pressure and temperature / A. Baylaucq, C. Boned, P. Dauge, et al. // *Int. J. Thermophys.* – 1997. – T. 18. – C. 3–23.
14. Zeberg-Mikkelsen C.K. Viscosity and density measurements of binary mixtures composed of methylcyclohexane + cis-decalin versus temperature and pressure / C.K. Zeberg-Mikkelsen, M. Barrouhou, C. Boned // *Int. J. Thermophys.* – 2003. – T. 24. – C. 361–374.
15. Zeberg-Mikkelsen C.K. Density measurements under pressure for the binary system (ethanol plus methylcyclohexane) / C.K. Zeberg-Mikkelsen, L. Lugo, J. Fernandez // *J. Chem. Thermodyn.* – 2005. – T. 37. – C. 1294–1304.
16. Laesecke A. Density and speed of sound measurements of methyl- and propylcyclohexane / A. Laesecke, S.L. Outcalt, K. Brumback // *J. Energy Fuels.* – 2008. – T. 22. – C. 2629–2636.
17. Физико-химические свойства индивидуальных углеводородов (рекомендуемые значения): справочник / под ред. В.М. Татевского. – М.: Гостоптехиздат, 1960. – 412 с.
18. Willingham C.B. Vapor pressures and boiling points of some paraffin, alkylcyclopentane, alkylcyclohexane, and alkylbenzene hydrocarbons / C.B. Willingham, W.J. Taylor, J.M. Pignocco, et al. // *J. Res. Natl. Bur. Stand.* – 1945. – T. 35. – C. 219–244.
19. Nicolini E. Vapor densities and latent heats of vaporization of pure org. Liquids / E. Nicolini, P.C.R. Laffitte // *Hebd. Seances Acad. Sci.* – 1949. – T. 229. – C. 757–759.
20. Schneider G. Struktur und Stabilität von Schwermetallkomplexen basischer Aminosäuren mit und ohne Imidazolring / G. Schneider // *Z. Phys. Chem. (Munich).* – 1960. – T. 24. – C. 165–171.
21. Heady R.B. Experimental test of classical nucleation theory in a liquid–liquid miscibility gap system / R.B. Heady, J.W. Cahn // *J. Chem. Phys.* – 1973. – T. 58. – C. 896–910.
22. Bittrich H.-J. Die freie exzessenthalpie der binären system von cyclohexylamin und chlorcyclohexan mit benzol, cyclohexan und methylcyclohexan / H.-J. Bittrich, D. Klemm, D. Stephan // *Z. Phys. Chem. (Leipzig).* – 1975. – T. 256. – C. 465–477.
23. Diaz Pena M. Excess Gibbs free energies of mixtures of methylcyclohexane + o-xylene, + m-xylene, and + p-xylene at 348.15 K / M. Diaz Pena, A. Compostizo, A. Crespo Colin // *J. Chem. Thermodyn.* – 1979. – T. 11. – C. 447–452.
24. Diaz Pena, M. Liquid-vapor equilibria in binary systems formed by methylcyclohexane with chlorobenzene, fluorobenzene, and thiophene / M. Diaz Pena, A. Crespo Colin, A. Compostizo, et al. // *J. Chem. Eng. Data.* – 1980. – T. 25. – C. 17–21.
25. Palczewska-Tulinska M. Maximum-likelihood evaluation of Antoine equation constants for vapor pressures of morpholine, n-heptane, cyclohexane and methylcyclohexane / M. Palczewska-Tulinska, J. Cholinski, A. Szafranski, et al. // *Fluid Phase Equilib.* – 1983. – T. 11. – C. 233–243.
26. Castellari C. Vapor-liquid equilibrium, excess Gibbs energy and excess enthalpy of 1,3-dioxolane methylcyclohexane at 313,15 K / C. Castellari, R. Francesconi, F. Comelli, et al. // *J. Chem. Eng.* – 1988. – T. 66. – № 1. – C. 131–135.
27. Pividal K.A. Vapor-liquid equilibrium from infinite dilution activity coefficients: measurement and prediction of oxygenated fuel additives with alkanes / K.A. Pividal, C. Sterner, S.I. Sandler // *Fluid Phase Equilib.* – 1992. – T. 72. – C. 227–250.
28. Mokbel I. Vapor pressures of 12 alkylcyclohexanes, cyclopentane, butylcyclopentane and trans-decahydronaphthalene down to 0.5 Pa. Experimental results, correlation and prediction by an equation of state / I. Mokbel, E. Rauzy, H. Loiseleur, et al. // *Fluid Phase Equilib.* – 1995. – T. 108. – C. 103–120.
29. Wichterle I. Isothermal vapor-liquid equilibria in binary mixtures of cyclohexane and methylcyclohexane with n-alkyl (ethyl, propyl, or butyl) ethanoates (acetates) at temperatures from 335 to 370 K / I. Wichterle, J. Linek // *J. Edata: The International Electronic Journal of Physico-Chemical Data.* – 1996. – T. 2. – C. 60–66.
30. Loras S. Vapor-liquid equilibria for the binary systems of methylcyclohexane with 1-propanol, 2-propanol, 1-butanol, and 2-butanol at 101.3 kPa / S. Loras, J.B. Monton, F.J. Espana // *J. Chem. Eng. Data.* – 1997. – T. 42. – C. 914–918.

31. Martinez-Soria, V. Vapor-liquid equilibria for the binary systems tert-butyl alcohol + toluene, + isooctane, and + methylcyclohexane at 101.3 kPa / V. Martinez-Soria, M. Pilar Pena, J.B. Monton // *J. Chem. Eng. Data.* – 1999. – T. 44. – C. 148–151.
32. Segura H. Phase equilibria in the systems ethyl 1,1-dimethylethyl ether + methylcyclohexane, 2,2,4-trimethylpentane + methylcyclohexane, and ethyl 1,1-dimethylethyl ether + 2,2,4-trimethylpentane + methylcyclohexane at 94.00 kPa / H. Segura, R. Reich, G. Galido, et al. // *J. Chem. Eng. Data.* – 1999. – T. 44. – C. 912–917.
33. Pereiro A.B. Density, viscosity, and speed of sound of dialkyl carbonates with cyclopentane and methyl cyclohexane at several temperatures / A.B. Pereiro, A. Rodriguez, J. Canosa, et al. // *J. Chem. Eng. Data.* – 2004. – № 49. – C. 1392–1399.
34. Uno S. Determination and correlation of vapor-liquid equilibrium for binary systems consisting of close-boiling components / S. Uno, K. Kurihara, K. Ochi, et al. // *Fluid Phase Equilib.* – 2007. – T. 257. – C. 139–146.
35. Sapei E. Phase equilibria of binary systems of 3-methylthiophene with four different hydrocarbons / E. Sapei, P. Uusi-Kyyny, K.I. Keskinen, et al. // *Fluid Phase Equilib.* – 2010. – T. 288. – C. 155–160.
36. Ahitan S. Bubble pressure measurement and prediction for n-hexadecane and n-eicosane + cyclohexane, methylcyclohexane, and ethylcyclohexane binary mixtures from 303.15 to 393.15 K / S. Ahitan, J.M. Shaw // *J. Chem. Eng. Data.* – 2018. – T. 63. – C. 1797–1809.
37. Massart L. Methods and apparatus in use at the bureau of physical-chemical scales: ix experimental research on the variation of density as a function of the temperature for a series of ten hydrocarbons / L. Massart // *Bull. Soc. Chim. Belg.* – 1936. – T. 45. – C. 76.
38. Garrett A.B. Scientific report / A.B. Garrett; Ohio State Univ. // *Am. Pet. Inst. Res. Proj.* – 1944. – № 45.
39. Francis A.W. Pressure-temperature-liquid density relations of pure hydrocarbons / A.W. Francis // *Ind. Eng. Chem.* – 1957. – T. 49. – C. 1779–1785.
40. Christopher P.M. The densities of methylcyclohexane-n-heptane mixtures / P.M. Christopher, W.L.S. Laukhuf, C.A. Plank // *J. Chem. Eng. Data.* – 1976. – T. 21. – C. 443–445.
41. Parks G.S. Thermal data on organic compounds. IX: A study of the effect of unsaturation on the heat capacities, entropies and free energies of some hydrocarbons and other compounds / G.S. Parks, H.M. Huffman // *J. Am. Chem. Soc.* – 1930. – T. 52. – C. 4381–4391.
42. Becker L. Measurement of heat capacities for nine organic substances by tian-calvet calorimetry / L. Becker, O. Aufderhaar, J. Gmehling // *J. Chem. Eng. Data.* – 2000. – T. 45. – C. 661–664.
43. Douslin D.R. The heat capacities, heats of transition, heats of fusion and entropies of cyclopentane, methylcyclopentane and mmthylcyclohexane / D.R. Douslin, H.M. Huffman // *J. Am. Chem. Soc.* – 1946. – T. 68. – C. 173–176.
44. Holzhauer J.K. Temperature dependence of excess thermodynamic properties of n-heptane-toluene, methylcyclohexane-toluene, and n-heptane-methylcyclohexane systems / J.K. Holzhauer, W.T. Ziegler // *J. Phys. Chem.* – 1975. – T. 79. – C. 590–604.
45. Takagi T. Speed of sound in liquid cyclic alkanes at temperatures between (283 and 343) K and pressures up to 20 MPa / T. Takagi, T. Sakura, H.J.R. Guedes // *J. Chem. Thermodyn.* – 2002. – T. 34. – C. 1943–1957.
46. Prak D.J.L. Densities, viscosities, speeds of sound, bulk moduli, surface tensions, and flash points of binary mixtures of ethylcyclohexane or methylcyclohexane with n-dodecane or n-hexadecane at 0.1 MPa / D.J.L. Prak, A.L. Mungan, J.S. Cowart, et al. // *J. Chem. Eng. Data.* – 2018. – T. 63. – C. 1642–1656.

Thermodynamic properties of the components of natural hydrocarbon systems. Methylcyclohexane

A.A. Gerasimov¹, I.S. Aleksandrov^{1*}, B.A. Grigoryev²

¹ Kaliningrad State Technical University, Bld. 1, Sovetskiy prospekt, Kaliningrad, 236022, Russian Federation.

² Gazprom VNIIGAZ LLC, Bld. 1, Estate 15, Proyektiruemyy proezd no. 5537, Razvilka village, Leninskiy district, Moscow Region, 142717, Russian Federation.

* E-mail: alexandrov_kgrd@mail.ru

Abstract. The demand for development of a fundamental equation of state for methylcyclohexane, which is a representative of naphthenic hydrocarbons, is shown. This specified equation of state is necessary both for

calculating the thermodynamic properties, and for modeling the phase equilibria of gas condensate systems containing methylcyclohexane.

Published data on the thermodynamic properties of methylcyclohexane are collected and critically analyzed. Based on the analysis, it was found that only the liquid phase was experimentally investigated at temperatures up to 600 K. To increase stability of the equation in regions lacking the experimental data, the calculated data were included in the fitting process. In this case, well-tested generalized calculation methods developed in the framework of the theory of thermodynamic similarity were used. Based on a hybrid array of experimental and calculated data, the fundamental equation of state of methylcyclohexane was obtained by means of the random search method. The equation is applicable in the temperature range from a triple point to 700 K at pressures up to 100 MPa. The presented equation of state describes the reduced Helmholtz potential and takes the reduced density and reduced temperature as variables. The functional form of the equation contains five polynomial terms, five exponential terms and three Gauss terms. The proposed equation satisfies the critical conditions, the Maxwell rule, the rectilinear diameter rule, and physically correctly describes the ideal curves and the curvature of the thermodynamic potential derivatives. The average absolute deviations of properties are: $\pm 0,4\%$ for saturated vapor pressure; $\pm 0,25\%$ for liquid phase density including saturation line; $\pm 1,1\%$ for gas phase density; $\pm 0,9\%$ for isobaric heat capacity in liquid phase including saturation line; $\pm 2,0\%$ for isobaric heat capacity in vapor phase; $\pm 0,3\%$ for speed of sound in liquid phase.

Keywords: equation of state, density, temperature, pressure, heat capacity, thermodynamic potential.

References

1. FRENKEL, M., R.D. CHIRICO, V. DIKY, et al. *NIST Standard Reference Database 103b: Thermo-Data Engine (TDE), Version 3.0*. Gaithersburg, USA: National Institute of Standards and Technology, Standard Reference Data Program, 2000.
2. LEMMON, E.W., M.L. HUBER, M.O. MCLINDEN. *NIST Standard Reference Database 23: Reference Fluid Thermodynamic and Transport Properties-REFPROP, Version 9.1*. Gaithersburg, USA: National Institute of Standards and Technology, Standard Reference Data Program, 2013.
3. SHAKHPORONOVA, M.I., L.P. FILIPPOVA (eds.). *Liquid hydrocarbons and oil products* [Zhidkiye uglevodorody i nefteprodukty]. Moscow: Moscow State University, 1989. (Russ.).
4. GERASIMOV, A.A., B.A. GRIGORYEV. Generalized crossover equation of state in wide vicinity of a critical point [Obobshchennoye krossovernoye uravneniye v shirokoy okrestnosti kriticheskoy tochki]. *Teplofizika Vysokikh Temperatur*. 1993, vol. 31, no. 2, p. 25. ISSN 0040-3644. (Russ.).
5. GERASIMOV, A.A. A new generalized crossover equation of state in wide vicinity of a critical point [Novoye obobshchennoye krossovernoye uravneniye v shirokoy okrestnosti kriticheskoy tochki]. *Izvestiya KGTU*. 2003, no. 3, pp. 30–37. ISSN 1997-3071. (Russ.).
6. LEE, B.I., M.G. KESLER. A generalized thermodynamic correlation based on three-parameter corresponding states. *AIChE Journal*, 1975, vol. 21, no. 3, pp. 510–527. ISSN 0001-1541.
7. KERIMOV, A.M., T.A. APAYEV. Experimental values of density for hexene-1, octene-1, cyclohexane, and methylcyclohexane at various temperatures and pressures [Eksperimentalnyye znacheniya plotnosti geksana-1, oktana-1, tsyklogeksana i metiltsyklogeksana v zavisimosti ot temperatury i davleniya]. *Teplofizicheskiye Svoystva Veshchestv i Materialov*, 1972, no. 5, pp. 26–46. (Russ.).
8. YONEDA, Y., S. SATO, T. MATSUMOTO, et al. Density of methylcyclohexane at temperatures up to 600 K and pressures up to 200 MPa. *Int. J. Thermophys*, 2017, vol. 38, pp. 106–112. ISSN 0195-928X.
9. GOUEL, P. Density of alkanes (C₆ to C₁₆), cycloalkanes and alkylbenzenes. *Bulletin – Centres de Recherches Exploration-Production Elf-Aquitaine*. 1978, vol. 2, pp. 211–225. ISSN 0396-2687.
10. JONAS, J., D. HASHA, S.G. HUANG. Self-diffusion and viscosity of methylcyclohexane in the dense liquid region. *J. Chem. Phys.* 1979, vol. 71, pp. 3996–4000. ISSN 0021-9606.
11. HOLZAPFEL, K., G. GOETZE, F. KOHLER. Volume and isothermal compressibility of some normal alkanes (C₅–C₁₆) + 2,2,4-trimethylpentane. *Int. DATA Ser., Sel. Data Mixtures, Ser. A*, 1986, pp. 38–65. ISSN 0147-1503.
12. ET-TAHIR, A., C. BONED, B. LAGOURETTE, et al. Determination of the viscosity of various hydrocarbons and mixtures of hydrocarbons versus temperature and pressure. *Int. J. Thermophys.*, 1995, vol. 16, pp. 1309–1334. ISSN 0195-928X.
13. BAYLAUCQ, A., C. BONED, P. DAUGE, et al. Measurements of the viscosity and density of three hydrocarbons and the three associated binary mixtures versus pressure and temperature. *Int. J. Thermophys.*, 1997, vol. 18, pp. 3–23. ISSN 0195-928X.
14. ZEBERG-MIKKELSEN, C.K., M. BARROUHO, C. BONED. Viscosity and density measurements of binary mixtures composed of methylcyclohexane + cis-decalin versus temperature and pressure. *Int. J. Thermophys.*, 2003, vol. 24, pp. 361–374. ISSN 0195-928X.
15. ZEBERG-MIKKELSEN, C.K., L. LUGO, J. FERNANDEZ. Density measurements under pressure for the binary system (ethanol plus methylcyclohexane). *J. Chem. Thermodyn.*, 2005, vol. 37, pp. 1294–1304. ISSN 0021-9614.
16. LAESECKE, A., S.L. OUTCALT, K. BRUMBACK. Density and speed of sound measurements of methyl- and propylcyclohexane. *J. Energy Fuels*, 2008, vol. 22, pp. 2629–2636. ISSN 0887-0624.

17. TATAYEVSKIY, V.M. (ed.). *Physical-chemical properties of individual hydrocarbons (recommended values)* [Fiziko-khimicheskiye svoystva individualnykh uglevodorodov (rekomentuyemye znacheniya)]: ref. book. Moscow: Gostoptekhizdat, 1960. (Russ.).
18. WILLINGHAM, C.B., W.J. TAYLOR, J.M. PIGNOCCO, et al. Vapor pressures and boiling points of some paraffin, alkylcyclopentane, alkylcyclohexane, and alkylbenzene hydrocarbons. *J. Res. Natl. Bur. Stand.* 1945, vol. 35, pp. 219 – 244. ISSN 0091-0635.
19. NICOLINI, E., P.C.R. LAFFITTE. Vapor densities and latent heats of vaporization of pure org. Liquids. *Hebd. Seances Acad. Sci.* 1949, vol. 229, pp. 757–759.
20. SCHNEIDER, G. Struktur und Stabilität von Schwermetallkomplexen basischer Aminosäuren mit und ohne Imidazolring. *Z. Phys. Chem. (Munich)*. 1960, vol. 24, pp. 165–171. ISSN 0942-9352. (Germ.).
21. HEADY, R.B., J.W. CAHN. Experimental test of classical nucleation theory in a liquid–liquid miscibility gap system. *J. Chem. Phys.* 1973, vol. 58, pp. 896–910. ISSN 0021-9606.
22. BITTRICH, H.-J., D. KLEMM, D. STEPHAN. Die freie exzessenthalpie der binaeren system von cyclohexylamin und chlorcyclohexan mit benzol, cyclohexan und methylcyclohexan. *Z. Phys. Chem. (Leipzig)*. 1975, vol. 256, pp. 465–477. ISSN 0942-9352. (Germ.).
23. DIAZ PENA, M., A. COMPOSTIZO, A. CRESPO COLIN. Excess Gibbs free energies of mixtures of methylcyclohexane + o-xylene, + m-xylene, and + p-xylene at 348.15 K. *J. Chem. Thermodyn.*, 1979, vol. 11, pp. 447–452. ISSN 0021-9614.
24. DIAZ PENA, M., A. CRESPO COLIN, A. COMPOSTIZO, et al. Liquid-vapor equilibria in binary systems formed by methylcyclohexane with chlorobenzene, fluorobenzene, and thiophene. *J. Chem. Eng. Data*, 1980, vol. 25, pp. 17–21. ISSN 0021-9568.
25. PALCZEWSKA-TULINSKA, M., J. CHOLINSKI, A. SZAFRANSKI, et al. Maximum-likelihood evaluation of antoine equation constants for vapor pressures of morpholine, n-heptane, cyclohexane and methylcyclohexane. *Fluid Phase Equilib.*, 1983, vol. 11, pp. 233–243. ISSN 0378-3812.
26. CASTELLARI, C., R. FRANCESCO, F. COMELLI, et al. Vapor-liquid equilibrium, excess Gibbs energy and excess enthalpy of 1,3-dioxolane methylcyclohexane at 313,15 K. *Can. J. Chem. Eng.*, 1988, vol. 66, no. 1, pp. 131–135. ISSN 0008-4034.
27. PIVIDAL, K.A., C. STERNER, S.I. SANDLER. Vapor-liquid equilibrium from infinite dilution activity coefficients: measurement and prediction of oxygenated fuel additives with alkanes. *Fluid Phase Equilib.*, 1992, vol. 72, pp. 227–250. ISSN 0378-3812.
28. MOKBEL, I., E. RAUZY, H. LOISELEUR, et al. Vapor pressures of 12 alkylcyclohexanes, cyclopentane, butylcyclopentane and trans-decahydronaphthalene down to 0.5 Pa. Experimental results, correlation and prediction by an equation of state. *Fluid Phase Equilib.*, 1995, vol. 108, pp. 103–120. ISSN 0378-3812.
29. WICHTERLE, I., J. LINEK. Isothermal vapor-liquid equilibria in binary mixtures of cyclohexane and methylcyclohexane with n-alkyl (ethyl, propyl, or butyl) ethanoates (acetates) at temperatures from 335 to 370 K. *Eldata: The International Electronic Journal of Physico-Chemical Data*, 1996, vol. 2, pp. 60–66. ISSN 1265-1532.
30. LORAS, S., J.B. MONTON, F.J. ESPANA. Vapor-liquid equilibria for the binary systems of methylcyclohexane with 1-propanol, 2-propanol, 1-butanol, and 2-butanol at 101.3 kPa. *J. Chem. Eng. Data*, 1997, vol. 42, pp. 914–918. ISSN 0021-9568.
31. MARTINEZ-SORIA, V., M. PILAR PENA, J.B. MONTON. Vapor-liquid equilibria for the binary systems tert-butyl alcohol + toluene, + isooctane, and + methylcyclohexane at 101.3 kPa. *J. Chem. Eng. Data*, 1999, vol. 44, pp. 148–151. ISSN 0021-9568.
32. SEGURA, H., R. REICH, G. GALIDO, et al. Phase equilibria in the systems ethyl 1,1-dimethylethyl ether + methylcyclohexane, 2,2,4-trimethylpentane + methylcyclohexane, and ethyl 1,1-dimethylethyl ether + 2,2,4-trimethylpentane + methylcyclohexane at 94.00 kPa. *J. Chem. Eng. Data*, 1999, vol. 44, pp. 912–917. ISSN 0021-9568.
33. PEREIRO, A.B., A. RODRIGUEZ, J. CANOSA, et al. Density, viscosity, and speed of sound of dialkyl carbonates with cyclopentane and methyl cyclohexane at several temperatures. *J. Chem. Eng. Data*, 2004, no. 49, pp. 1392–1399. ISSN 0021-9568.
34. UNO, S., K. KURIHARA, K. OCHI, et al. Determination and correlation of vapor-liquid equilibrium for binary systems consisting of close-boiling components. *Fluid Phase Equilib.*, 2007, vol. 257, pp. 139–146. ISSN 0378-3812.
35. SAPEI, E., P. UUSI-KYYNY, K.I. KESKINEN, et al. Phase equilibria of binary systems of 3-methylthiophene with four different hydrocarbons. *Fluid Phase Equilib.*, 2010, vol. 288, pp. 155–160. ISSN 0378-3812.
36. AHITAN, S., J.M. SHAW. Bubble pressure measurement and prediction for n-hexadecane and n-eicosane + cyclohexane, methylcyclohexane, and ethylcyclohexane binary mixtures from 303.15 to 393.15 K. *J. Chem. Eng. Data*, 2018, vol. 63, pp. 1797–1809. ISSN 0021-9568.
37. MASSART, L. Methods and apparatus in use at the bureau of physical-chemical scales: ix experimental research on the variation of density as a function of the temperature for a series of ten hydrocarbons. *Bull. Soc. Chim. Belg.*, 1936, vol. 45, pp. 76. ISSN 0037-9646.
38. GARRETT, A.B. Scientific report. OHIO STATE UNIV. *Am. Pet. Inst. Res. Proj.*, 1944, no. 45.

39. FRANCIS, A.W. Pressure-temperature-liquid density relations of pure hydrocarbons. *Ind. Eng. Chem.*, 1957, vol. 49, pp. 1779–1785. ISSN 1226-086X.
40. CHRISTOPHER, P.M., W.L.S. LAUKHUF, C.A. PLANK. The densities of methylcyclohexane-n-heptane mixtures. *J. Chem. Eng. Data*, 1976, vol. 21, pp. 443–445. ISSN 0021-9568.
41. PARKS, G.S., H.M. HUFFMAN. Thermal data on organic compounds. IX: A study of the effect of unsaturation on the heat capacities, entropies and free energies of some hydrocarbons and other compounds. *J. Am. Chem. Soc.*, 1930, vol. 52, pp. 4381–4391. ISSN 0002-7863.
42. BECKER, L., O. AUFDERHAAR, J. GMEHLING. Measurement of heat capacities for nine organic substances by tian-calvet calorimetry. *J. Chem. Eng. Data*. 2000, vol. 45, pp. 661–664. ISSN 0021-9568.
43. DOUSLIN, D.R., H.M. HUFFMAN. The heat capacities, heats of transition, heats of fusion and entropies of cyclopentane, methylcyclopentane and mmthylcyclohexane. *J. Am. Chem. Soc.*, 1946, vol. 68, pp. 173–176. ISSN 0002-7863.
44. HOLZHAUER, J.K., W.T. ZIEGLER. Temperature dependence of excess thermodynamic properties of n-heptane-toluene, methylcyclohexane-toluene, and n-heptane-methylcyclohexane systems. *J. Phys. Chem.*, 1975, vol. 79, pp. 590–604. ISSN 0022-3654.
45. TAKAGI, T., T. SAKURA, H.J.R. GUEDES. Speed of sound in liquid cyclic alkanes at temperatures between (283 and 343) K and pressures up to 20 MPa. *J. Chem. Thermodyn.*, 2002, vol. 34, pp. 1943–1957. ISSN 0021-9614.
46. PRAK, D.J.L., A.L. MUNGAN, J.S. COWART, et al. Densities, viscosities, speeds of sound, bulk moduli, surface tensions, and flash points of binary mixtures of ethylcyclohexane or methylcyclohexane with n-dodecane or n-hexadecane at 0.1 MPa. *J. Chem. Eng. Data*, 2018, vol. 63, pp. 1642–1656. ISSN 0021-9568.

Сведения об авторах

<i>Александров Игорь Станиславович</i>	к.т.н., заведующий кафедрой теплогазоснабжения и вентиляции Калининградского государственного технического университета. Тел.: +7(4012)56-48-13. E-mail: alexandrov_kgrd@mail.ru
<i>Алексеев Иван Николаевич</i>	инженер 2 категории Лаборатории промышленной безопасности Корпоративного научно-технического центра управления техническим состоянием и целостностью производственных объектов ООО «Газпром ВНИИГАЗ». Тел.: +7(966)357-51-41. E-mail: I_Alexeev@vniigaz.gazprom.ru
<i>Алипов Андрей Васильевич</i>	к.ф.-м.н., начальник Расчетно-аналитического отдела ООО «НПК Изотермик». Тел.: +7(985)928-48-27. E-mail: isotermik@yandex.ru
<i>Бочков Александр Владимирович</i>	к.т.н., начальник Отдела ранжирования объектов контроля Администрации ООО «Газпром газнадзор». Тел.: +7(916)234-40-32. E-mail: a.bochkov@gmail.com
<i>Васильев Владимир Валерьевич</i>	заместитель начальника отдела ПАО «Газпром». Тел.: +7(812)413-72-49. E-mail: v.v.vasilyev@adm.gazprom.ru
<i>Волохина Алла Тагировна</i>	д.т.н., профессор кафедры промышленной безопасности и защиты окружающей среды РГУ нефти и газа (НИУ) им. И.М. Губкина. Тел.: +7(916)811-60-18. E-mail: alla_volohina@mail.ru
<i>Волынец Игорь Григорьевич</i>	к.т.н., главный инженер ООО «Газпром ВНИИГАЗ». Тел.: +7(498)657-42-06. E-mail: I_Volynets@vniigaz.gazprom.ru
<i>Гамера Юрий Васильевич</i>	к.ф.-м.н., ведущий научный сотрудник Лаборатории техногенных рисков и промышленной безопасности Центра управления рисками, повышения устойчивости функционирования и промышленной безопасности ООО «Газпром ВНИИГАЗ». Тел.: +7(498)657-42-06. E-mail: Y_Gamera@vniigaz.gazprom.ru
<i>Герасимов Анатолий Алексеевич</i>	д.т.н., профессор кафедры теплогазоснабжения и вентиляции Калининградского государственного технического университета. Тел.: +7(4012)56-48-13. E-mail: anatoliy.gerasimov@klgtu.ru
<i>Глебова Елена Витальевна</i>	д.т.н., профессор, заведующая кафедрой промышленной безопасности и защиты окружающей среды РГУ нефти и газа (НИУ) им. И.М. Губкина. Тел.: +7(903)743-79-09. E-mail: elena.glebova50@mail.ru
<i>Горбачев Станислав Прокофьевич</i>	д.т.н., профессор, главный научный сотрудник Центра использования газа ООО «Газпром ВНИИГАЗ». Тел.: +7(498)657-42-05. E-mail: S_Gorbachev@vniigaz.gazprom.ru
<i>Горлова Алина Юрьевна</i>	ведущий специалист ООО «Газпром ВНИИГАЗ». Тел.: +7(498)657-42-06. E-mail: A_Gorlova@vniigaz.gazprom.ru
<i>Григорьев Борис Афанасьевич</i>	чл.-корр. РАН, д.т.н., профессор, начальник Отдела ученого совета ООО «Газпром ВНИИГАЗ». Тел.: +7(498)657-41-73. E-mail: gba_41@mail.ru

<i>Грыб Руслан Ярославович</i>	заведующий отделом ООО «НИИГазэкономика». Тел.: +7(495)719-21-28. E-mail: R.Gryb@econom.gazprom.ru
<i>Долгов Сергей Иванович</i>	к.т.н., заместитель начальника Центра перспективного развития и эффективности технологий ООО «Газпром ВНИИГАЗ». Тел.: + 7(498)657-47-46. E-mail: side@mail.ru
<i>Домашенко Анатолий Митрофанович</i>	к.т.н., старший научный сотрудник, главный специалист по направлению ПАО «Криогенмаш». Тел.: +7(495)505-93-33. E-mail: domashenko@cryogenmash.ru
<i>Кисленко Николай Анатольевич</i>	начальник департамента ПАО «Газпром», генеральный директор ООО «НИИГазэкономика». Тел.: +7(495)719-84-26. E-mail: n.kislenko@adm.gazprom.ru
<i>Клеблеев Тимур Ильдарович</i>	начальник Конструкторского отдела АО «НПП Криосервис». Тел.: +7(495)940-79-55. E-mail: klebleev@cryoservice.ru
<i>Коломыцев Артур Владимирович</i>	ведущий инженер ООО «НПК Изотермик». Тел.: +7(985)928-48-27. E-mail: isotermik@yandex.ru
<i>Кочуева Ольга Николаевна</i>	к.т.н., доцент кафедры прикладной математики и компьютерного моделирования РГУ нефти и газа (НИУ) им. И.М. Губкина. Тел.: +7(916)189-12-45. E-mail: olgakoch@mail.ru
<i>Маянц Юрий Анатольевич</i>	к.т.н., начальник Корпоративного научно-технического центра технологии строительства ООО «Газпром ВНИИГАЗ». Тел.: +7(498)657-42-06. E-mail: Y_Mayants@vniigaz.gazprom.ru
<i>Овчаров Сергей Викторович</i>	к.т.н., начальник Лаборатории техногенных рисков и промышленной безопасности Центра управления рисками, повышения устойчивости функционирования и промышленной безопасности ООО «Газпром ВНИИГАЗ». Тел.: +7(498)657-42-06. E-mail: Ovcharov_Serg@mail.ru
<i>Онищенко Дмитрий Арсеньевич</i>	к.ф.-м.н., начальник Лаборатории геотехники морских сооружений и инженерных изысканий Корпоративного научно-технического центра освоения морских нефтегазовых ресурсов ООО «Газпром ВНИИГАЗ», старший научный сотрудник Лаборатории механики прочности и разрушения материалов и конструкций ФГБУН «Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН». Тел.: +7(498)657-46-45. E-mail: D_Onishchenko@vniigaz.gazprom.ru
<i>Петрова Юлия Юрьевна</i>	к.ф.-м.н., заместитель начальника Лаборатории техногенных рисков и промышленной безопасности Центра управления рисками, повышения устойчивости функционирования и промышленной безопасности ООО «Газпром ВНИИГАЗ». Тел.: +7(498)657-42-06. E-mail: Y_Petrova@vniigaz.gazprom.ru
<i>Погодаева Анастасия Эдуардовна</i>	аспирант кафедры промышленной безопасности и защиты окружающей среды РГУ нефти и газа (НИУ) им. И.М. Губкина. Тел.: +7(915)326-26-16. E-mail: pogodaeva2201@mail.ru
<i>Пожидаяев Евгений Васильевич</i>	главный специалист Лаборатории гражданской защиты Центра перспективного развития и эффективности технологий ООО «Газпром ВНИИГАЗ». Тел.: +7(498)657-43-55. E-mail: E_Pozhidayev@vniigaz.gazprom.ru

<i>Прудников Игорь Анатольевич</i>	начальник отдела ПАО «Газпром». Тел.: +7(812)413-72-23. E-mail: i.prudnikov@adm.gazprom.ru
<i>Сафонов Владимир Сергеевич</i>	д.т.н., профессор, главный научный сотрудник Центра перспективного развития и эффективности технологий ООО «Газпром ВНИИГАЗ». Тел.: +7(915)481-25-52. E-mail: saf_safety@mail.ru
<i>Симонов Иван Иванович</i>	главный специалист ООО «НПК Изотермик». Тел.: +7(985)928-48-27. E-mail: isotermik@yandex.ru
<i>Соколова Наталья Александровна</i>	заместитель директора центра ООО «НИИГазэкономика». Тел.: +7 (495) 719-12-16. E-mail: n.isaeva@econom.gazprom.ru
<i>Стурейко Игорь Олегович</i>	к.ф.-м.н., заместитель директора Центра системного анализа и развития ЕСТ ООО «НИИГазэкономика». Тел.: +7(964)505-11-15. E-mail: i.sturyko@econom.gazprom.ru
<i>Сулейманов Владимир Алекперович</i>	заместитель начальника Лаборатории внутрипромышленного транспорта газа Центра добычи газа ООО «Газпром ВНИИГАЗ», доцент кафедры освоения морских нефтегазовых месторождений РГУ нефти и газа (НИУ) им. И.М. Губкина. Тел.: +7(498)657-40-26. E-mail: V_Suleumanov@vniigaz.gazprom.ru
<i>Сухарев Михаил Григорьевич</i>	д.т.н., профессор кафедры прикладной математики и компьютерного моделирования РГУ нефти и газа (НИУ) им. И.М. Губкина. Тел.: +7(916)651-89-98. E-mail: mgsukharev@mail.ru
<i>Терехов Алексей Леонидович</i>	д.т.н., главный научный сотрудник Отдела ученого совета ООО «Газпром ВНИИГАЗ». Тел.: +7(985)810-64-01. E-mail: te.tere.terehov@yandex.ru
<i>Ханухов Ханух Михайлович</i>	д.т.н., чл.-корр. АИН РФ, генеральный директор ООО «НПК Изотермик». Тел.: +7(985)928-48-27. E-mail: khanukhov48@gmail.com
<i>Чернобров Алексей Ринатович</i>	начальник Лаборатории неразрушающего контроля ООО «НПК Изотермик». Тел.: +7(985)928-48-27. E-mail: isotermik@yandex.ru
<i>Четвертухин Никита Вячеславович</i>	заместитель генерального директора ООО «НПК Изотермик». Тел.: +7(985)928-48-27. E-mail: isotermik@yandex.ru
<i>Ягупова Людмила Викторовна</i>	научный сотрудник ООО «Газпром ВНИИГАЗ». Тел.: +7(498)657-42-06. E-mail: L_Yagupova@vniigaz.gazprom.ru

Information about the authors

<i>Aleksandrov Igor Stanislavovich</i>	candidate of engineering, head of the Heat and gas supply and ventilation chair at the Kaliningrad State Technical University. Tel.: +7(4012)56-48-13. E-mail: alexandrov_kgrd@mail.ru
<i>Alekseyev Ivan Nikolayevich</i>	engineer of the 2 nd category in the Laboratory for industrial security at the Corporate scientific-research center for control of technical status and integrity of industrial facilities at the Gazprom VNIIGAZ LLC. Tel.: +7(966)357-51-41. E-mail: I_Alexeev@vniigaz.gazprom.ru
<i>Alipov Andrey Vasilyevich</i>	candidate of physics and mathematics, head of the Division for computational analysis at the NPK Izotermik LLC. Tel.: +7(985)928-48-27. E-mail: isotermik@yandex.ru
<i>Bochkov Aleksandr Vladimirovich</i>	candidate of engineering, head of the Division for ranking controlled objects at the Administration of the Gazprom Gaznadzor LLC. Tel.: +7(916)234-40-32. E-mail: a.bochkov@gmail.com
<i>Chernobrov Aleksy Rinatovich</i>	head of the Laboratory for nondestructive control at the NPK Izotermik LLC. Tel.: +7(985)928-48-27. E-mail: isotermik@yandex.ru
<i>Chetvertukhin Nikita Vyacheslavovich</i>	deputy general director of the NPK Izotermik LLC. Tel.: +7(985)928-48-27. E-mail: isotermik@yandex.ru
<i>Dolgov Sergey Ivanovich</i>	candidate of engineering, deputy head of the Center for advanced development and efficacy of technologies at the Gazprom VNIIGAZ LLC. Tel.: + 7(498)657-47-46. E-mail: side@mail.ru
<i>Domashenko Anatoliy Mitrofanovich</i>	candidate of engineering, senior research associate, chief specialist on a discipline of the Kriogenmash PJSC. Tel.: +7(495)505-93-33. E-mail: domashenko@cryogenmash.ru
<i>Gamera Yuriy Vasilyevich</i>	candidate of physics and mathematics, leading research associate in the Laboratory for man-caused risks and industrial safety of the Center for risk management, improvement of operation stability and industrial safety at Gazprom VNIIGAZ LLC. Tel.: +7(498)657-42-06. E-mail: Y_Gamera@vniigaz.gazprom.ru
<i>Gerasimov Anatoliy Alekseyevich</i>	doctor of engineering, professor of the Heat and gas supply and ventilation chair at the Kaliningrad State Technical University. Tel.: +7(4012)56-48-13 E-mail: anatoliy.gerasimov@klgtu.ru
<i>Glebova Yelena Vitalyevna</i>	doctor of engineering, professor, head of the Chair for industrial security and environmental protection at the National University of Oil and Gas "Gubkin University". Tel.: +7(903)743-79-09. E-mail: elena.glebova50@mail.ru
<i>Gorbachev Stanislav Prokofyevich</i>	doctor of engineering, professor, chief research associate in the Center for gas applications at the Gazprom VNIIGAZ LLC. Tel.: +7(498)657-42-05. E-mail: S_Gorbachev@vniigaz.gazprom.ru
<i>Gorlova Alina Yuryevna</i>	leading specialist at the Gazprom VNIIGAZ LLC. Tel.: +7(498)657-42-06. E-mail: A_Gorlova@vniigaz.gazprom.ru
<i>Grigoryev Boris Afanasyevich</i>	doctor of engineering, associate member of RAS, professor, head of the Academic Board division at the Gazprom VNIIGAZ LLC. Tel.: +7(498)657-41-73. E-mail: gba_41@mail.ru
<i>Gryb Ruslan Yaroslavovich</i>	head of a division at the NIIGazekonomika LLC. Tel.: +7(495)719-21-28. E-mail: R.Gryb@econom.gazprom.ru

<i>Khanukhov Khanukh Mikhaylovich</i>	doctor of engineering, correspondent member of Russian Academy of Engineering, general director of the NPK Izotermik LLC. Tel.: +7(985)928-48-27. E-mail: khanukhov48@gmail.com
<i>Kislenko Nikolay Anatolyevich</i>	head of a department at the Gazprom PJSC, general director of the NIIGazekonomika LLC. Tel.: +7(495)719-84-26. E-mail: n.kislenko@adm.gazprom.ru
<i>Klebleyev Timur Ildarovich</i>	head of the Design division at the Research and production enterprise "Cryoservice" JSC. Tel.: +7(495)940-79-55. E-mail: klebleev@cryoservice.ru
<i>Kochuyeva Olga Nikolayevna</i>	candidate of engineering, assistant professor of the Chair for applied mathematics and computer simulation at National University of Oil and Gas "Gubkin University". Tel.: +7(916)189-12-45. E-mail: olgakoch@mail.ru
<i>Kolomytsev Artur Vladimirovich</i>	leading engineer at the NPK Izotermik LLC. Tel.: +7(985)928-48-27. E-mail: isotermik@yandex.ru
<i>Mayants Yuriy Anatolyevich</i>	candidate of engineering, head of the Corporate scientific-research center for construction technologies at the Gazprom VNIIGAZ LLC. Tel.: +7(498)657-42-06. E-mail: Y_Mayants@vniigaz.gazprom.ru
<i>Onishchenko Dmitriy Arsenyevich</i>	candidate of physics and mathematics, head of the Laboratory for geotechnics of marine facilities and engineering surveys of the Corporate scientific and technical center for development of marine oil-and-gas resources at the Gazprom VNIIGAZ LLC, senior research associate at the A. Yu. Ishlinsky Institute for Problems in Mechanics, RAS. Tel.: +7(498)657-46-45. E-mail: D_Onishchenko@vniigaz.gazprom.ru
<i>Ovcharov Sergey Viktorovich</i>	candidate of engineering, head of the Laboratory for man-caused risks and industrial safety of the Center for risk management, improvement of operation stability and industrial safety at Gazprom VNIIGAZ LLC. Tel.: +7(498)657-42-06. E-mail: Ovcharov_Serg@mail.ru
<i>Petrova Yuliya Yuryevna</i>	candidate of physics and mathematics, deputy head of the Laboratory for man-caused risks and industrial safety of the Center for risk management, improvement of operation stability and industrial safety at Gazprom VNIIGAZ LLC. Tel.: +7(498)657-42-06. E-mail: Y_Petrova@vniigaz.gazprom.ru
<i>Pogodayeva Anastasiya Eduardovna</i>	post-graduate student of the Chair for industrial security and environmental protection at the National University of Oil and Gas "Gubkin University". Tel.: +7(915)326-26-16. E-mail: pogodaeva2201@mail.ru
<i>Pozhidayev Yevgeniy Vasilyevich</i>	chief specialist of the Laboratory for civil protection in the Center for advanced development and efficacy of technologies at the Gazprom VNIIGAZ LLC. Tel.: +7(498)657-43-55. E-mail: E_Pozhidayev@vniigaz.gazprom.ru
<i>Prudnikov Igor Anatolyevich</i>	head of a division at the Gazprom PJSC. Tel.: +7(812)413-72-23. E-mail: i.prudnikov@adm.gazprom.ru
<i>Safonov Vladimir Sergeevich</i>	doctor of engineering, professor, chief research associate of the Center for advanced development and efficacy of technologies at the Gazprom VNIIGAZ LLC. Tel.: +7(915)481-25-52. E-mail: saf_safety@mail.ru
<i>Simonov Ivan Ivanovich</i>	chief specialist at the NPK Izotermik LLC. Tel.: +7(985)928-48-27. E-mail: isotermik@yandex.ru
<i>Sokolova Natalya Aleksandrovna</i>	deputy director of a center at the NIIGazekonomika LLC. Tel.: +7 (495) 719-12-16. E-mail: n.isaeva@econom.gazprom.ru

<i>Stureyko Igor Olegovich</i>	candidate of physics and mathematics, deputy director of the Center for system analysis and development of the Unified Gas Supply System at the NIIGazekonomika LLC. Tel.: +7(964)505-11-15. E-mail: i.sturyko@econom.gazprom.ru
<i>Sukharev Mikhail Grigoyevich</i>	doctor of engineering, professor of the Chair for applied mathematics and computer simulation at National University of Oil and Gas “Gubkin University”. Tel.: +7(916)651-89-98. E-mail: mgsukharev@mail.ru
<i>Suleymanov Vladimir Alekperovich</i>	deputy head of the Laboratory for intra-field transport of gas in the Center for gas production at the Gazprom VNIIGAZ LLC, assistant professor of the Chair for development of the offshore oil-gas fields at National University of Oil and Gas “Gubkin University”. Tel.: +7(498)657-40-26. E-mail: V_Suleumanov@vniigaz.gazprom.ru
<i>Terekhov Aleksey Leonidovich</i>	doctor of engineering, chief research associate in the Academic Board Division at the Gazprom VNIIGAZ LLC. Tel.: +7(985)810-64-01. E-mail: te.tere.terekhov@yandex.ru
<i>Vasilyev Vladimir Valeryevich</i>	deputy head of a division at the Gazprom PJSC. Tel.: +7(812)413-72-49. E-mail: v.v.vasilyev@adm.gazprom.ru
<i>Volokhina Alla Tagirovna</i>	doctor of engineering, professor of the Chair for industrial security and environmental protection at the National University of Oil and Gas “Gubkin University”. Tel.: +7(916)811-60-18. E-mail: alla_volohina@mail.ru
<i>Volynets Igor Grigoryevich</i>	candidate of engineering, chief engineer of the Gazprom VNIIGAZ LLC. Tel.: +7(498)657-42-06. E-mail: I_Volynets@vniigaz.gazprom.ru
<i>Yagupova Lyudmila Viktorovna</i>	research associate of the Gazprom VNIIGAZ LLC. Tel.: +7(498)657-42-06. E-mail: L_Yagupova@vniigaz.gazprom.ru

В 38

Вести газовой науки: науч.-тех. сб. – М.: Газпром ВНИИГАЗ, 2020. – № 1 (42): Повышение надежности и безопасности объектов газовой промышленности. – 191 с.

В сборник вошли 18 статей. Статьи посвящены методическим аспектам анализа риска структурно сложных энергетических систем; вопросам моделирования режимно-технологических особенностей эксплуатации газотранспортной системы и аварийных процессов на трубопроводах с термодинамически нестабильными сжиженными газами, в том числе на морских объектах; обоснованию мероприятий по минимизации последствий аварий; шумовой диагностике и шумозащите на объектах газовой промышленности и др.

Материалы сборника рассчитаны на широкий круг читателей, интересующихся проблемами повышения надежности и безопасности объектов газовой промышленности.

Vesti Gazovoy Nauki: collected papers. Moscow: Gazprom VNIIGAZ, 2020, no. 1 (42): Improvement of reliability and safety at gas-industry facilities, 191 pp.

This collected book contains 18 articles. In general, they deal with the methodical aspects of risk analysis in relation to the structurally complicated power systems; with simulation of the peculiar process features while operating gas transmitting systems and emergencies at the pipelines transporting the thermodynamically not-stable liquefied gases including the marine pipelines; with substantiation of measures aimed at minimization of the aftereffects of the accidents. There is also information on noise diagnostics and noise protection at facilities belonging to the gas industrial enterprises, etc.

The named materials are intended for a wide range of readers who are concerned with reliability and safety of the gas industrial activities.