

5-2015

ПОЖ Издательство
НАУКА

ПОЖАРОВЗРЫВО-

БЕЗОПАСНОСТЬ

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ



ISSN 0869-7493

КОМПЛЕКСНАЯ БЕЗОПАСНОСТЬ

пожарная • промышленная • производственная • экологическая



ИМИТАЦИОННАЯ
МОДЕЛЬ
ВЕРОЯТНОСТИ
ВОЗНИКНОВЕНИЯ
ЛЕСНЫХ ПОЖАРОВ

ПРИГЛАШАЕМ
ПРИНЯТЬ
УЧАСТИЕ



Комплексная безопасность

VII Всероссийская специализированная выставка

15-17 СЕНТЯБРЯ/ 2015

- ПРОФЕССИОНАЛЬНЫЙ ФОРУМ
- ДЕМОНСТРАЦИОННЫЕ ВЫСТУПЛЕНИЯ
СИЛОВЫХ СТРУКТУР
- КОНКУРС ПЕРСПЕКТИВНЫХ
РАЗРАБОТОК «ЕСТЬ ИДЕЯ!»

ПОЖАРНАЯ БЕЗОПАСНОСТЬ
ОБЩЕСТВЕННАЯ
БЕЗОПАСНОСТЬ

ЭКОЛОГИЧЕСКАЯ И ПРОМЫШЛЕННАЯ БЕЗОПАСНОСТЬ

БЕЗОПАСНОСТЬ В ЧС
БЕЗОПАСНОСТЬ ТРУДА БЕЗОПАСНОСТЬ ДОРОЖНОГО ДВИЖЕНИЯ



ПРАВИТЕЛЬСТВО
УДМУРТСКОЙ РЕСПУБЛИКИ



ГЛАВНОЕ УПРАВЛЕНИЕ
МЧС РОССИИ
ПО УДМУРТСКОЙ РЕСПУБЛИКЕ



МИНИСТЕРСТВО
ВНУТРЕННИХ ДЕЛ
ПО УДМУРТСКОЙ РЕСПУБЛИКЕ



АДМИНИСТРАЦИЯ
ГОРОДА ИЖЕВСКА



УДМУРТСКАЯ
ТОРГОВО-ПРОМЫШЛЕННАЯ
ПАЛАТА



ВЫСТАВОЧНЫЙ ЦЕНТР
«УДМУРТИЯ»



ЧЛЕН
РОССИЙСКОГО
СОЮЗА ВЫСТАВОК
И ВЪЕЗДОВ

ВЫСТАВКА ПРОХОДИТ ПОД ПАТРОНАЖЕМ ТОРГОВО-ПРОМЫШЛЕННОЙ ПАЛАТЫ РОССИЙСКОЙ ФЕДЕРАЦИИ

Место проведения:

г. Ижевск, Центральная площадь, мобильный павильон

Забронировать стенд можно по тел. (3412) 730-730

safe@vcudm.ru | safe.vcudm.ru | vk.com/izh_safe

Генеральные
информационные партнеры:



Генеральный
интернет-партнер



Информационные
партнеры:



Интернет-партнеры:



РЕКЛАМА

СОДЕРЖАНИЕ

CONTENTS

ПРОЦЕССЫ ГОРЕНИЯ И ВЗРЫВА

COMBUSTION AND EXPLOSION PROCESSES

ВЫСОКОМОРНАЯ О. В., ПИСКУНОВ М. В.,
СТРИЖАК П. А.
Численное исследование закономерностей
“взрывного” парообразования воды
в пламенной зоне горения

5

VYSOKOMORNAYA O. V., PISKUNOV M. V.,
STRIZHAK P. A.
Numerical investigation of the laws
of the “flash” water vaporization
in a flaming field of combustion

ПОЛЕТАЕВ Н. Л.
О двухфронтном горении вокруг частицы топлива
в негорючей бедной смеси горючего газа с воздухом

11

POLETAEV N. L.
Two front of combustion around fuel particle
in hybrid atmosphere

ПОЖАРОВЗРЫВООПАСНОСТЬ ВЕЩЕСТВ И МАТЕРИАЛОВ

FIRE-AND-EXPLOSION HAZARD OF SUBSTANCES AND MATERIALS

АЛЕКСЕЕВ С. Г., АВДЕЕВ А. С.,
БАРБИН Н. М., ПОЛИЩУК Е. Ю.
Сравнительный анализ методик прогнозирования VCE
на примере взрыва во Фликсборо

24

ALEXEEV S. G., AVDEEV A. S.,
BARBIN N. M., POLISHCHUK E. Yu.
Comparative analysis of techniques of forecasting VCE
on an explosion example in Flixborough

ЛОПАНОВ А. Н., ФАНИНА Е. А., ТИХОМИРОВА К. В.
Моделирование пожаровзрывоопасных свойств
напряженных циклических углеводородов

36

LOPANOV A. N., FANINA E. A., TIKHOMIROVA K. V.
Functional modeling of the fire-risk and explosive
properties of strained hydrocarbons

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПОЖАРОВ

FIRE MODELING

ТИТАЕВ П. С.
Имитационная модель вероятности возникновения
лесных пожаров с учетом грозовой активности
и антропогенного фактора

44

TITAEV P. S.
Simulation model of the probability of occurrence
of forest fires taking into account thunderstorm activity
and anthropogenic load

ПУЗАЧ С. В., ДО ТХАНЬ ТУНГ, НГУЕН ТХАНЬ ХАЙ
Снижение эффективности системы дымоудаления
с искусственным побуждением при возникновении
“поддува”

54

PUZACH S. V., DO THANH TUNG, NGUYEN THANH HAI
Reducing of efficiency of smoke removal system
with artificial impulse during
“plugholing”

ПОЖАРНАЯ БЕЗОПАСНОСТЬ ЗДАНИЙ, СООРУЖЕНИЙ, ОБЪЕКТОВ

FIRE SAFETY OF BUILDINGS, STRUCTURES, OBJECTS

ОРЛОВ Г. Г., КОРОЛЬЧЕНКО Д. А.
Оценка степени интенсификации взрывного горения
газовоздушной смеси

62

ORLOV G. G., KOROLCHENKO D. A.
Assessment of intensification degree of explosive
combustion of a gas-air mixture

БЕЗОПАСНОСТЬ ЛЮДЕЙ ПРИ ПОЖАРАХ

FIRE SAFETY OF PEOPLE

ХОЛЩЕВНИКОВ В. В., ПАРФЁНЕНКО А. П.
Сопоставление различных моделей
движения людских потоков и результатов
программно-вычислительных комплексов

68

KHOLSHCHEVNIKOV V. V., PARFENENKO A. P.
Comparison of different models of the movement
of human flows and results of program
computer systems

ВОПРОС – ОТВЕТ

76

QUESTION – ANSWER

Журнал издается с 1992 г., периодичность выхода — 12 номеров в год.

СМИ зарегистрировано Федеральной службой по надзору в сфере связи, информационных технологий и массовых коммуникаций — свидетельство ПИ № ФС77-43615 от 18 января 2011 г.

Журнал включен в перечень ведущих рецензируемых научных журналов и изданий, рекомендованных ВАК России для публикации трудов соискателей ученых степеней, в Реферативный журнал и базы данных ВИНТИ РАН, в базу данных Российского индекса научного цитирования (РИНЦ). Сведения о журнале ежегодно публикуются в Международной справочной системе по периодическим и продолжающимся изданиям “Ulrich’s Periodicals Directory”.

Перепечатка материалов журнала “Пожаровзрывобезопасность” только по согласованию с редакцией. При цитировании ссылка обязательна. Авторы и рекламодатели несут ответственность за содержание представленных в редакцию материалов и публикацию их в открытой печати. Мнение редакции не всегда совпадает с мнением авторов опубликованных материалов.



Сравнительный анализ методик прогнозирования VCE



Взрывоопасные свойства напряженных соединений

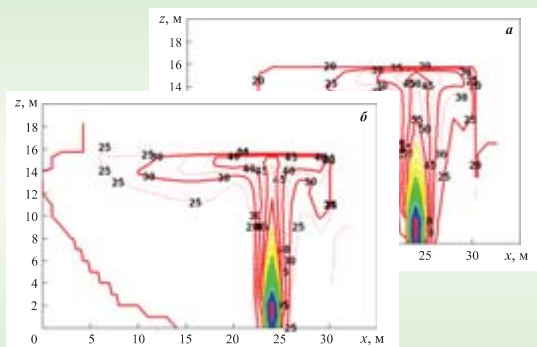
Стр. 24

Стр. 36



Модель вероятности возникновения лесных пожаров

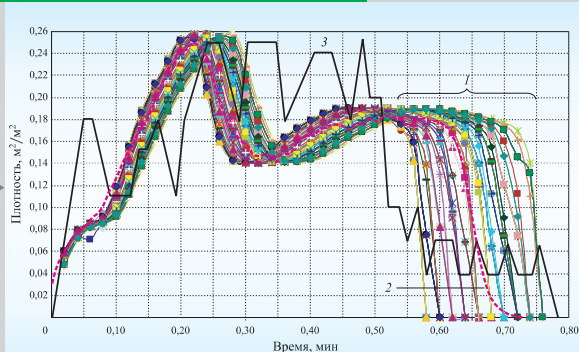
Стр. 44



Эффективность работы системы дымоудаления

Стр. 54

Стр. 68



Сопоставление моделей движения людских потоков

Председатель Редакционного совета:

Корольченко А. Я., д. т. н., профессор,
академик МАНЭБ (Россия)

Зам. председателя Редакционного совета:

Мольков В. В., д. т. н., профессор (Великобритания)

Редакционный совет:

Барбин Н. М., д. т. н., профессор (Россия)

Брушлинский Н. Н., д. т. н., профессор, академик РАЕН,
заслуженный деятель науки РФ (Россия)

Корольченко Д. А., к. т. н., академик МАНЭБ (Россия)

Мишуев А. В., д. т. н., профессор, академик РАЕН (Россия)

Пузач С. В., д. т. н., профессор, член-корреспондент
НАНПБ (Россия)

Ройтман В. М., д. т. н., профессор, академик НАНПБ
и ВАНКБ (Россия)

Серков Б. Б., д. т. н., профессор, действительный член
НАНПБ (Россия)

Тамразян А. Г., д. т. н., профессор,
действительный член ВАНКБ (Россия)

Топольский Н. Г., д. т. н., профессор, академик РАЕН
и НАНПБ, заслуженный деятель науки РФ (Россия)

Холщевников В. В., д. т. н., профессор, академик
и почетный член РАЕН, заслуженный работник высшей
школы РФ (Россия)

Шебеко Ю. Н., д. т. н., профессор, действительный член
НАНПБ (Россия)

Шилдс Т. Дж., профессор (Великобритания)

Редакция:

Главный редактор Корольченко А. Я.

Шеф-редактор Соколова Н. Н.

Редактор Крылова Л. В.

Учредитель —

ООО "Издательство "ПОЖНАУКА"

Тел./факс: (495) 228-09-03, 8 (909) 940-01-85.

Адрес редакции:

121357, Россия, г. Москва, ул. Вересаева, д.10.

Адрес для переписки:

121352, Россия, г. Москва, а/я 43.

E-mail: info@fire-smi.ru, mail@firepress.ru,

www.fire-smi.ru, www.firepress.ru.

Подписано в печать 14.05.2015. Выход в свет 25.05.2015.

Формат 60x84 1/8. Тираж 2000 экз.

Бумага мелованная матовая. Печать офсетная.

Отпечатано в типографии ООО "КОДА"

(105082, Россия, г. Москва, Спартаковский пер., д. 2, стр.1).

**Founder:**

"POZHNAUKA" Publishing House, Ltd.

Editorial Staff:

Editor-in-Chief **Korolchenko A. Ya.**

Editorial director **Sokolova N. N.**

Editor **Krylova L. V.**

Address of Editorial Staff:

Veresaeva St., 10, Moscow,
121357, Russia.

Post office box 43,
Moscow, 121352, Russia.

Phone/Fax: (495) 228-09-03,
8 (909) 940-01-85

E-mail: info@fire-smi,
mail@firepress

Website: www.fire-smi.ru,
www.firepress.ru

"Pozharovzryvobezopasnost" ("Fire and Explosion Safety") is included in List of periodical scientific and technical publication of the Russian Federation, what are recommended for publishing the main results of competitors for doctoral degree by VAK, in Abstracting Journal and VINITI Database RAS, is included in Russian Citation Index Database.

Information about the journal is annually published in "Ulrich's Periodicals Directory".

No part of this publication may be used or reproduced in any form or by any means without the prior permission of the Publishers.

Reproducing any part of this material a reference to the journal is obligatory.

Authors and advertisers account for contents of given papers and for publishing in the open press. Opinion of Editorial Staff not always coincides with Author's opinion

Signed for printing 14.05.2015

Date of publication 25.05.2015

Format is 60x84 1/8

Printing is 2000 copies

Chalk-overlay mat paper

Offset printing

Chairman of Editorial Board:

Korolchenko A. Ya.,

Doctor of Technical Sciences, Professor, Academician of International Academy of Ecology and Life Safety (Russia)

Deputy Chairman of Editorial Board:

Molkov V. V.,

Doctor of Technical Sciences, Professor (Great Britain)

Editorial Board:

Barbin N. M.,

Doctor of Technical Sciences, Professor (Russia)

Brushlinskiy N. N.,

Doctor of Technical Sciences, Professor, Academician of Russian Academy of Natural Sciences, Honoured Scientist of the Russian Federation (Russia)

Korolchenko D. A.,

Candidate of Technical Sciences, Academician of International Academy of Ecology and Life Safety (Russia)

Mishuev A. V.,

Doctor of Technical Sciences, Professor, Academician of Russian Academy of Natural Sciences (Russia)

Puzach C. V.,

Doctor of Technical Sciences, Professor, Corresponding Member of National Academy of Fire Science (Russia)

Roytman V. M.,

Doctor of Technical Sciences, Professor, Academician of National Academy of Fire Science, Academician of World Academy of Sciences of Complex Safety (Russia)

Serkov B. B.,

Doctor of Technical Sciences, Professor, Full Member of National Academy of Fire Science (Russia)

Tamrazyan A. G.,

Doctor of Technical Sciences, Professor, Full Member of World Academy of Sciences for Complex Safety (Russia)

Topolskiy N. G.,

Doctor of Technical Sciences, Professor, Academician of Russian Academy of Natural Sciences, Academician of National Academy of Fire Science, Honoured Scientist of the Russian Federation (Russia)

Kholshchevnikov V. V.,

Doctor of Technical Sciences, Professor, Academician and Honoured Member of Russian Academy of Natural Sciences, Honoured Higher Education Employee of the Russian Federation (Russia)

Shebeko Yu. N.,

Doctor of Technical Sciences, Professor, Full Member of National Academy of Fire Science (Russia)

Shields T. J.,

Professor (Great Britain)

О. В. ВЫСОКОМОРНАЯ, инженер-исследователь кафедры автоматизации теплоэнергетических процессов, Энергетический институт Национального исследовательского Томского политехнического университета (Россия, 634050, г. Томск, просп. Ленина, 30; e-mail: vysokomornaja@tpu.ru)

М. В. ПИСКУНОВ, аспирант кафедры автоматизации теплоэнергетических процессов, Энергетический институт Национального исследовательского Томского политехнического университета (Россия, 634050, г. Томск, просп. Ленина, 30; e-mail: piskunovmv@tpu.ru)

П. А. СТРИЖАК, д-р физ.-мат. наук, профессор кафедры автоматизации теплоэнергетических процессов, Энергетический институт Национального исследовательского Томского политехнического университета (Россия, 634050, г. Томск, просп. Ленина, 30; e-mail: pavelspa@tpu.ru)

УДК 536.4

ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ "ВЗРЫВНОГО" ПАРООБРАЗОВАНИЯ ВОДЫ В ПЛАМЕННОЙ ЗОНЕ ГОРЕНИЯ

Разработаны физическая и математическая модели процессов теплопереноса при движении неоднородной капли воды (с твердым включением) в среде высокотемпературных (более 800 К) газов. С применением разработанных моделей проведены численные исследования испарения капель с твердыми включениями в пламенной зоне горения. Выявлены два режима фазовых превращений неоднородных капель: испарение со свободной поверхности капли на внешней границе при температуре газовой среды $T_f < 1050$ К и радиусе капли $r_2 < 0,3 \cdot 10^{-3}$ м, а также испарение со "взрывным" парообразованием вблизи зоны контакта твердого включения с жидкостью при $T_f \geq 1050$ К, $r_2 \geq 0,3 \cdot 10^{-3}$ м. Сопоставлены результаты численного моделирования с результатами проведенных ранее экспериментов.

Ключевые слова: неоднородная капля воды; твердое включение; углеродистая частица; высокотемпературная газовая среда; испарение; "взрывное" парообразование.

Введение

Технологии, основанные на применении капельных потоков тонкораспыленной воды, широко используются во многих производственных отраслях для осуществления различных процессов: размораживания сыпучих сред газопарокапельными потоками, очистки и обработки различных поверхностей, формирования двухфазных теплоносителей на базе дымовых газов и парокапельных смесей и т. д. Известно также [1–6], что на применении тонкораспыленной воды основаны перспективные технологии пожаротушения. В работе [7] показано, что для более эффективного и быстрого снижения температуры в зоне пламени необходимо дробление капель воды до определенного характерного размера (от нескольких десятков до сотен микрометров), а также последовательное распыление воды через определенные временные интервалы.

Кроме того, экспериментально исследовано влияние на интенсивность испарения капель воды в высокотемпературной газовой среде примесей и инородных твердых включений [8]. Показано [8], что наличие последних интенсифицирует процессы теп-

ломассопереноса и фазовых переходов в рассматриваемых системах. Такие результаты дают основание предполагать возможность осуществления режима интенсивного ("взрывного") парообразования неоднородной капли воды (с твердым включением) при ее движении через зону пламени (где происходит перегрев капель до температуры кипения и, как следствие, разрушение их структуры вследствие движения пузырьков).

Однако для определения механизмов интенсификации испарения капель при наличии твердых инородных включений, а также для разработки теоретических основ технологии, позволяющей осуществлять тушение лесных и городских пожаров тонкораспыленной водой с максимальным коэффициентом (за счет увеличения площади парообразования) ее использования, необходимо проведение исследований в условиях варьирования большого количества параметров системы. Однако зачастую изменение таких параметров ограничено диапазоном, предусмотренным конструкцией и характеристиками стенов. С этой точки зрения целесообразным является проведение подобных исследований с помощью

физических и математических моделей, описывающих процессы теплопереноса и фазовых переходов в системе *неоднородная капля воды с твердым включением – высокотемпературная газовая среда*.

Цель работы — численное исследование возможного механизма “взрывного” парообразования в системе *неоднородная капля воды с твердым включением – высокотемпературная газовая среда*.

Постановка задачи

Рассматривалась задача теплопереноса для неоднородной капли воды (с твердым включением), движущейся в среде высокотемпературных газов (постановка задачи аналогична условиям экспериментов [8]). Схема области решения задачи представлена на рис. 1.

Твердое включение — углеродистая частица с характерным размером r_1 (м). Внешний радиус неоднородной капли воды r_2 (м). Начальная температура капли с твердым включением T_0 (К). При движении капли в газовой среде происходит кондуктивный и радиационный теплообмен. При этом энергия высокотемпературных газов частично затрачивается на прогрев и испарение воды, а частично проводится водой к твердому включению, за счет чего углеродистая частица разогревается. Таким образом, подвод тепла к воде происходит в двух противоположных направлениях: от высокотемпературной газовой среды к центру неоднородной капли и от разогретого твердого включения в центре капли к ее внешней поверхности. Указанная особенность механизма нагрева капли воды приводит, с одной стороны, к свободному испарению жидкости в область газов, а с другой — к “взрывному” парообразованию в области контакта твердого включения с жидкой фазой.

В первом приближении решалась задача теплопереноса в одномерной осесимметричной постановке (см. рис. 1). Теплоотвод за счет испарения на границе раздела *твердая частица – вода* не учитывался.

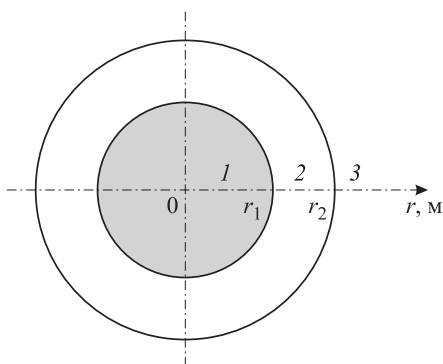


Рис. 1. Схема области решения: 1 — твердое включение; 2 — вода; 3 — высокотемпературная газовая среда

Математическая постановка задачи включала систему нелинейных нестационарных дифференциальных уравнений с соответствующими начальными и граничными условиями.

- $r_1 < r < r_2$:

$$c_2 \rho_2 \frac{\partial T_2}{\partial t} = \lambda_2 \left(\frac{\partial^2 T_2}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial T_2}{\partial r} \right) + \frac{\partial H(r)}{\partial r}; \quad (1)$$

- $0 < r < r_1$:

$$c_1 \rho_1 \frac{\partial T_1}{\partial t} = \lambda_1 \left(\frac{\partial^2 T_1}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial T_1}{\partial r} \right). \quad (2)$$

Начальные условия:

$$t = 0: \quad T_0 = 300 \text{ К}. \quad (3)$$

Граничные условия:

- $r = 0$:

$$\partial T / \partial r = 0; \quad (4)$$

- $r = r_1$:

$$\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial r} = \lambda_1 \frac{\partial T_3}{\partial r} - H(r_1); \quad (5)$$

- $r = r_2$:

$$\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial r} = H_{rd} - Q_e W_e, \quad (6)$$

где c — теплоемкость, Дж/(кг·К);

ρ — плотность, кг/м³;

T — температура, К;

t — время, с;

λ — теплопроводность, Вт/(м·К);

$H(r)$ — плотность теплового потока, поступающего от высокотемпературных газов, Вт/м²;

$H(r_1)$ — плотность теплового потока на границе раздела *вода – высокотемпературные газы*, Вт/м²;

H_{rd} — плотность теплового потока на границе раздела *твердое включение – вода*;

Q_e — тепловой эффект испарения воды, Дж/кг;

W_e — массовая скорость испарения воды, кг/(м²·с);
индексы “1” и “2” соответствуют твердому включению и воде.

Плотность теплового потока определяется по формулам [9]:

- на границе раздела *твердое включение – вода*:

$$H_{rd} = \varepsilon_2 \sigma [(T_f)^4 - (T_{rd})^4]; \quad (7)$$

- на границе раздела *вода – высокотемпературные газы*:

$$H(r_1) = H_{rd} \exp[-\chi_2 (r_2 - r_1)], \quad (8)$$

где ε — степень черноты;

σ — постоянная Стефана–Больцмана, Вт/(м²·К⁴);

T_f — температура газовой среды, К;

T_{rd} — температура поверхности капли воды на границе раздела вода — высокотемпературная газовая среда, К;

χ_2 — коэффициент поглощения энергии водой.

Система нестационарных дифференциальных уравнений в частных производных (1)–(6) решалась методом конечных разностей в сочетании с методом прогонки с использованием неявной четырехточечной схемы [10]. При решении нелинейных уравнений использовался метод итераций [11]. Методика оценки достоверности результатов выполненных численных исследований, основанная на проверке консервативности применяемой разностной схемы, аналогична используемым в [12, 13].

Результаты и их обсуждение

Численные исследования выполнены при типичных значениях параметров: начальная температура неоднородной капли воды $T_0 = 300$ К; температура продуктов сгорания (газов) $T_f = 950\div 1500$ К; тепловой эффект испарения воды $Q_e = 2260$ Дж/кг. Скорость испарения воды в зависимости от температуры принималась в соответствии с экспериментальными данными [8]. Начальный внешний радиус неоднородной капли $r_d = (0,1\div 1,0) \cdot 10^{-3}$ м; размер твердого включения $r_1 = 0,5r_d$. Теплофизические характеристики воды, водяного пара, высокотемпературных газов и углеродистого твердого включения соответствуют данным, приведенным в [14–17].

При выполнении численных исследований варьировалась температура газовой среды, а также характерные размеры неоднородной капли воды. С помощью разработанной модели теплопереноса при взаимодействии капли воды с твердым включением и высокотемпературных газов было установлено, что в рассматриваемой системе возможны два режима фазовых превращений.

На рис. 2 и 3 представлены распределения температуры в неоднородной капле в разные моменты времени после начала движения в высокотемпературной среде, которые характерны для выявленных режимов испарения.

Рис. 2 иллюстрирует рост температуры в области контакта твердого включения с жидкостью, а также на поверхности неоднородной капли. Такое распределение температуры характерно для прогрева капли в двух направлениях: от внешней границы к центру и от центра к поверхности. Это, с одной стороны, приводит к испарению воды в зону высокотемпературных газов на внешней границе, а с другой — способствует “взрывному” парообразованию в области контакта жидкости с твердым включением.

Следует, однако, отметить, что режим “взрывного” парообразования установлен при температуре газовой среды $T_f \geq 1050$ К и радиусе капли

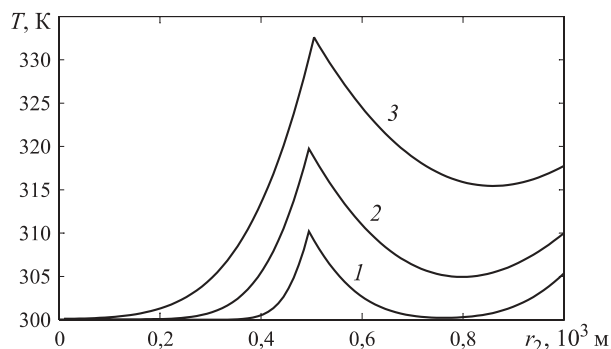


Рис. 2. Распределение температуры в неоднородной капле воды при $T_f = 1100$ К, $r_2 = 1 \cdot 10^{-3}$ м: 1 — $t = 0,05$ с; 2 — $t = 0,2$ с; 3 — $t = 0,5$ с

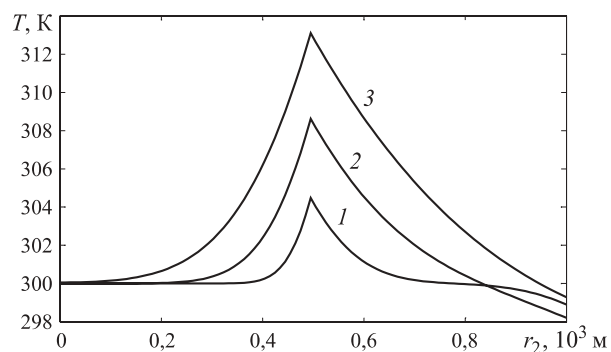


Рис. 3. Распределение температуры в неоднородной капле воды при $T_f = 900$ К, $r_2 = 1 \cdot 10^{-3}$ м: 1 — $t = 0,05$ с; 2 — $t = 0,2$ с; 3 — $t = 0,5$ с

$r_2 \geq 0,3 \cdot 10^{-3}$ м. При меньших значениях температуры газа или радиуса капли с твердым включением реализуется второй режим, при котором интенсивного парообразования в зоне соприкосновения твердой частицы с водой не происходит и жидкость испаряется преимущественно на внешней границе (см. рис. 3).

Сформулированные в результате численных исследований выводы о реализации второго режима фазовых превращений (см. рис. 3) в условиях относительно невысокой температуры газовой среды и малого характерного размера неоднородной капли хорошо согласуются с полученными ранее результатами экспериментов [8].

На рис. 4 приведены видеogramмы свободного падения неоднородных капель воды (с твердыми углеродистыми включениями) в среде высокотемпературных продуктов сгорания типичного жидкого топлива — керосина [8].

Следует отметить, что, несмотря на реализацию в ходе экспериментов режима испарения с внешней границы (без эффекта “взрывного” парообразования), результаты экспериментальных исследований позволяют сделать вывод о значительной интенсификации процесса испарения воды при наличии в



Рис. 4. Видеogramмы каплей воды ($r_2 = 3$ мм) с включениями углеродистых частиц на выходе из высокотемпературной газовой среды ($T_f = 1050$ К)

каплях твердых включений, что подтверждает целесообразность дальнейшего проведения численных и экспериментальных исследований тепло- и массопереноса при движении неоднородных капель жидкости в высокотемпературных газовых средах.

Заключение

В результате проведенных с использованием разработанной модели теплопереноса численных исследований фазовых превращений неоднородных капель воды (с твердыми включениями) при движении в высокотемпературной газовой среде была установлена возможность реализации двух режимов испарения: “взрывного” парообразования ($T_f \geq 1050$ К, $r_2 \geq 0,3 \cdot 10^{-3}$ м) и испарения с внешней границы капли ($T_f < 1050$ К, $r_2 < 0,3 \cdot 10^{-3}$ м). Полученные резуль-

таты хорошо согласуются с результатами проведенных ранее экспериментальных исследований испарения капель воды с примесями углеродистых частиц.

Разработанная модель позволит осуществлять исследования теплопереноса при испарении капель воды с твердыми включениями в широком диапазоне значений параметров системы *неоднородная капля воды – высокотемпературная газовая среда*. Это даст возможность сформулировать рекомендации для разработки новых и усовершенствования существующих технологий пожаротушения.

Работа выполнена при финансовой поддержке гранта Президента Российской Федерации (МД-2806.2015.8).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Karpov A. I., Novozhilov V. B., Galat A. A., Bulgakov V. K. Numerical modeling of the effect of fine water mist on the small scale flame spreading over solid combustibles // Fire Safety Science : Proceeding of Eight International Symposium. — 2005. — Vol. 27. — P. 753–764.
2. Корольченко Д. А., Громоной В. Ю., Ворогушин О. О. Применение тонкораспыленной воды для тушения пожаров в высотных зданиях // Пожаровзрывобезопасность. — 2011. — Т. 20, № 9. — С. 54–57.
3. Ковалев А. Н., Журавлева Л. А. Перспективные направления тушения низовых лесных и степных пожаров // Научная жизнь. — 2012. — № 4. — С. 153–157.
4. Сокоиков В. В., Тугов А. Н., Гришин В. В., Камышев В. Н. Автоматическое водяное пожаротушение с применением тонкораспыленной воды на электростанциях // Энергетик. — 2008. — № 6. — С. 37–38.
5. Хасанов И. Р., Москвитин Е. А. Авиационные методы тушения крупных лесных пожаров // Проблемы горения и тушения пожаров на рубеже веков : матер. XV науч.-практ. конф. — М. : ВНИИПО, 1999. — Ч. 1. — С. 300–301.
6. Wighus R. Water mist fire suppression technology — status and gaps in knowledge // Proceedings of the International Water Mist Conference. — Vienna, 2001. — P. 1–26.
7. Глушков Д. О., Кузнецов Г. В., Стрижак П. А. Численное исследование тепломассопереноса при движении “тандела” капель воды в высокотемпературной газовой среде // Тепловые процессы в технике. — 2012. — Т. 4, № 12. — С. 531–538.
8. Volkov R. S., Kuznetsov G. V., Strizhak P. A. Experimental investigation of mixtures and foreign inclusions in water droplets influence on integral characteristics of their evaporation during motion through high-temperature gas area // International Journal of Thermal Sciences. — 2015. — Vol. 88. — P. 193–200. doi: 10.1016/j.ijthermalsci.2014.10.002.
9. Яворский Б. М. Справочник по физике. — М. : Наука, 1979. — 942 с.

10. Самарский А. А. Теория разностных схем. — М. : Наука, 1983. — 616 с.
11. Коздоба Л. А. Методы решения нелинейных задач теплопроводности. — М. : Наука, 1975. — 227 с.
12. Vysokomornaya O. V., Kuznetsov G. V., Strizhak P. A. Numerical analysis of heat-mass transfer mechanisms in gas-phase ignition of films of liquid condensed substances by a laser beam // Journal of Engineering Thermophysics. — 2010. — Vol. 19, no. 2. — P. 85–93. doi: 10.1134/S1810232810020049.
13. Glushkov D. O., Strizhak P. A. Transient heat and mass transfer of liquid droplet ignition at the spreading over the heated substrate // Advances in Mechanical Engineering. — 2014. — Vol. 2014. — Art. ID 269321. — 9 p. doi: 10.1155/2014/269321.
14. Кнаке О., Странский И. Н. Механизм испарения // Успехи физических наук. — 1959. — Т. 68, № 2. — С. 261–305.
15. Варгафтик Н. Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей. — М. : ООО “Старс”, 2006. — 720 с.
16. Теплотехнический справочник / Под ред. В. Н. Юренева, П. Д. Лебедева. — М. : Энергия, 1975. — Т. 1, 2.
17. Кузнецов Г. В., Барановский Н. В. Прогноз возникновения лесных пожаров и их экологических последствий. — Новосибирск : Изд-во СО РАН, 2009. — 301 с.

Материал поступил в редакцию 5 марта 2015 г.

English

NUMERICAL INVESTIGATION OF THE LAWS OF THE “FLASH” WATER VAPORIZATION IN A FLAMING FIELD OF COMBUSTION

VYSOKOMORNAYA O. V., Postdoc, Department of Heat and Power Process Automation, Institute of Power Engineering, National Research Tomsk Polytechnic University (Lenina Avenue, 30, Tomsk, 634050, Russian Federation; e-mail address: vysokomornaja@tpu.ru)

PISKUNOV M. V., Postgraduate Student, Department of Heat and Power Process Automation, Institute of Power Engineering, National Research Tomsk Polytechnic University (Lenina Avenue, 30, Tomsk, 634050, Russian Federation; e-mail address: piskunovmv@tpu.ru)

STRIZHAK P. A., Doctor of Physical and Mathematical Sciences, Professor, Department of Heat and Power Process Automation, Institute of Power Engineering, National Research Tomsk Polytechnic University (Lenina Avenue, 30, Tomsk, 634050, Russian Federation; e-mail address: pavelspa@tpu.ru)

ABSTRACT

The physical and mathematical models of heat and mass transfer at the heating of a water droplet with carbonic inclusion in a high-temperature (more than 800 K) gas area in a flaming field of combustion are presented in the work. The physical and mathematical formulations of the heat and mass transfer problems under conditions of phase transformations are reduced. The methods of numerical solution of the set problem are described.

The numerical investigations for the wide range of parameters of the system “heterogeneous water droplet with a solid inclusion — high-temperature gas area” were conducted. Two modes of phase transformations were indicated in the concerned system: the mode of formation of “flash” vaporization centers in a field of the contact between solid inclusion and liquid (at a temperature of gas area $T_f \geq 1050$ K and a radius of heterogeneous droplet $r_2 \geq 0.3 \cdot 10^{-3}$ m) and the mode of liquid evaporation from the free droplet surface into the field of high-temperature gases (at $T_f < 1050$ K and $r_2 < 0.3 \cdot 10^{-3}$ m). The distributions of temperature corresponding to each of revealed modes of phase transformations were presented.

The comparison of numerical simulation results with the results of conducted before experimental investigations of evaporation of water droplets with solid inclusions during motions in a “flame” combustion field was carried out. A good agreement with the results of numerical calculation using the developed model and the results of experimental investigations was revealed.

Keywords: heterogeneous water droplet; solid inclusion; carbonic particle; high-temperature gas area; evaporation; “flash” vaporization.

REFERENCES

1. Karpov A. I., Novozhilov V. B., Galat A. A., Bulgakov V. K. Numerical modeling of the effect of fine water mist on the small scale flame spreading over solid combustibles. *Fire Safety Science. Proceeding of Eight International Symposium*, 2005, vol. 27, pp. 753–764.
2. Korolchenko D. A., Gromovoy V. Yu., Vorogushin O. O. Primeneniye tonkoraspylennoy vody dlya tusheniya pozharov v vysotnykh zdaniyakh [Application of water mist for fire extinguishing in high-rise buildings]. *Pozharovzryvobezopasnost — Fire and Explosion Safety*, 2011, vol. 20, no. 9, pp. 54–57.
3. Kovalev A. N., Zhuravleva L. A. Perspektivnyye napravleniya tusheniya nizovykh lesnykh i stepnykh pozharov [Promising directions of ground forest and steppe fires extinguishing]. *Nauchnaya zhizn — Scientific Life*, 2012, no. 4, pp. 153–157.
4. Sokovikov V. V., Tugov A. N., Grishin V. V., Kamyshev V. N. Avtomaticheskoye vodyanoye pozharotusheniye s primeneniym tonkoraspylennoy vody na elektrostantsiyakh [Automated water fire-fighting using the water mist on power plants]. *Energetik — Energy Man*, 2008, no. 6, pp. 37–38.
5. Khasanov I. R., Moskvilin E. A. Aviatsionnyye metody tusheniya krupnykh lesnykh pozharov [The aviation methods of a large forest fire fightings]. *Problemy goreniya i tusheniya pozharov na rubezhe vekov. Materialy XV nauchno-prakticheskoy konferentsii* [The problems of combustion and fire fighting at the turn of the century. Materials of the XV research and practical conference]. Moscow, All-Russian Research Institute for Fire Protection of Emercom of Russia Publ., 1999, part 1, pp. 300–301.
6. Wighus R. Water mist fire suppression technology — status and gaps in knowledge. *Proceedings of the International Water Mist Conference*. Vienna, 2001, pp. 1–26.
7. Glushkov D. O., Kuznetsov G. V., Strizhak P. A. Chislennoye issledovaniye teplomassoperenosa pri dvizhenii “tandema” kapel vody v vysokotemperaturnoy gazovoy srede [Numerical investigation of heat and mass transfer when moving of the “tandem” of water droplets in high-temperature gas domain]. *Teplovyye protsessy v tekhnike — Thermal Processes in Engineering*, 2012, vol. 4, no. 12, pp. 531–538.
8. Volkov R. S., Kuznetsov G. V., Strizhak P. A. Experimental investigation of mixtures and foreign inclusions in water droplets influence on integral characteristics of their evaporation during motion through high-temperature gas area. *International Journal of Thermal Sciences*, 2015, vol. 88, pp. 193–200. doi: 10.1016/j.ijthermalsci.2014.10.002.
9. Yavorskiy B. M. *Spravochnik po fizike* [Reference book of physics]. Moscow, Nauka Publ., 1979. 942 p.
10. Samarskiy A. A. *Teoriya raznostnykh skhem* [Theory of difference scheme]. Moscow, Nauka Publ., 1983. 616 p.
11. Kozdoba L. A. *Metody resheniya nelineynykh zadach teploprovodnosti* [Solution methods of nonlinear heat conduction problem]. Moscow, Nauka Publ., 1975. 227 p.
12. Vysokomornaya O. V., Kuznetsov G. V., Strizhak P. A. Numerical analysis of heat-mass transfer mechanisms in gas-phase ignition of films of liquid condensed substances by a laser beam. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2010, vol. 19, no. 2, pp. 85–93. doi: 10.1134/S1810232810020049.
13. Glushkov D. O., Strizhak P. A. Transient heat and mass transfer of liquid droplet ignition at the spreading over the heated substrate. *Advances in Mechanical Engineering*, 2014, vol. 2014, art. ID 269321. 9 p. doi: 10.1155/2014/269321.
14. Knake O., Stranskiy I. N. Mekhanizm ispareniya [Evaporation mechanism]. *Uspekhi fizicheskikh nauk — Advances in Physical Sciences*, 1959, vol. 68, no. 2, pp. 261–305.
15. Vargaftik N. B. *Spravochnik po teplofizicheskim svoystvam gazov i zhidkostey* [Reference book of the thermophysical properties of gases and liquids]. Moscow, Stars Publ., 2006. 720 p.
16. Yurenev V. N., Lebedev P. D. (eds.). *Teplotekhnicheskii spravochnik* [Heat engineering reference book]. Moscow, Energiya Publ., 1975. vol. 1, 2.
17. Kuznetsov G. V., Baranovskiy N. V. *Prognoz vozniknoveniya lesnykh pozharov i ikh ekologicheskikh posledstviy* [Prediction of forest fires and their ecological consequences]. Novosibirsk, Siberian Branch of the Russian Academy of Sciences Publ., 2009. 301 p.

Н. Л. ПОЛЕТАЕВ, д-р техн. наук, ведущий научный сотрудник, Всероссийский научно-исследовательский институт противопожарной обороны МЧС России (Россия, 143903, Московская обл., г. Балашиха, мкр. ВНИИПО, 12; e-mail: nlpvniipo@mail.ru)

УДК 536.468

О ДВУХФРОНТОВОМ ГОРЕНИИ ВОКРУГ ЧАСТИЦЫ ТОПЛИВА В НЕГОРЮЧЕЙ БЕДНОЙ СМЕСИ ГОРЮЧЕГО ГАЗА С ВОЗДУХОМ

В рамках распространенных допущений получено аналитическое решение задачи о стационарном сферически симметричном двухфронтовом диффузионном горении вокруг неподвижной частицы газифицирующегося топлива бесконечной (для обеспечения стационарности горения) плотности в гибридной атмосфере. Показано, что ближайший к частице фронт пламени (А) имеет ту же природу, что и единственный диффузионный фронт пламени вокруг частицы, горящей в чистом воздухе, а во втором фронте пламени (В) происходит устойчивое диффузионное горение перемешанной смеси газа с воздухом. Решение проиллюстрировано на двух вариантах исходных данных: в I варианте пары топлива и газ идентичны этану; II вариант отличается числом Льюиса для горючего газа Le_3 и температурой плоского пламени на пределе горения (НКПР) газовоздушной смеси, заимствованными у водорода. Для обоих вариантов задачи приведены графические зависимости размеров и температур диффузионных пламен от содержания горючего газа в воздухе и от радиуса частицы. Установлено, что геометрическое подобие полей распределения температуры в пространстве отсутствует для частиц с радиусом порядка 20 мкм и менее. Для варианта II в области, ограниченной поверхностью фронта В, отмечена сверхадиабатическая температура среды. Стационарное решение задачи отсутствовало при концентрации горючего газа, превышающей НКПР/ Le_3 . Показано, что функция распределения температуры в пространстве между фронтами А и В линейно растет с увеличением содержания горючего газа, что использовано для объяснения зависимости концентрационного предела распространения пламени по взрывзвеси от добавок горючего газа, в том числе водорода.

Ключевые слова: моделирование; горение; частица топлива; гибридная атмосфера; гибридная смесь.

Введение

Теоретические представления об основных особенностях диффузионного горения капли топлива в воздухе получены Г. А. Варшавским [1]. В этой пионерской работе показано, что в рамках “упрощенного” исследования (сферически симметричное и квазистационарное описание процесса, равенство и постоянство теплофизических характеристик компонентов газовой фазы, пренебрежение толщиной зоны реакции, теплопотери на излучение и т. п.) получить аналитические выражения для полей распределения параметров задачи несложно. Решению этой задачи отвечает диффузионный фронт пламени, радиус которого не зависит от кинетики реакции горения.

Одно из направлений развития результатов [1] связано с решением более общей задачи о диффузионном горении капли топлива в гибридной атмосфере. Аналитическое решение такой задачи в рамках “упрощенного” исследования получено в [2] на основе предположения о существовании вокруг капли единственного фронта пламени. Здесь и далее

под гибридной атмосферой будем понимать смесь воздуха с горючим газом, содержание которого меньше нижнего концентрационного предела распространения ламинарного пламени (НКПР_г).

Легко показать, что корректное аналитическое решение задачи нельзя получить в предположении о существовании вокруг частицы единственного диффузионного пламени, объединяющего горение продуктов газификации топлива (в дальнейшем — фронт А), поступающих в пламя со стороны частицы, и горение газа (в дальнейшем — фронт В), диффундирующего к пламени с периферии совместно с окислителем. Действительно, в этом случае структура полей распределения параметров задачи полностью определяется без учета кинетики химической реакции, что может противоречить известному из теории горения [3] условию существования диффузионного пламени в перемешанной горючей смеси (фронта В).

Таким образом, вокруг частицы, горящей в гибридной атмосфере, возможно образование двух фронтов диффузионного горения, расположенных

на разных расстояниях от нее. Насколько известно автору, в литературе отсутствуют сведения об аналитических исследованиях, учитывающих данное обстоятельство.

Сформулируем цель настоящей работы — это аналитическое исследование стационарного двухфронтного горения вокруг неподвижной частицы топлива в гибридной атмосфере. Интерес к данной работе обусловлен не только желанием восполнить пробел в спектре исследований рассматриваемого научного направления, но и стремлением объяснить особенности влияния состава гибридной атмосферы на взрывоопасность взвешенной в этой атмосфере горючей пыли [4].

Математическая модель

Рассмотрим задачу о стационарном сферически симметричном двухфронтном горении вокруг неподвижной частицы газифицирующегося топлива, помещенной в гибридную атмосферу при нормальных условиях (температура 298 К и давление 103 кПа). Содержание горючего газа в воздухе на большом удалении от частицы постоянно и ниже НКПР_г. Плотность частицы предполагается бесконечно большой, чтобы исключить уменьшение ее радиуса. Для большей определенности при постановке задачи будем считать частицу жидкой и однородно нагретой до температуры, близкой к температуре кипения. При этом полагаем, что путем соответствующего выбора исходных параметров модели возможно удовлетворительное описание реального процесса горения частиц неплавящихся газифицирующихся материалов, например крахмала.

При описании параметров задачи приняты следующие обозначения: r — радиальная координата точки пространства, отсчитываемая от центра частицы, м; r_s — радиус частицы, м; ρ — плотность газовой фазы, кг/м³; c_p — теплоемкость, Дж/(кг·К); λ — коэффициент теплопроводности, Дж/(К·м·с); V — скорость течения газовой фазы, м/с; T — температура газовой фазы, К; L — теплота испарения топлива, Дж/кг; Q — теплота сгорания, Дж/кг; β — массовый стехиометрический коэффициент; D — коэффициент диффузии, м/(с·К); C — относительная массовая концентрация; W — массовая скорость изменения содержания вещества вследствие химической реакции; n — порядок реакции горючего газа с кислородом воздуха.

Нижние индексы ∞ , 1, 2, 3, 4, s , А и В относятся соответственно к начальным значениям параметров, кислороду воздуха, парам топлива, горючему газу, инертному газу (в состав которого входят продукты окисления, а также азот и другие инертные компоненты воздуха), частице, фронту А и фронту В. Нор-

мированные (безразмерные) параметры задачи отмечены символом «*».

Сделаем предположения, способствующие представлению результатов моделирования в аналитической форме. Параметры c_p и λ постоянны. Число Льюиса $Le = c_p \rho D / \lambda$ для кислорода воздуха и паров топлива равно 1. Число Льюиса для горючего газа $Le_3 = c_p \rho D_3 / \lambda$ также является постоянной величиной, но в общем случае может отличаться от 1. Химическая реакция не меняет общего числа молекул. Различием молекулярных масс компонентов газообразной среды пренебрегаем. Газовая фаза подчиняется уравнению состояния идеального газа. Зависимость скорости химической реакции от температуры является достаточно резкой, чтобы аппроксимировать зоны химического превращения вокруг частицы сферами радиусом r_A и r_B , отвечающими положению фронтов А и В соответственно и являющимися поверхностями разрыва первых производных параметров задачи. Действием силы тяжести и теплотерьями на излучение также пренебрегаем.

Качественная схема распределения параметров задачи в окружающем частицу пространстве приводится на рис. 1.

В области $r > r_s$ стационарные распределения C_i ($i = 1, 2, 3$) и T вне узких зон химического превращения ($r \approx r_A$ и $r \approx r_B$) описываются уравнениями диффузии и теплопроводности:

$$\frac{1}{r^2} \frac{d}{dr} r^2 \left(\rho C_i V - \rho D_i \frac{dC_i}{dr} \right) = 0; \quad (1)$$

$$\frac{1}{r^2} \frac{d}{dr} r^2 \left(\rho c_p (T - T_\infty) V - \lambda \frac{dT}{dr} \right) = 0. \quad (2)$$

Справедливо также уравнение состояния газовой фазы при постоянном давлении и условие неразрывности потока среды:

$$\rho T = \rho_\infty T_\infty; \quad (3)$$

$$\rho V r^2 = (\lambda / c_p) K_1, \quad (4)$$

где K_1 — константа.

Выражение для постоянного значения правой части (4) выбрано из соображений удобства после-

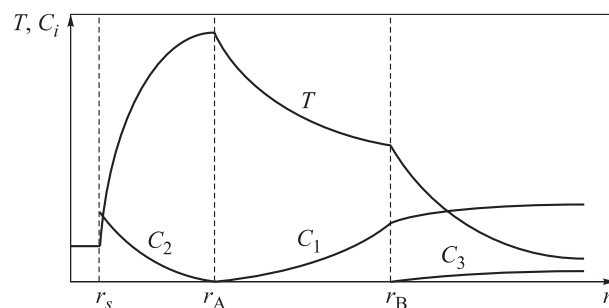


Рис. 1. Схема распределения C_i и T в окрестности горящей частицы

дующего использования. Распределение C_4 получают из тождества

$$C_4 = 1 - C_1 - C_2 - C_3. \quad (5)$$

Запишем обычные условия (непрерывности T и C_i , сохранения массы и энергии), которыми связаны параметры задачи вблизи поверхности частицы, вблизи поверхностей диффузионных пламен и на большом удалении от частицы. Индексами “-0” и “+0” отмечены значения параметров задачи по разные стороны от рассматриваемой поверхности (со стороны соответственно меньших и больших r):

- $r = r_s$:

$$T = T_s; \rho C_2 V - \rho D_2 \frac{dC_2}{dr} \Big|_{+0} = \lambda \frac{dT}{dr} \Big|_{+0} \frac{1}{L} = \rho V;$$

- $r = r_A$:

$$T_{-0} = T_{+0}; C_{i-0} = C_{i+0} = 0, i = 1, 2, 3;$$

$$-\beta_2 D_2 \frac{dC_2}{dr} \Big|_{-0} = D_1 \frac{dC_1}{dr} \Big|_{+0}; \quad (6)$$

$$-Q_2 \rho D_2 \frac{dC_2}{dr} \Big|_{-0} = \lambda \frac{dT}{dr} \Big|_{-0} - \lambda \frac{dT}{dr} \Big|_{+0};$$

- $r = r_B$:

$$T_{-0} = T_{+0}; C_{1-0} = C_{1+0}; C_{i-0} = C_{i+0} = 0, i = 2, 3;$$

$$\beta_3 D_3 \frac{dC_3}{dr} \Big|_{+0} = D_1 \left(\frac{dC_1}{dr} \Big|_{+0} - \frac{dC_1}{dr} \Big|_{-0} \right);$$

$$Q_3 \rho D_3 \frac{dC_3}{dr} \Big|_{+0} = \lambda \left(\frac{dT}{dr} \Big|_{-0} - \frac{dT}{dr} \Big|_{+0} \right);$$

- $r = \infty$:

$$T = T_\infty; C_1 = C_{1\infty}; C_2 = 0; C_3 = C_{3\infty}.$$

Решение системы уравнений (1)–(4), удовлетворяющее условиям (6), в зависимости от участка оси r может быть представлено в следующем виде:

$$\begin{cases} r_s < r < r_A: \\ T = K_3 + K_2 \exp(-K_1/r); C_1 = 0; \\ C_2 = K_5 + K_4 \exp(-K_1/r); C_3 = 0; \\ r_A < r < r_B: \\ T = K_7 + K_6 \exp(-K_1/r); \\ C_1 = K_9 + K_8 \exp(-K_1/r); C_2 = C_3 = 0; \\ r_B < r: \\ T = K_{11} + K_{10} \exp(-K_1/r); \\ C_1 = K_{13} + K_{12} \exp(-K_1/r); C_2 = 0; \\ C_3 = K_{15} + K_{14} \exp(-K_1/(Le_3 r)). \end{cases} \quad (7)$$

Размеры пламен r_A , r_B и константы $K_1, \dots, K_{15}$ с учетом исходных данных $\lambda/c_p = \rho D_1 = \rho D_2 = \rho D_3/Le_3$ определяются соотношениями:

$$r_A = r_s \frac{\ln(Z)}{\ln(Y)}; r_B = r_s \frac{\ln(Z)}{\ln(X)}; K_1 = r_s \ln(Z);$$

$$K_2 = (L/c_p)Z; K_3 = -L/c_p + T_s; K_4 = -Y; K_5 = 1;$$

$$K_6 = -T_s + T_\infty - \left[Q_2 - L - \frac{C_{3\infty} Q_3 (X-1)}{X^{1/Le_3} - 1} \right] \frac{1}{c_p};$$

$$K_7 = T_s + (Q_2 - L)/c_p; K_8 = \beta_2 Y; K_9 = -\beta_2;$$

$$K_{10} = -T_s + T_\infty - \left(Q_2 - L + \frac{C_{3\infty} Q_3}{X^{1/Le_3} - 1} \right) \frac{1}{c_p};$$

$$K_{11} = T_s + \left(Q_2 - L + \frac{C_{3\infty} Q_3}{X^{1/Le_3} - 1} \right) \frac{1}{c_p}; \quad (8)$$

$$K_{12} = \beta_2 + C_{1\infty} + \frac{C_{3\infty} \beta_3}{Le_3 (X^{1/Le_3} - 1)};$$

$$K_{13} = -\beta_2 - \frac{C_{3\infty} \beta_3}{Le_3 (X^{1/Le_3} - 1)};$$

$$K_{14} = \frac{C_{3\infty} X^{1/Le_3}}{X^{1/Le_3} - 1}; K_{15} = -\frac{C_{3\infty}}{X^{1/Le_3} - 1},$$

$$\text{где } Y = 1 + \frac{C_{1\infty}}{\beta_2} - \frac{C_{3\infty} \beta_3 (X-1)}{Le_3 \beta_2 (X^{1/Le_3} - 1)};$$

$$Z = 1 + \left[\frac{C_{1\infty} Q_2}{\beta_2} + C_{3\infty} \left(Q_3 - \frac{Q_2 \beta_3}{Le_3 \beta_2} \right) \times \right. \\ \left. \times \frac{(X-1)}{(X^{1/Le_3} - 1)} - c_p (T_s - T_\infty) \right] \frac{1}{L}.$$

Входящая в эти соотношения величина X неизвестна, и для ее определения требуется дополнительное к (6) условие, связывающее параметры задачи. Это условие представляет собой баланс между плотностью потока J_{3B} горючего газа во фронт В и скоростью переработки газа M_{3B} единицей площади поверхности данного пламени:

$$J_{3B} = M_{3B}. \quad (9)$$

Выразим J_{3B} и M_{3B} через введенные ранее параметры задачи. После несложных преобразований из (1) с учетом (7) и (8) получим:

$$J_{3B} = \rho D_3 \frac{dC_3}{dr} \Big|_{r_B+0} = (\lambda/c_p) K_1 (-K_{15})/r_B^2. \quad (10)$$

Согласно [3]

$$M_{3B} = \left[\frac{2\lambda}{Q_3} \int_{T_\infty}^{T_B} W_3(C_3, T) dT \right]^{1/2}, \quad (11)$$

где в соответствии с (7) и (8)

$$T_B = K_7 + \frac{K_6}{X}; C_3 = K_{15} + K_{14} \left(\frac{K_{11} - T}{-K_{10}} \right)^{1/Le_3}. \quad (12)$$

В силу резкой зависимости скорости реакции от температуры вклад в интеграл из (11) дает лишь узкая область интегрирования вблизи $T = T_B$, в пределах которой $C_3(T)$ можно аппроксимировать линейной функцией:

$$C_3 = F(T_B - T),$$

где с учетом (7), (8) и (12)

$$F = - \frac{dC_3}{dT} \Big|_{T_B} = \frac{K_{14}^{Le_3}}{Le_3 (-K_{10}) (-K_{15})^{Le_3-1}}.$$

Будем полагать, что химическая реакция горючего газа с кислородом воздуха происходит в одну необратимую стадию и имеет n -й порядок по недостающей компоненте (горючему газу), т. е.

$$W_3(C_3, T) = C_3^n W_3(T).$$

Тогда уравнение (10) можно преобразовать к виду

$$\frac{M_{3B}}{P} = \left[\frac{2\lambda}{Q_3} \int_{T_\infty}^{T_B} (C'_3 W_3(T) dT) \right]^{1/2}, \quad (13)$$

$$\text{где } C'_3 = c_p (T_B - T) / (Le_3 Q_3); \\ P = (Le_3 F Q_3 / c_p)^{n/2}.$$

Правая часть (13) совпадает с выражением для массовой скорости переработки горючего газа единицей площади плоского пламени, которое распространяется по предварительно перемешанной газозвоздушной смеси без теплопотерь [3]. Согласно (13) для этой смеси начальная температура T_∞ , температура продуктов горения T_B и концентрация газа $C'_3 = c_p (T_B - T_\infty) / Q_3$. Введя нормальную скорость распространения такого пламени u_n , перепишем (13) в виде

$$M_{3B} = P \rho_\infty C'_3 u_n. \quad (14)$$

Для дальнейшего применения (14) воспользуемся аппроксимацией

$$u_n = \begin{cases} a(T_B - T_{b,\min}), & \text{если } T_{b,\min} \leq T_B \leq T_{b,\max}; \\ 0, & \text{если } T_B < T_{b,\min}. \end{cases} \quad (15)$$

где $a = u_{n,\max} / (T_{b,\max} - T_{b,\min})$;

$T_{b,\max}, T_{b,\min}$ — экспериментальные значения температуры горения газозвоздушной смеси соответственно стехиометрического состава и вблизи НКПР_g;

$u_{n,\max}$ — экспериментальное значение нормальной скорости распространения пламени для смеси стехиометрического состава.

Аппроксимация (15) основана на следующих допущениях. В диапазоне $T_{b,\min} \leq T_B \leq T_{b,\max}$, отвечающем реальному существованию плоского пламени, характер зависимости u_n от T_B заимствуется из эксперимента. Экспериментальная зависимость u_n от концентрации газа для ряда бедных смесей углеводородных газов с воздухом удовлетворительно аппроксимируется линейной функцией [5]. В свою очередь, концентрация газа связана линейным соотношением с температурой горения такой смеси (в рамках используемого здесь предположения о постоянстве теплоемкости среды). Таким образом, представляется естественным описывать связь u_n и

T_B линейным соотношением. Полагая для простоты $u_n = 0$ вблизи НКПР_g, приходим к уравнению (15).

Соотношением (15), очевидно, учитывается реальное существование предела диффузионного горения. Этот предел в рамках данной работы будем связывать не с теплопотерями на излучение, которыми, как указывалось выше, пренебрегаем, а с особенностями кинетики цепных химических реакций. Известное эмпирическое правило “температура во фронте кинетического пламени, распространяющегося по гомогенной перемешанной смеси горючего и окислителя, не опускается ниже $T_{b,\min}$ ” [6], по мнению автора, может быть распространено на фронт диффузионного пламени в перемешанной смеси (фронт В), что и сделано в рамках соотношения (15).

Итак, представленная математическая модель рассматриваемого процесса базируется на следующих соотношениях параметров задачи. Величина X определяется на основе численного решения уравнения (9) с использованием соотношений (10), (14) и (15). Подстановкой значения X в выражения (8) устанавливается положение фронтов А и В, а также значения констант $K_1, \dots, K_{15}$. Распределения C_i и T в окружающей частицу пространстве определяются соотношениями (5) и (7).

Результаты моделирования

Результаты моделирования будем демонстрировать на примере сферической частицы газифицирующегося твердого топлива. Рассмотрим два варианта добавки модельного газа к воздуху. В первом (I) варианте исследования к воздуху добавляется газ, идентичный продуктам газификации топлива, во втором (II) — газ, отличающийся от газа, использованного в варианте I, существенно большей диффузионной способностью.

Примем общие модельные значения параметров задачи для вариантов I и II: $T_\infty = 298$ К; $T_s = 998$ К; $L = 2,6 \cdot 10^6$ Дж/кг; $c_p = 1,4 \cdot 10^3$ Дж/(кг·К); $C_{1\infty} = 0,21 \times (1 - C_{3\infty})$; $\rho_\infty = 1,3$ кг/м³; $\lambda = 5,6 \cdot 10^{-2}$ Дж/(К·м·с); $n = 1$; $\beta_2 = 3,5$; $Q_2 = 5,6 \cdot 10^7$ Дж/кг. В случае применения результатов моделирования к реальным (т. е. имеющим конечную массу) частицам полагаем плотность горючего $\rho_s^0 = 1000$ кг/м³. Различающиеся значения параметров задачи для вариантов I и II приведены в таблице.

Модельные характеристики топливовоздушной и газозвоздушной смесей для варианта I заимствованы из сведений об этановоздушной смеси, а газозвоздушной смеси для варианта II — из сведений о водородовоздушной смеси [5, 7]. Основная проблема такого заимствования заключалась в конфликтах между допущениями математической модели и фактическим описанием свойств упомянутых сме-

Модельные значения параметров задачи для вариантов I и II

Вариант	НКПР _g	Q ₃ , Дж/кг	Le ₃	β ₃	u _{n,min} , м/с	u _{n,max} , м/с	T _{b,min} , К	T _{b,max} , К	a, м/(с·К)
I	0,03	5,6·10 ⁷	1,0	3,5	0,05	0,45	1500	2540	4,33·10 ⁻⁴
II	0,08	1,23·10 ⁷	3,6	0,5	0,05	1,92	1000	2850	1,04·10 ⁻⁴

сей. Ниже приведены примеры разрешения таких конфликтов.

В силу монотонного увеличения реального значения λ с ростом температуры в качестве постоянного модельного значения параметра использовалось среднее геометрическое величин, отвечающих границам рабочего интервала температур (от 298 до ~2500 К).

Модельные значения параметра $T_{b,min}$ для обоих вариантов задачи совпадают с экспериментальными. При этом реальная зависимость c_p от температуры (в модели предполагается $c_p = \text{const}$) исключает численное совпадение экспериментальных значений Q и $T_{b,max}$ (54 МДж/кг и 2240 К для варианта задачи I и 120 МДж/кг и 2500 К для варианта II соответственно) с модельными значениями. Выбором c_p , Q_2 и Q_3 минимизировалось относительное различие модельных и экспериментальных значений $T_{b,max}$.

Значительное (на порядок) отклонение модельного значения параметра Q_3 от экспериментального, как и для параметра β_3 (экспериментальное значение $\beta_3 = 4$), вызвано модельным условием совпадения плотности горючего газа и воздуха (при реальном отличии плотности водорода и кислорода в нормальных условиях в 16 раз). Это отклонение, однако, носит формальный характер, поскольку параметры Q_3 и β_3 используются согласно (8) в составе комплексов $C_{3\infty}Q_3$ и $C_{3\infty}\beta_3$, значения которых для модельного газа и водорода отличаются не более чем на 20 %.

Величина T_s не оказывает существенного влияния на результаты исследования. Выбор весьма высокого значения для данного параметра вызван стремлением сделать его сопоставимым с минимальной расчетной температурой горения аэрозвесей [4].

Выбор L учитывал характерное экспериментальное значение константы диффузионного горения реальной сферической частицы в чистом воздухе K_s . Данная константа входит в соотношение, определяющее зависимость времени диффузионного горения τ_s реальной (т. е. имеющей конечную массу) частицы от ее размера:

$$\tau_s = 4K_s r_s^2. \quad (16)$$

Для угля, например, $K_s \approx 5 \cdot 10^6 \text{ с/м}^2$ [4]. Выражение, определяющее константу диффузионного горения

$$K_s = \rho_s^o c_p / (8\lambda \ln(Z)),$$

несложно получить, используя представленную выше стационарную модель при $X \equiv Y$ и $C_{3\infty} = 0$, в предположении о квазистационарности процесса выгорания частицы. Последнее означает, что поле распределения параметров задачи описывается стационарным распределением (7)–(8), в котором величина r_s убывает со временем (вследствие газификации частицы).

Прежде чем перейти к изложению основных результатов моделирования, представляющих зависимости r_A , r_B , T_A и T_B от переменных параметров задачи $C_{3\infty}$ и r_s для двух вариантов горючего газа, отметим, что в рамках предположений, лежащих в основе математической модели, область допустимых значений переменных параметров ограничена. Негорючесть газозводушнoй смеси предполагает ограничение $C_{3\infty}$ сверху, т. е.

$$C_{3\infty} < \text{НКПР}_g. \quad (17)$$

Существование фронта А предполагает ограничение r_s снизу. Действительно, согласно [3] удельная (на единицу площади поверхности пламени) скорость переработки горючего диффузионным пламенем не может превышать значения, равного удельной скорости переработки горючего ламинарным пламенем, распространяющимся по предварительно перемешанной стехиометрической смеси горючего с окислителем. С учетом (1), (7), (8), (17) и значений постоянных параметров задачи данное условие приводится к виду

$$r_s \geq \lambda C_{1\infty} / (c_p \beta_2 \rho_\infty u_{n,max}). \quad (18)$$

Из (18) получаем $r_s \geq 4,1$ мкм. В пользу существования условия (18) говорят результаты экспериментального исследования [8], в котором сферическое пламя вокруг горящих капель аэрозвесей тетралина наблюдалось лишь при $r_s \geq 5$ мкм.

Перейдем к изложению результатов моделирования. Согласно (8) и с учетом соотношения

$$0 < X - 1 \ll 1, \quad (19)$$

справедливого для исходных значений постоянных параметров задачи, выражения для размера и температуры первого фронта пламени вокруг горящей частицы имеют вид:

$$\begin{aligned} r_A^* = \{ \ln [1 + C_{1\infty} Q_2 (L \beta_2)^{-1} + \\ + C_{3\infty} (Q_3 \text{Le}_3 - Q_2 \beta_3 / \beta_2) L^{-1} - c_p (T_s - T_\infty) L^{-1}] \} \times \\ \times \{ \ln [1 + C_{1\infty} / \beta_2 - C_{3\infty} \beta_3 / \beta_2] \}^{-1}; \end{aligned} \quad (20)$$

$$T_A = \{\beta_2 T_\infty + C_{1\infty}(Q_2 - L + c_p T_s)/c_p + C_{3\infty}[\beta_2 Le_3 Q_3 - \beta_3(Q_2 - L + c_p T)]/c_p\} \times \{\beta_2 + C_{1\infty} - C_{3\infty}\beta_3\}^{-1}, \quad (21)$$

где $r_A^* = r_A/r_s$.

Данные выражения являются точными при $Le_3 = 1$ и, как следствие, для варианта I. Графики зависимости r_A^* и T_A от содержания горючего газа в воздухе для рассматриваемых вариантов задачи приводятся соответственно на рис. 2 (кривые 1 и 2) и на рис. 3, а. Здесь и далее для содержания горючего газа в воздухе предусматриваем два представления, связанные соотношением $C_{3\infty}^* = C_{3\infty}/\text{НКПР}_g$.

Рассчитанные зависимости размера и температуры второго пламени от содержания горючего газа в воздухе при различных значениях r_s приводятся для рассматриваемых вариантов задачи соответственно на рис. 2 и рис. 3, б. Для иллюстрации соотношения размеров пламен вокруг частицы радиус второго пламени на рис. 2 представлен в нормированном виде: $r_B^* = r_B/r_A$. Из рис. 2, 3, а и 3, б следует, что для варианта задачи II диапазон значений параметра $C_{3\infty}$, при которых существует стационарное решение, ограничен сверху. Для верхней границы данного диапазона вводим обозначение ВПС (верхний предел существования) и предусматриваем два представления, связанные соотношением $\text{ВПС}^* = \text{ВПС}/\text{НКПР}_g$. Положение ВПС* на упомянутых рисунках отвечает точке пересечения оси $C_{3\infty}$ с ортогональным к ней отрезком пунктирной линии. Аналогичное ограничение допустимых значений $C_{3\infty}$ следует учитывать при использовании (20) и (21) для варианта II.

Привести аналитические выражения для размера и температуры второго пламени в общем случае представляется затруднительным, однако это оказывается возможным при $r_s > 20$ мкм. В этом случае согласно рис. 3, б во всем диапазоне рассматриваемых значений $C_{3\infty}^*$ для обоих вариантов задачи справедливо приближительное равенство

$$T_B \approx T_{b,\min}. \quad (22)$$

Используя для оценки X вместо (9) соотношение (22), после несложных преобразований с учетом (19) получим:

$$X \approx 1 + \{c_p(T_{b,\min} - T_\infty) - C_{3\infty}Q_3Le_3\} \times \{Q_2 - L - c_p(T_{b,\min} - T_s) + C_{3\infty}(Le_3 - 1)Q_3/2\}^{-1}, \quad (23)$$

откуда с учетом (8) имеем:

$$r_B^* \approx \{(C_{1\infty} - C_{3\infty}\beta_3)[Q_2 - L - c_p(T_{b,\min} - T_s) + C_{3\infty}(Le_3 - 1)Q_3/2]\} \times \{\beta_2[c_p(T_{b,\min} - T_\infty) - C_{3\infty}Q_3Le_3]\}^{-1}. \quad (24)$$

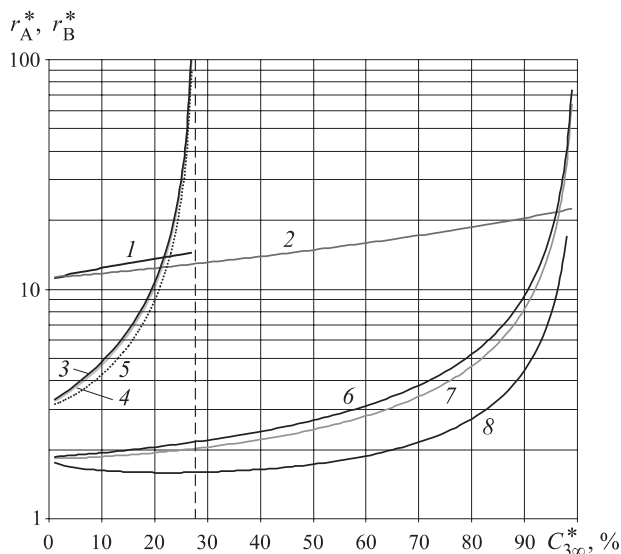


Рис. 2. Зависимость размера фронтов А (1, 2) и В (3–8) от содержания горючего газа в воздухе и только для фронта В от радиуса частицы: 3, 6 — 150 мкм; 4, 7 — 20 мкм; 5, 8 — 5 мкм; 2, 6–8 — вариант I; 1, 3–5 — вариант II

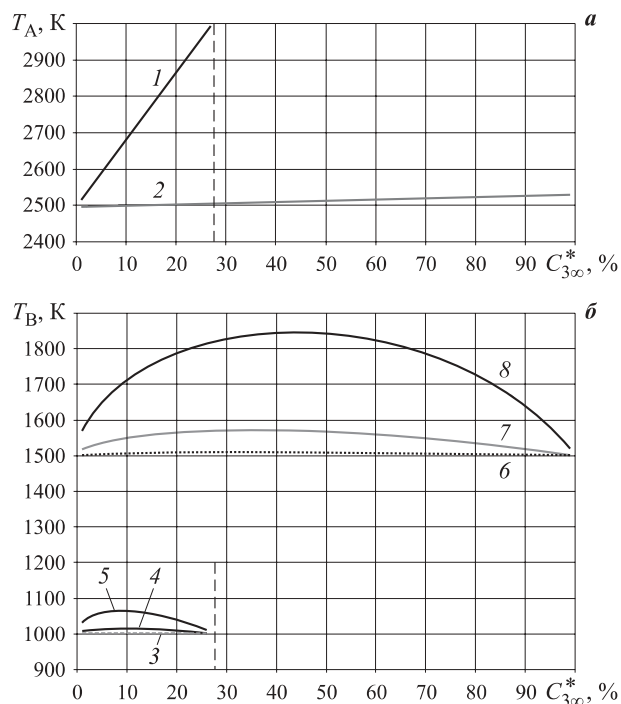


Рис. 3. Зависимость температуры во фронтах А (а) и В (б) от содержания горючего газа в воздухе и только для фронта В от радиуса частицы: 3, 6 — 150 мкм; 4, 7 — 20 мкм; 5, 8 — 5 мкм; 2, 6–8 — вариант I; 1, 3–5 — вариант II

Поскольку $Q_3\text{НКПР}_g = c_p(T_{b,\min} - T_\infty)$, из (24) следует, что

$$\text{ВПС}^* = 1/Le_3. \quad (25)$$

Оценим прирост температуры среды, вызванный выгоранием горючего газа, $\Delta T_3 = T(r, C_{3\infty}) - T(r, 0)$. Здесь $T(r, C_{3\infty})$ и $T(r, 0)$ — температура среды на расстоянии r от частицы, горящей соответственно в гибридной атмосфере с содержанием горючего газа $C_{3\infty}$

и в чистом воздухе ($C_{3\infty} = 0$). С учетом (7), (8), (19), (23) и (25) для диапазона $r_A < r < r_B$ несложно получить выражение

$$\Delta T_3 \approx (C_{3\infty}/\text{ВПС}) (T_{b,\min} - T_\infty). \quad (26)$$

Отметим, что (26) выполняется с относительной точностью около 5 и 10 % соответственно для вариантов I и II.

Проведем оценку устойчивости полученных решений задачи. Поскольку тщательное исследование устойчивости решений выходит за рамки настоящей работы, воспользуемся следующим качественным методом. В рамках квазистационарного приближения будем считать, что соотношения (8) остаются справедливыми при малых возмущениях параметров стационарного решения задачи. Тогда возмущения параметров задачи полностью определяются отклонением величины X от своего точного значения, которое определялось из уравнения баланса (9). Данное отклонение приведет, в частности, к изменению r_B и нарушению баланса (9): скорость переработки горючего газа во фронте пламени M_{3B} превысит или окажется ниже скорости диффузионного потока горючего газа во фронт пламени J_{3B} . Вследствие возникшего дисбаланса фронт В придет в движение, направление которого зависит от соотношения M_{3B} и J_{3B} . Если $M_{3B} > J_{3B}$, то произойдет выжигание горючего газа в окрестности сферы ($C_3 = 0$) со стороны свежей смеси, что приведет к увеличению радиуса сферы ($C_3 = 0$) и смещению совпадающего с этой сферой положения фронта В к свежей смеси (см. рис. 1). И наоборот, если $M_{3B} < J_{3B}$, то фронт В сместится в сторону частицы. В рамках рассматриваемой оценки решение будет устойчивым (или неустойчивым), если возникшее движение фронта В уменьшает (или увеличивает) возмущение r_B . Данный анализ показал устойчивость всех решений задачи, графики которых представлены на рис. 2–4.

В завершение отметим, что использование вместо (9) искусственного условия $r_A = r_B$ приведет к совпадению аналитических выражений настоящей работы с результатами [2].

Обсуждение результатов моделирования

Моделирование стационарного, сферически симметричного горения частицы топлива в гибридной атмосфере подтвердило высказанное во введении предположение о существовании вокруг частицы двух, разнесенных в пространстве диффузионных фронтов пламени (А и В) разного типа. Фронты А и В отвечают диффузионному горению соответственно неперемешанной и перемешанной смеси горючего и окислителя. Некоторые из полученных характери-

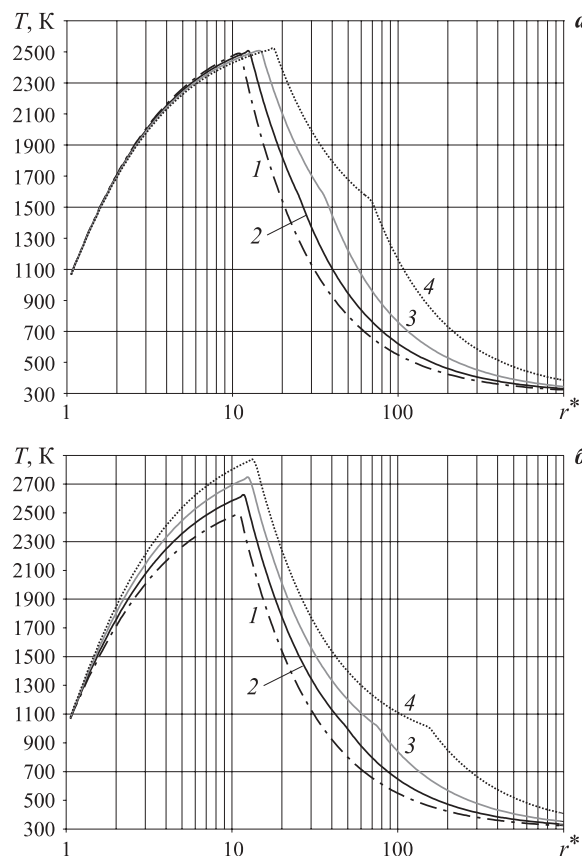


Рис. 4. Распределение температуры в окружающем горящую частицу ($r_s > 20$ мкм) пространстве для вариантов I (а) и II (б) при различном содержании горючего газа в воздухе (% соответственно от НКПР_г и ВПС): 1 — 0; 2 — 25; 3 — 50; 4 — 75

стик рассмотренного процесса могут показаться неочевидными и потребовать пояснений, приведенных, по возможности, в настоящем разделе работы.

Известно, что стационарное решение задачи о сферически симметричном диффузионном пламени в неподвижной перемешанной горючей гомогенной смеси паров топлива и окислителя является неустойчивым и, следовательно, лишенным физического смысла [3]. В то же время качественный анализ продемонстрировал устойчивость положения фронта В для всех полученных в нашей работе стационарных решений. Это объясняется наличием стабилизирующих факторов по разные от данного фронта стороны: устойчивости фронта А и негорючести газовой смеси на большом удалении от частицы. Об эффективности использованного нами качественного метода анализа устойчивости стационарных решений задачи, сохраняющих сферическую симметрию при малых возмущениях, свидетельствует тот факт, что данным методом легко обнаруживается неустойчивость стационарного решения упомянутой выше задачи из [3].

Согласно рис. 3, а и данным таблицы величина T_A для варианта I близка к $T_{b,\max}$ для смеси паров горю-

чего с воздухом. В то же время для варианта II T_A заметно превышает $T_{b,max}$ как для смеси паров горючего с воздухом, так и для смеси горючего газа с воздухом. Высокое значение T_A для варианта II обусловлено высоким значением Le_3 , при котором температура в области, охваченной стационарным сферическим диффузионным пламенем в предварительно перемешанной газозвушной смеси (фронтом В), может быть намного выше адиабатической температуры горения этой смеси [3].

Та же причина лежит в основе объяснения физического смысла соотношения (26). Согласно (26) выгорание горючего газа, содержащегося в атмосфере окружающего горящую частицу окислителя (воздуха), приводит к дополнительному (применительно к случаю отсутствия газа) увеличению температуры среды, которое для точек пространства с координатой в диапазоне от r_A до r_B превышает теплосодержание газозвушной смеси в Le_3 раз.

Для варианта II в диапазоне $НКПР_g/Le_3 < C_{3\infty} < НКПР_g$ решение уравнения (9) относительно X отсутствует: при любом X и, следовательно, при любом (превышающем r_A) значении r_B имеет место неравенство $M_{3B} > J_{3B}$. В соответствии с предложенным выше анализом устойчивости решений задачи данное неравенство свидетельствует о том, что в указанном диапазоне значений $C_{3\infty}$ происходит неограниченный рост размера фронта В. Данный эффект объясняется упомянутым выше сверхадиабатическим нагревом среды в зоне $r < r_B$ при условии медленного (квазистационарного) увеличения r_B и отсутствия теплопотерь на излучение.

Соотношения (20) и (21) являются точными для варианта I и формально могут быть использованы за пределами рассматриваемого в работе диапазона $C_{3\infty}$, отвечающего существованию стационарного решения задачи ($0 \leq C_{3\infty} < НКПР_g$), а именно на смежном диапазоне ($НКПР_g \leq C_{3\infty} < C_{1\infty}/\beta_3$), отвечающем горючей газозвушной смеси. Это правомерно по следующей причине. После нестационарного выгорания горючей смеси во всем окружающем частицу пространстве возникает стационарный режим горения частицы с единственным фронтом А, размер которого (с учетом возросшей температуры среды и отсутствия горючего газа на периферии) описывается соотношениями (20) и (21). Причина правильного описания режима горения, к которому параметры задачи стремятся после релаксации нестационарного процесса, заключается в сохранении подобия полей концентраций и температур на всем протяжении данного процесса при $Le_3 = 1$.

Одновременно отметим, что распространение соотношений (20) и (21) на аналогичный диапазон концентраций горючего газа для варианта II ($ВПС \leq C_{3\infty} < C_{1\infty}/\beta_3$) недопустимо, поскольку может при-

вести к неверным результатам. Последнее вызвано тем, что связь между полями концентраций и температуры при $Le_3 \neq 1$ будет различной для нестационарного и стационарного процессов. Формальная причина запрета связана с тем, что при значениях $C_{3\infty}$ из указанного диапазона нет действительного решения (9) относительно параметра X , который присутствует в точных представлениях выражений (20) и (21) для этого варианта задачи.

Согласно рис. 2 при r_s порядка 20 мкм и более имеет место подобие размеров диффузионных пламен и полей распределения температуры среды в пространстве: в соответствующие зависимости величина r_s входит через отношения r_A/r_s и r_B/r_s . При $r_s < 20$ мкм такого подобия не наблюдается из-за того, что газозвушная смесь на внешней стороне фронта В становится способной распространять пламя. Во избежание недоразумений напомним, что нами рассматривается изначально (до воспламенения частицы) негорючая газозвушная смесь. Поскольку $НКПР_g$ снижается с ростом температуры смеси [6], газозвушная смесь, негорючая вдали от частицы, может оказаться горючей в некоторой, прогретой фронтом А окрестности частицы. Признаком горючести такой газозвушной смеси является заметное превышение температурой T_B критического значения $T_{b,min}$ (см. рис. 3).

Сравнение результатов расчета и экспериментов

Исходные предположения математической модели двухфронтного горения вокруг частицы топлива идеализируют или устраняют вовсе воздействие на рассматриваемый процесс реальных факторов (гравитации, потерь тепла на излучение, конечного ускорения химической реакции с ростом температуры и ряда других). Серьезный теоретический анализ влияния данных факторов на полученные здесь результаты выходит за рамки настоящей работы. Поскольку обилие упрощающих исследование предположений порождает сомнение в правомерности полученных результатов, представляется разумным сопоставить их с результатами соответствующего экспериментального исследования.

К сожалению, автор не обнаружил опубликованных результатов экспериментальных исследований рассмотренного здесь процесса, что исключает прямую экспериментальную проверку полученных закономерностей. Тем не менее предпримем попытку косвенной проверки данных закономерностей с использованием результатов тех экспериментальных исследований, которые близки по своей постановке к рассмотренной задаче. Наиболее близкими к настоящей работе являются экспериментальные исследования распространения пламени в гибридной

смеси, под которой будем понимать совокупность несоприкасающихся частиц, взвешенных в гибридной атмосфере. Ниже приводится типичное описание такого исследования, одному из результатов которого дадим объяснение на основе полученных в нашей работе закономерностей.

Отложение горючего дисперсного материала массой M распыляют в герметичной камере объемом U кратковременным воздействием струи газовой смеси, отвечающей требуемому начальному давлению и составу формирующейся в этой камере гибридной атмосферы. Образовавшуюся турбулентную гибридную смесь с задержкой по времени τ зажигают искрой или горящим пиротехническим составом с известным тепловыделением Q . О горении смеси судят по изменению давления в камере P с течением времени t . В единичном опыте с конкретными значениями начальной среднеобъемной концентрации пыли $\rho_s = M/U$ и концентрации горючего газа в воздухе C_g определяют максимальное давление продуктов горения $P_{\max}$. Условие распространения пламени по смеси имеет вид $P_{\max} \geq P_{\max,cr}$, где пороговое значение давления $P_{\max,cr}$ составляет обычно 50 кПа. Согласно опыту исследований [4] на величину $P_{\max}$ могут оказывать влияние все из перечисленных выше параметров: $P_{\max} = P_{\max}(\rho_s, C_g, \Psi)$. Здесь Ψ обозначает набор существенных параметров конкретной экспериментальной методики — U , Q и τ , а также параметры, которые не были упомянуты из-за краткости приведенного описания (например, особенности формы камеры или характеристики распыляющей струи).

В дальнейшем нас будет интересовать нижний концентрационный (по содержанию пыли в единице объема гибридной смеси) предел распространения пламени, который обозначим НКПР_s. Согласно описанию методики исследования гибридной смеси зависимость НКПР_s от C_g определяется условием

$$P_{\max}(\text{НКПР}_s, C_g, \Psi) = P_{\max,cr},$$

где параметры, входящие в Ψ , имеют фиксированные значения для конкретной методики экспериментального исследования гибридной смеси. Для наглядного представления данной зависимости в прямоугольных координатах (ρ_s , C_g) выделяют две области, которые отвечают гибридным смесям, соответственно распространяющимся и не распространяющимся пламя. График НКПР_s(C_g) является границей между этими областями.

Отмечена следующая закономерность [4]: график НКПР_s(C_g) близок к отрезку прямой. На рис. 5, где использованы нормированные значения параметров ($\rho_s^* = \rho_s / \text{НКПР}_{so}$, $C_g^* = C_g / \text{НКПР}_{gt}$), такой отрезок представлен линией 2. Здесь НКПР_{so} и НКПР_{gt} — нижний концентрационный предел распростра-

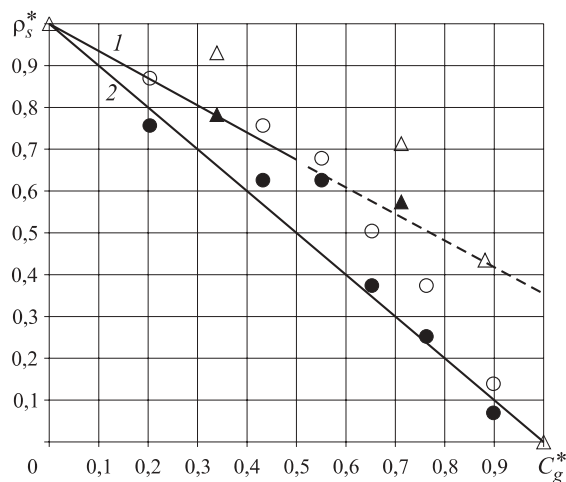


Рис. 5. Результаты испытаний горючей (Δ , $\circ$) и негорючей ($\blacktriangle$, $\bullet$) смеси крахмал – водород – воздух на горючесть в камере объемом 5,1 м³ (Δ , $\blacktriangle$) и 0,18 м³ ($\circ$, $\bullet$): 1 — расчетная граница горючести; 2 — граница горючести по правилу Ле-Шателье

нения пламени, измеренный соответственно для пылевоздушной смеси (при $C_g = 0$) и для турбулизированной газовой смеси (при $\rho_s = 0$). Данную закономерность принято именовать правилом Ле-Шателье по аналогии с закономерностью горения многокомпонентных газовой смесей [6].

Имеются, однако, два случая существенного отклонения от этой закономерности, на которые принято обращать внимание при обсуждении результатов исследования гибридных смесей [4]. Первый случай относится к смеси ПВХ (с $d_m = 14$ мкм) – метан – воздух [10], второй — к смеси крахмал (с $d_m = 15$ мкм) – водород – воздух (где d_m — средний габаритный размер частиц дисперсной компоненты смеси) [11].

Представляется нецелесообразным анализировать первый случай ввиду низкой точности эксперимента в [10]: соседние значения исследованных концентраций пыли отличались в 2 раза, что не позволяет осуществить надежную проверку аналитической аппроксимации НКПР_s(C_g), поэтому для косвенной проверки расчетов нашей работы обратимся ко второму случаю.

Гибридная смесь в [11] исследовалась в двух испытательных камерах квазистационарной формы объемом 0,18 и 5,1 м³ и отношением высоты к диаметру, равным 2 и 4 соответственно. Интенсивность турбулентности в камерах была, по-видимому, сопоставимой с той, которая достигается в 1-м³ камере стандарта ISO 6184 и 20-л камере R. Siwek [4]. Для обеих испытательных камер $P_{\max,cr} = 20,7$ кПа. В установках использованы разные источники зажигания: в камере объемом 0,18 м³ — пиротехнический состав с запасом энергии 10 Дж, объемом 5,1 м³ — скрученная клубком проволока длиной 1 м, “взрывающаяся” под действием импульса электрического

тока и производящая тепловыделение, сопоставимое, по-видимому, с упомянутым выше. Результаты [11] приводятся на рис. 5. Можно отметить заметное отклонение границы между областями с горючей и негорючей гибридной смесью от правила Ле-Шателье, которое нельзя исключить ссылками на погрешность эксперимента и объяснение которого будет приведено ниже.

Заметим, что в литературе уже имелась попытка объяснить упомянутый эффект на основе предположения о первичности горения добавки водорода к воздуху аэровзвеси с температурой горения 700 К и ниже [9]. По нашему мнению, первичным горением в гибридной смеси следует считать горение дисперсной компоненты горючего, поскольку при любой, сколь угодно низкой, концентрации его возможно горение конкретной частицы. Именно такой подход позволяет корректно оценить температуру в зоне продуктов горения гибридной смеси, содержащей водород и имеющей состав, близкий к НКПР_с.

Построим для смеси *крахмал – водород – воздух* расчетную зависимость НКПР_с^{*}(C_г^{*}) на основе полученных выше результатов моделирования горения частицы топлива в гибридной атмосфере. Во избежание недоразумений отметим три существенных отличия условий рассматриваемых экспериментальных исследований от условий решенной в нашей работе задачи:

- 1) регистрируемый параметр в гибридной смеси относится не к горению отдельной частицы, а к распространению пламени по совокупности частиц;
- 2) гибридная смесь находится в состоянии турбулентного движения;
- 3) время горения отдельной частицы в гибридной смеси конечно.

Что касается первых двух отличий, то необходимо заметить, что отсутствие теории распространения турбулентного пламени по аэровзвеси исключает строгое обоснование метода построения искомой зависимости. Поэтому аргументы в пользу предлагаемых математических соотношений будут основываться на опубликованных результатах экспериментальных исследований и разумных предположениях.

В отношении третьего отличия отметим, что квазистационарность фронта А подтверждена расчетами [6] и экспериментами [4]. Вопрос о квазистационарности фронта В является открытым: при высоком значении r_B^* время, необходимое для расширения фронта В от размера r_A (в момент зажигания частицы) до расчетного размера, может оказаться больше времени горения частицы. Однако из дальнейших рассуждений следует, что для построения искомой зависимости важен сам факт появления фронта В.

Перейдем к оценке НКПР_с^{*}(C_г^{*}). Согласно результатам моделирования горящая в гибридной атмосфере частица инициирует выгорание газовой смеси и, следовательно, дополнительное (по сравнению с горением в чистом воздухе) повышение температуры среды на расстояниях, заметно превосходящих радиус собственного пламени r_A . Прирост температуры среды, вызванный выгоранием газа, для стационарной задачи определяется выражением (26). Разумно предположить, что аналогичный эффект возникает при горении конкретной частицы во фронте пламени, распространяющемся по совокупности частиц, взвешенных в турбулированной гибридной атмосфере. При этом для турбулентной среды аналогом множителя (C_{3∞}/ВПС) в правой части (26) выступит C_г^{*}, и выражение прироста температуры такой среды ΔT_g примет вид:

$$\Delta T_g = C_g^* (T_{b,\min} - T_\infty). \quad (27)$$

Будем полагать, что горение взвеси частиц топлива в гибридной атмосфере эквивалентно горению взвеси в чистом воздухе с начальной температурой T₀ (К), которая повышается до уровня T₀ = 298 + ΔT_г. Такое повышение температуры свежей аэровзвеси должно повлиять на критическое значение концентрации топлива.

Для оценки этого влияния воспользуемся зависимостью нижнего концентрационного предела распространения пламени по турбулентной аэровзвеси НКПР от начальной температуры равномерно нагретой аэровзвеси при нормальном давлении [9]:

$$\frac{\text{НКПР}(T_0)}{\text{НКПР}(298)} = \left(1 - \frac{T_0 - 298}{T_f - 298}\right) \left(\frac{298}{T_0}\right), \quad (28)$$

где НКПР(298) — значение НКПР аэровзвеси при начальной температуре 298 К;

T_г — постоянная, значение которой зависит от химического состава дисперсного горючего; T_г = (1550 ± 120) К.

Второй сомножитель правой части (28) учитывает специфику определения НКПР в реакционной камере постоянного объема, а именно уменьшение массы воздушной компоненты аэровзвеси с ростом ее начальной температуры при нормальном начальном давлении. Поскольку масса газовой компоненты гибридной смеси не зависит от состава смеси, описание интересующей нас закономерности отличается от (28) отсутствием упомянутого сомножителя. С учетом этого обстоятельства и соотношения (27) получим:

$$\text{НКПР}_s^* = 1 - C_g^* \frac{T_{b,\min} - 298}{T_f - 298}. \quad (29)$$

Следует заметить, что экспериментальное подтверждение справедливости (28) вряд ли распро-

страняется на случай $T_0 > 600$ К из-за технических проблем значительного нагрева испытательной камеры и возможной термической деструкции распыленного в горячей атмосфере дисперсного материала к моменту зажигания аэровзвеси. В связи с этим область применения (29) даже при разумной линейной аппроксимации расчетных соотношений за пределы области апробации целесообразно ограничить значениями C_g^* из диапазона

$$0 \leq C_g^* \leq 0,5. \quad (30)$$

Для варианта задачи I ($T_{b,\min} \approx T_f = 1500$ К) зависимость (29) совпадает с правилом Ле-Шателье (линия 2 на рис. 5). Для варианта II ($T_{b,\min} = 1000$ К, $T_f = 1500$ К) зависимость (29) представлена отрезком 1 на рис. 5. Наблюдается хорошее соответствие результатов расчета и экспериментов в диапазоне (30). Участок расчетной зависимости за пределами этого диапазона представлен пунктиром.

Удовлетворительное соответствие расчетных и экспериментальных зависимостей является косвенным свидетельством правомерности полученных в данной работе результатов.

Закключение

Предложена аналитическая модель стационарно-го сферически симметричного двухфронтного диффузионного горения вокруг неподвижной частицы газифицирующегося топлива бесконечной (для обеспечения стационарности горения) плотности в гибридной атмосфере, которая основана на уравнениях диффузии и теплопроводности. Под гибридной атмосферой понимается смесь воздуха с горючим газом, присутствующим в количестве, меньшем нижнего концентрационного предела распространения плоского пламени по газозвушной смеси (НКПР_g). Ближайший к частице фронт пламени (А) имеет ту же природу, что и единственный диффузионный фронт пламени вокруг частицы, горящей в чистом воздухе [1]. Во втором фронте пламени (В) происходит устойчивое диффузионное горение перемешанной смеси газа с воздухом.

Основные допущения, способствующие представлению результатов моделирования в аналитической форме, сводились к пренебрежению действием гравитации, потерями тепла на излучение,

конечной толщиной диффузионного пламени, зависимостью теплофизических параметров среды от температуры. Предполагали также, что температура пламени на пределе диффузионного горения во фронте В совпадает с температурой плоского пламени в газозвушной смеси на НКПР_g. Число Льюиса равнялось 1 для всех компонентов газовой фазы, кроме горючего газа, у которого данный параметр (Le_3) мог принимать различные значения.

Результаты моделирования иллюстрировались на двух вариантах исходных данных. В первом варианте все горючие газообразные компоненты идентичны типичному углеводороду (этану). Второй вариант моделирования отличался от первого только диффузионной способностью горючего газа, величиной НКПР_g и температурой горения на данном пределе, заимствованными у водорода. Для обоих вариантов задачи приведены графические зависимости размера и температуры диффузионных пламен от содержания горючего газа в воздухе и от радиуса частицы.

Геометрическое подобие полей распределения температуры в пространстве отсутствовало для частиц с радиусом порядка 20 мкм и менее. Как и в случае неустойчивого стационарного диффузионного пламени в гомогенной горючей перемешанной смеси при $Le_3 > 1$ в области, ограниченной поверхностью фронта В, отмечалась сверхадиабатическая температура среды. Стационарное решение задачи отсутствовало при концентрации горючего газа, превышающей НКПР_g/ Le_3 . При горении частицы в гибридной атмосфере функция распределения температуры в пространстве между фронтами А и В линейно росла с увеличением содержания горючего газа.

Последняя закономерность использована для количественного объяснения зависимости нижнего концентрационного предела распространения пламени по дисперсной компоненте (НКПР_s) от содержания горючего газа, в том числе водорода, в атмосфере турбулентной гибридной смеси *пыль – горючий газ – воздух*. Ввиду отсутствия теории турбулентного горения аэровзвеси переход от закономерностей горения одиночной частицы к закономерностям горения аэровзвеси использовал разумные предположения и известную экспериментальную зависимость НКПР_s аэровзвеси от начальной температуры.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Вариавский Г. А.* Горение капли жидкого топлива. Диффузионная теория / Бюро новой техники НКАП. — 1945. — № 6. — 17 с. // В кн. : Теория горения порохов и взрывчатых веществ. — М. : Наука, 1982. — С. 87–106.
2. *Law C. K.* Deflagration and extinction of fuel droplet in a weakly-reactive atmosphere / J. Chem. Phys. — 1978. — Vol. 68. — P. 4218–4221. doi: 10.1063/1.436286.

3. Зельдович Я. Б., Баренблатт Г. И., Либрович В. Б., Махвиладзе Г. М. Математическая теория горения и взрыва. — М. : Наука, 1980. — 478 с.
4. Eckhoff R. K. Dust explosions in the process industries. 3rd edition. Gulf Professional Publishing. — Boston : Elsevier, 2003. — 720 p.
5. Карпов В. П., Северин Е. С. Влияние коэффициентов молекулярного переноса на турбулентную скорость выгорания // ФГВ. — 1980. — Т. 16, № 1. — С. 45–51.
6. Williams F. Combustion Theory. Second Edition. — Boulder : Westview Press, 1985. — 704 p.
7. Таблицы физических величин : справочник / Под ред. И. К. Кикоина. — М. : Атомиздат, 1976. — 1008 с.
8. Burgoyne J. H., Cohen L. The effect of drop size on flame propagation in liquid aerosols // Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences. — 1954. — Vol. 225, Issue 1162. — P.375–392. doi: 10.1098/rspa.1954.0210.
9. Hertzberg M., Cashdollar K. L. Introduction to dust explosions // Industrial dust explosions / Cashdollar K. L., Hertzberg M. (eds.) // ASTM Special Technical Publication 958. — Philadelphia : ASTM, 1987. — P. 5–32.
10. Bartknecht W. Explosion — Ablauf und Schutzmaßnahmen. — Berlin – Heidelberg – New York : Springer-Verlag, 1980. — 259 s. doi: 10.1002/cite.330530411.
11. Gaug M., Knystautas R., Lee J. H. S., Benedick W. B., Nelson L., Shepherd J. The lean flammability limits of hybrid mixtures // Progress in Astronautics and Aeronautics. Vol. 105: Dynamics of Reactive Systems. Part II: Modeling and Heterogeneous Combustion. — AIAA, 1986. — P. 155–168.

Материал поступил в редакцию 14 февраля 2015 г.

English

TWO FRONT OF COMBUSTION AROUND FUEL PARTICLE IN HYBRID ATMOSPHERE

POLETAEV N. L., Doctor of Technical Sciences, Senior Researcher
Leading Researcher, All-Russian Research Institute for Fire Protection
of Emercom of Russia (VNIPO, 12, Balashikha, Moscow Region, 143903,
Russian Federation; e-mail address: nlpvniipo@mail.ru)

ABSTRACT

Analytic solution of the problem of stationary spherically symmetric double-front diffusion combustion around a particle boiling fuel (with infinite density to ensure the stationarity of combustion) in a hybrid atmosphere was derived. Under the hybrid atmosphere was understood to be a mixture of air and combustible gas, present in a quantity smaller than the lower concentration limit of the flat flame propagation through gas-air mixture (LEL_g). The nearest to particle flame front (A) has the same nature as the single diffusion flame front around the particle burning in clean air (Varshavsky, 1945). In the second flame front (B) there is a stable diffusion combustion of gas-air mixture.

Main assumptions facilitate the representation of results in analytical form, was to neglect the influence of gravity, heat loss by radiation, the real thickness of the diffusion flame, the dependence of the thermophysical parameters on the temperature. It was assumed that the temperature of the flame at the limit of diffusion combustion in front B coincides with the temperature of the flat flame in the gas-air mixture at LEL_g . The Lewis number equal to 1 for all components of the gas phase apart from the combustible gas, in which this parameter (Le_3) can take different values.

The results are illustrated on two variants of the original data. In the first variant, all combustible gaseous components identical to typical hydrocarbon (ethane). The difference between the second variant of the modeling from the first variant was only the fuel gas for which diffusion capacity, LEL_g and the burning temperature, borrowed from hydrogen. Dependencies of the size and temperature of the diffusion flames on the content of combustible gas in the air and the particle radius shown in the graphic form for both versions.

The geometric similarity of the fields of temperature distribution in space was absent for particles with radius of the order of and less than 20 μm . As in the case of unstable stationary diffusion flame in a homogeneous combustible mixture (Zeldovich, 1944) when $Le_3 > 1$ in the area bounded by the front surface B, it was noted superadiabatic temperature. The stationary solution of the task was absent when the concentration of combustible gas exceeds LEL_g/Le_3 . The function of the temperature distribution in the space between the fronts A and B linearly increased with the increase of the content of combustible gas.

The last rule was used for the quantitative explanation of the dependence of the lower concentration limits of flame propagation in dispersive component (HKIP_g) on the content of combustible gas in the turbulent hybrid dust – combustible gas-air mixture, including an explanation of the particular case, when the combustible gas is hydrogen. Due to the lack of a theory of turbulent combustion of dust-air mixture in this application used reasonable assumptions and known experimental dependence HKIP_g of dust-air mixture on the initial temperature.

Keywords: modeling; combustion; particle of fuel; hybrid atmosphere; hybrid mixture.

REFERENCES

1. Varshavskiy G. A. Goreniye kapli zhidkogo topliva. Diffuzionnaya teoriya [Combustion of liquid fuel droplet. Diffusion theory]. Byuro novoy tekhniki NKAP — Bureau of New Technique NKAP, 1945, no. 6. 17 p. *Teoriya goreniya porokhov i vzryvchatykh veshchestv* [In: Theory of gunpowder and explosives burning]. Moscow, Nauka Publ., 1982, pp. 87–107.
2. Law C. K. Deflagration and extinction of fuel droplet in a weakly-reactive atmosphere. *J. Chem. Phys.*, 1978, vol. 68, pp. 4218–4221. doi: 10.1063/1.436286.
3. Zeldovich Ya. B., Barenblatt G. I., Librovich V. B., Makhviladze G. M. *Matematicheskaya teoriya goreniya i vzryva* [Mathematical theory of combustion and explosions]. Moscow, Nauka Publ., 1980. 478 p.
4. Eckhoff R. K. *Dust explosions in the process industries*. 3rd edition. Gulf Professional Publishing. Boston, Elsevier, 2003. 720 p.
5. Karpov V. P., Severin E. S. Vliyaniye koeffitsientov molekulyarnogo perenosa na turbulentnyuyu skorost vygoraniya [Influence of coefficients of molecular transfer on the turbulent speed of burning out]. *Fizika goreniya i vzryva — Combustion and Explosion Physics*, 1980, vol. 16, no. 1, pp. 45–51.
6. Williams F. *Combustion theory*. 2nd edition. Boulder, Westview Press, 1985. 704 p.
7. Kikoin I. K. (ed.) *Tablitsy fizicheskikh velichin* [Tables of Physical Values]. Moscow, Atomizdat, 1976. 1008 p.
8. Burgoyne J. H., Cohen L. The effect of drop size on flame propagation in liquid aerosols. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 1954, vol. 225, issue 1162, pp. 375–392. doi: 10.1098/rspa.1954.0210.
9. Hertzberg M., Cashdollar K. L. Introduction to dust explosions. In: Industrial dust explosions. Cashdollar K. L., Hertzberg M. (eds.). *ASTM Special Technical Publication 958*. Philadelphia, ASTM, 1987, pp. 5–32.
10. Bartknecht W. *Explosion — Ablauf und Schutzmaßnahmen*. Berlin – Heidelberg – New York, Springer-Verlag, 1980. 259 s. doi: 10.1002/cite.330530411.
11. Gaug M., Knystautas R., Lee J. H. S., Benedick W. B., Nelson L., Shepherd J. *The lean flammability limits of hybrid mixtures. Progress in Astronautics and Aeronautics*. Vol. 105 — Dynamics of Reactive Systems. Part II — Modeling and Heterogeneous Combustion. AIAA, 1986, pp. 155–168.

С. Г. АЛЕКСЕЕВ, канд. хим. наук, доцент, чл.-корр. ВАН КБ, старший научный сотрудник Научно-инженерного центра “Надежность и ресурс больших систем и машин” УрО РАН (Россия, 620049, г. Екатеринбург, ул. Студенческая, 54а); старший научный сотрудник Уральского института ГПС МЧС России (Россия, 620062, г. Екатеринбург, ул. Мира, 22; e-mail: Alexshome@mail.ru)

А. С. АВДЕЕВ, начальник сектора Судебно-экспертного учреждения ФПС “Испытательная пожарная лаборатория по Пермскому краю” (Россия, 614990, г. Пермь, ул. Большевикская, 53а); аспирант Научно-инженерного центра “Надежность и ресурс больших систем и машин” УрО РАН (Россия, 620049, г. Екатеринбург, ул. Студенческая, 54а; e-mail: asipl@ugps.perm.ru)

Н. М. БАРБИН, д-р техн. наук, канд. хим. наук, заведующий кафедрой химии Уральской государственной сельскохозяйственной академии (Россия, 620075, г. Екатеринбург, ул. Карла Либкнехта, 42); старший научный сотрудник Уральского института ГПС МЧС России (Россия, 620062, г. Екатеринбург, ул. Мира, 22; e-mail: NMBarbin@mail.ru)

Е. Ю. ПОЛИЩУК, канд. техн. наук, начальник кафедры расследования пожаров Уральского института ГПС МЧС России (Россия, 620062, г. Екатеринбург, ул. Мира, 22; e-mail: еруур@ya.ru)

УДК 614.83:661.715.4

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ МЕТОДИК ПРОГНОЗИРОВАНИЯ VCE НА ПРИМЕРЕ ВЗРЫВА ВО ФЛИКСБОРО

На примере аварии, происшедшей 1 июня 1976 г. на предприятии “Нипро” в г. Фликсборо (Великобритания), на основании математической обработки данных Сади установлено, что зависимость избыточного давления взрыва $P_{взр}$ от расстояния R_1 описывается уравнением $P_{взр} = 94970(R_1)^{-1,526}$ с коэффициентом корреляции 0,990. Показано, что данные Сади можно использовать в качестве эталона при верификации методик прогнозирования последствий взрывов газопаровоздушных смесей. На основании сравнительного анализа отечественных и зарубежных методов установлено, что последствия реального взрыва во Фликсборо лучше всего описываются TNT-методом из РД 03-409–01 и уравнением Дорофеева для режима детонации.

Ключевые слова: взрыв; детонация; дефлаграция; верификация; анализ; метод.

В предыдущих работах [1–9] нами анализировались возможности отечественных и зарубежных расчетных методов на примерах гипотетической аварийной ситуации, связанной с разлитием авиационного топлива марки РТ, и реального промышленного взрыва в г. Дэнверс (Danvers) в США.

В настоящей статье продолжено рассмотрение возможностей существующих методик оценки взрывопожароопасности топливовоздушных смесей на примере промышленного взрыва циклогексана, происшедшего 1 июня 1976 г. на предприятии “Нипро” (Nupro) в г. Фликсборо (Flixborough) в Великобритании, в результате которого погибло 28 и пострадало 89 чел. Разрушения различной степени (от полного до частичного) получили около 2 тыс. промышленных и гражданских зданий, а также технологическое оборудование компании “Нипро” (рис. 1). Данный случай, вошедший в первую десятку самых крупных промышленных аварий XX столетия, был подвергнут всесторонним экспертизам. Ему посвя-

щены многочисленные исследования и описания [10–39]. Несмотря на это остались неисследованными многие вопросы, касающиеся различных аспектов промышленной аварии на предприятии “Нипро”. В частности, не были точно установлены: химический и физический состав, а также масса испарившегося вещества¹, временной промежуток между разрушением байпаса и взрывом газопаровоздушной смеси, или VCE (vapor cloud explosion)². В связи с этим прогнозы TNT-эквивалента взрыва во Фликсборо колеблются от 15 до 55 т [10–28].

Рядом исследователей составлены таблицы, в которых приведены данные по избыточному давлению

¹ Установлено, что основным компонентом смеси был циклогексан (около 94 %), поэтому все ранее выполненные расчеты сделаны по этому веществу.

² Для обозначения взрыва газопаровоздушной смеси на открытом (незамкнутом) пространстве используется аббревиатура UVCE (unconfined vapor cloud explosion).



Рис. 1. Пожар после взрыва на предприятии “Нипро” во Фликсборо (Великобритания) 01.06.76 г. [11, 40, 41]

взрыва в зависимости от расстояния от центра взрыва R_1 для промышленной аварии во Фликсборо, полученные на основании анализа картины фактических разрушений [10, 15]. В. Маршаллом (Marshall) [10] отдано предпочтение данным Сади (Sadee), которые приведены в таблице. Путем обработки этих данных с помощью Microsoft Excel 2013 с исключением четырех точек из 21 (см. таблицу) выведена формула (1), которая с приемлемой точностью описывает зависимость избыточного давления взрыва $P_{\text{взр}}$ (кПа) от расстояния R_1 (м) для рассматриваемой аварии. Таким образом, получен дополнительный аргумент в пользу возможности использования данных таблицы в качестве эталона для сравнения методик прогнозирования VCE:

$$P_{\text{взр}} = 94970(R_1)^{-1,526} \quad (r = 0,990), \quad (1)$$

где r — коэффициент корреляции.

Зависимость избыточного давления взрыва от расстояния по данным Сади [10]

R_1 , м	$P_{\text{взр}}$, кПа	R_1 , м	$P_{\text{взр}}$, кПа	R_1 , м	$P_{\text{взр}}$, кПа
120	50	230	24	700	3,5
125	60	290	18,5	825	2,75
130	50	290	18,5	885	4,5
135	60	335	14	945	1,75
160	35	350	14	1190	2,5
220	27,5	400	12	1340	1,75
230	18,5	535	11	1345	1,75

Примечание. Выделены значения, которые не учитывались при выводе уравнения (1).

Масса вышедшего наружу циклогексана в результате разгерметизации байпаса неизвестна. В литературе приводятся данные, охватывающие широкий диапазон значений, — от 30 до 125 т [10, 13–15, 23, 27, 34, 37]. Однако только в книге Маршалла [10] приведен пример расчета, согласно которому максимальный выход циклогексана составляет 125 т (суммарное содержание продукта в пяти резервуарах и технологическом оборудовании выше уровня каскада реакторов (рис. 2)). Ранее в [10, 28] при определении доли испарившегося циклогексана F по уравнениям (2) и (3) были получены несовместимые результаты:

$$F = \Delta T \frac{c_{\text{р.т}}}{H_{\text{исп.т}}} = 0,35; \quad (2)$$

$$F = 1 - \exp\left(-\Delta T \frac{c_{\text{р.т}}}{H_{\text{исп.т}}}\right) = 0,17, \quad (3)$$

где ΔT — разница между рабочей температурой жидкости и температурой ее кипения, К;

$c_{\text{р.т}}$ — удельная теплоемкость парообразования, кДж/(кг·К);

$H_{\text{исп.т}}$ — удельная теплота парообразования, кДж/кг;

$\exp$ — основание натурального логарифма.

При повторении расчетов по определению F по формулам (2) и (3) с использованием базы данных DIPPR 801 [42] установлено, что авторами работ [10, 28] использованы некорректные исходные данные для циклогексана. Уточненные значения F , рассчитанные по уравнениям (2) и (3), составляют 0,303 и 0,261 соответственно. Таким образом, в промышленной аварии во Фликсборо верхняя граница теоретически возможной массы циклогексана в паровом облаке не превышает 37,9 т ($0,303 \times 125 \approx 37,9$ т).

Техническими экспертами сделан вывод, что источником зажигания послужило технологическое оборудование цеха по производству водорода (рис. 3). Это обстоятельство позволяет графическим способом по плану предприятия “Нипро” оценить радиус

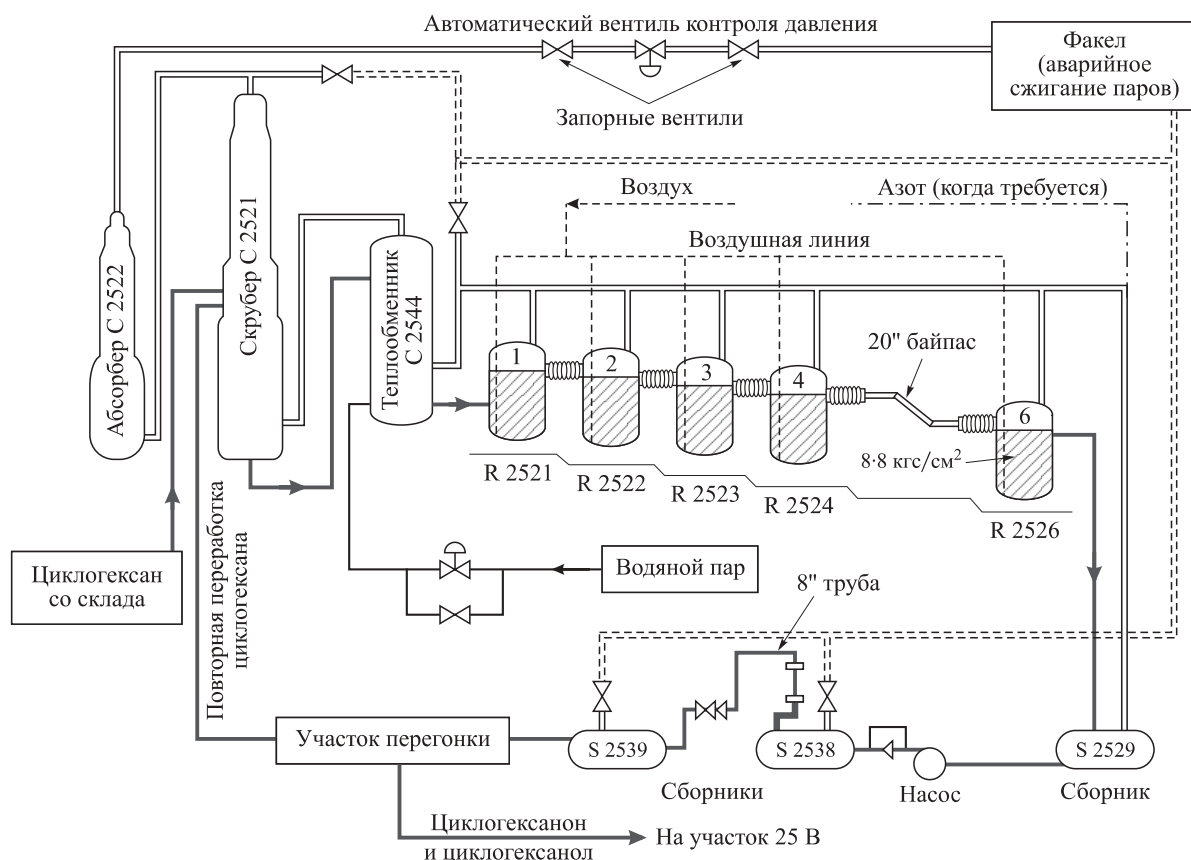


Рис. 2. Технологическая схема окисления циклогексана на момент аварии [11]

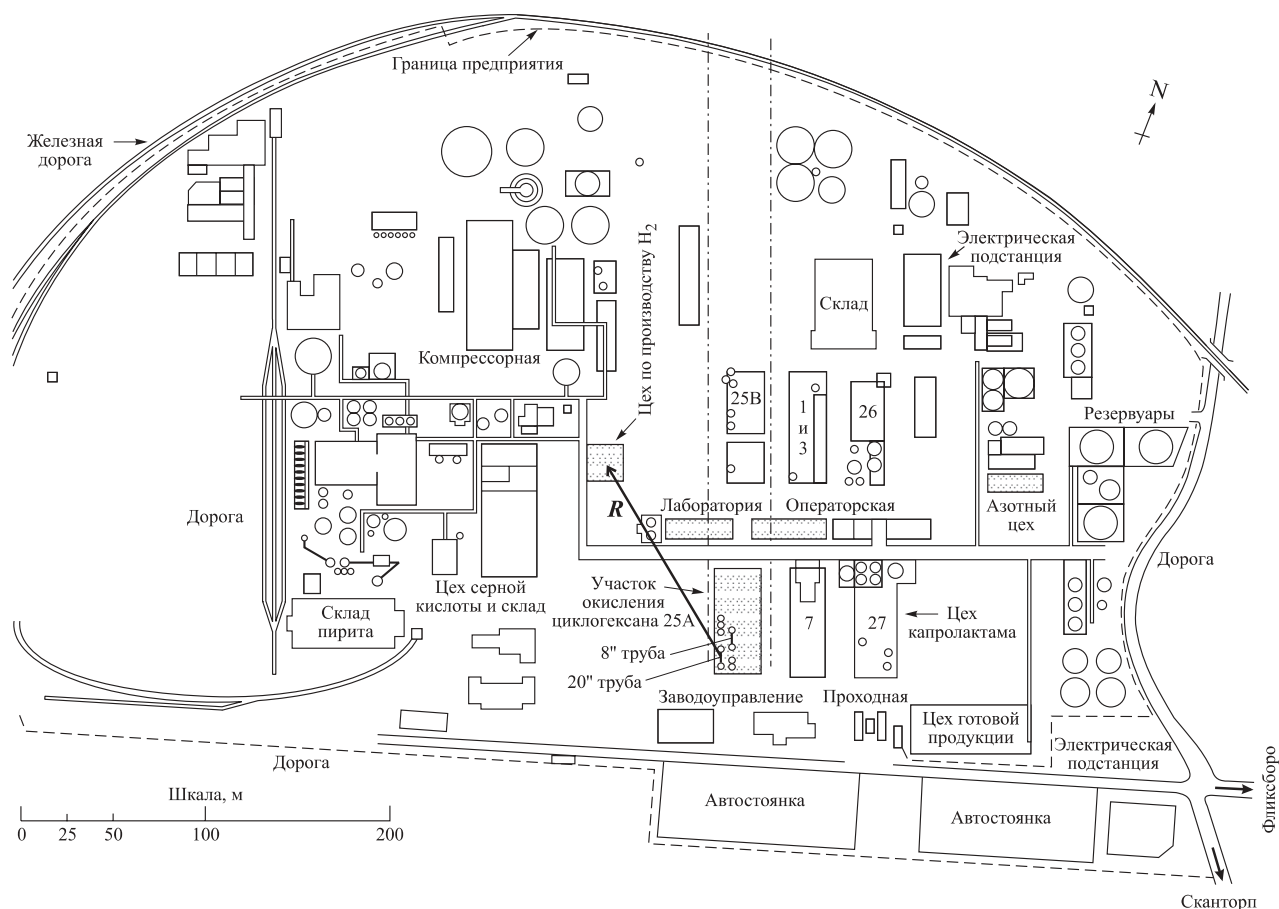


Рис. 3. План завода “Нипро” [11]

взрывопожароопасной паровоздушной смеси, который составляет примерно 109 м. Полученный результат совпадает с выводом о среднем радиусе парового облака (110 м), сделанным в отчете “Health & Safety Commission” [13].

Поскольку реальная масса и ее доля, которая приняла участие в VCE, неизвестны, сравнение разных методик выполнено при различных количествах горючего вещества, но с учетом верхнего порога массы циклогексана и радиуса облака паровоздушной смеси R (м). При этом проверена гипотеза, что этот параметр связан с массой горючего вещества m (т) уравнением (4)³:

$$R = 30 \sqrt[3]{m}. \quad (4)$$

При этом считается, что газопаровоздушное облако имеет форму сферического сегмента с отношением радиуса к высоте 5:1 [13, 43]. В результате уточнения уравнения (4) получено новое соотношение (4а), которое согласуется с ранее сделанными выводами о массе паров 37,9 т и радиусе паровоздушного облака циклогексана 109 м:

$$R = 32,5 \sqrt[3]{m}. \quad (4a)$$

Объем паровоздушного облака V (м³) при температуре 353 К,⁴ в котором содержится 37,9 т циклогексана при стехиометрической концентрации $C_{стх}$ или при концентрационных пределах воспламенения C_n и C_v , легко вычисляется через соответствующие массовые концентрации. Далее решением кубического уравнения (5) найдена высота облака h (м) для этих концентраций:

$$1/3 h^3 - Rh^2 + V/\pi = 0. \quad (5)$$

Таким образом, для нашего случая отношение R/h составит 2,48; 1,82 и 4,75 для $C_{стх}$, C_n и C_v соответственно. Следовательно, высказанная ранее гипотеза о том, что $R/h = 5$ [13, 43], не находит своего подтверждения.

Метод РБ Г-05-039-96

Методика РБ Г-05-039-96 допускает прогнозирование VCE как в режиме детонации, так и в режиме дефлаграции. При этом нормированного подхода для выбора режима VCE данный метод не предлагает [45], поэтому нами рассмотрены оба варианта.

Режим детонации

В руководстве содержится два подхода для расчета последствий VCE. Первый подход основан на

уравнении (4) и используется для экспресс-оценок [45]. Результаты прогноза по формуле (6) в сравнении с данными таблицы представлены на рис. 4:

$$P_{взр} = P_0 (0,8m_{пр} + 2,2(m_{пр})^2 + 1,2(m_{пр})^3), \quad (6)$$

где P_0 — атмосферное давление, кПа; $P_0 = 101$ кПа;
 $m_{пр}$ — приведенная масса;

$$m_{пр} = 0,0605 \frac{\sqrt[3]{q_m m_r}}{R_1}, \quad (5)$$

q_m — удельная энергия взрыва стехиометрической смеси газа (пара) с воздухом, кДж/кг;
 $q_m = 2797$ кДж/кг [45];

m_r — масса газа, кг.

При втором подходе методики РБ [45] избыточное давление взрыва $P_{дет}$ (кПа) в пределах паровоздушного облака вычисляется по уравнению (7) и составляет 1692,8 кПа, а за его пределами — по формулам (8)–(10):

$$P_{дет} = 2,586 (\gamma - 1) q_m - P_0; \quad (7)$$

$$P_{взр} = 1,227 \cdot 10^{-6} / (R_{пр})^{4,68} + 0,49, \quad (8)^6$$

$$0,05 < R_{пр} \leq 0,068;$$

$$P_{взр} = 4,156 / (R_{пр})^{1,7}, \quad (9)$$

$$0,068 < R_{пр} \leq 0,31;$$

$$P_{взр} = 4,96 / R_{пр} + 0,974 / (R_{пр})^2 + 0,146 / (R_{пр})^3, \quad (10)$$

$$R_{пр} > 0,31,$$

где γ — показатель адиабаты исходной смеси;

$\gamma = 1,248$ [44];

$R_{пр}$ — приведенное расстояние от центра взрыва (парового облака); $R_{пр} = R_1 (2\eta q_v V)^{-1/3}$;

$\eta = 1 - (2P_0/P_{дет})^{(\gamma-1)/\gamma}$;

q_v — удельная (объемная) энергия взрыва стехиометрической смеси газа с воздухом, кДж/м³;

$q_v = 3748$ кДж/м³ [45];

V — объем полусферического паровоздушного облака при $C_{стх}$, м³; $V = 42344,8$ м³ (рассчитан через массовую стехиометрическую концентрацию).

Результаты вычислений по формулам (9) и (10) для 4,5 т циклогексана приведены на рис. 4, из которого видно, что экспресс-метод дает явно завышенное количество горючего вещества, участвующего во взрыве. Необходимо отметить, что радиус полусферического паровоздушного облака для 4,5 т циклогексана при температуре 353 К равен 31,88 м, а не 110 м. Однако ветер был юго-восточный, т. е. в сторону участка “Hydrogen plant” [13], что обычно приводит к дрейфу облака, а в нашем случае к трансформации его полусферической формы в си-

³ В отечественной литературе подобное уравнение $R_0 = (30 \div 50) \sqrt[3]{m}$ используется для определения безопасного расстояния для людей при режиме UVCE для углеводородов [44].

⁴ Зарубежными экспертами температура парового облака принимается равной температуре кипения циклогексана [11].

⁵ В руководстве безопасности [45] данное уравнение приведено с опечаткой (параметр R_1 внесен в кубический корень).

⁶ Ранее уже отмечалось, что уравнение (8) дает неправдоподобные прогнозы [1]. Возможно, это связано с ошибочным значением множителя (10^{-6} вместо 10^{-3}).

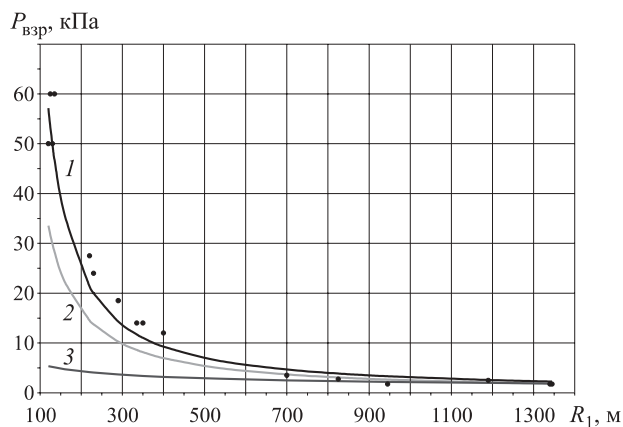


Рис. 4. Результаты прогнозирования по методам РБ Г-05-039–96: точки — данные таблицы; 1 — метод детонации для 4,5 т; 2 — экспресс-метод для 37,9 т; 3 — метод дефлаграции при $w/a_0 = 0,6$

гарообразную, так как на момент взрыва выход капель и паров циклогексана продолжался. Если предположить, что вытягивание облака равно его дрейфу, то по прогнозу РБ Г-05-039–96 оно составит 76–102 м. Таким образом, предположение о нахождении непосредственного источника зажигания в районе технологического участка по производству водорода не исключается.

Режим дефлаграции

По идеологии РБ Г-05-039–96 в режиме дефлаграции топливовоздушной смеси скорость распространения фронта пламени⁷ w (м/с) меньше скорости звука a_0 . Зависимость избыточного давления взрыва от расстояния (9) для этого режима VCE работает при диапазоне w от 68 до 204 м/с [45]. На рис. 4 представлены результаты прогноза избыточного давления по уравнению (11):

$$P_{\text{взр}} = \frac{P_{\text{max}}}{1 + G (R_1/R_{nr} - 1)^H}, \quad (11)$$

где P_{max} — максимальное избыточное давление взрыва в пределах паровоздушного облака, кПа; $P_{\text{max}} = 2,1P_0(w/a_0)^2/(1 + w/a_0)$; $P_{\text{max}} = 47,72$ кПа при $w/a_0 = 0,6$ [45];

G, H — константы, равные соответственно 0,467 и 1,140 при $w/a_0 = 0,6$ [45];

R_{nr} — радиус облака после окончания горения, м; $R_{nr} = \sigma^{1/3} = 1,845$ м;

$\sigma = 4 + 4C_H/C_{\text{ctx}}$; $\sigma = 6,28$;

C_H, C_{ctx} — нижний концентрационный предел воспламенения и стехиометрическая концентрация циклогексана, %; $C_H = 1,3$ % [42], $C_{\text{ctx}} = 2,28$ %.

⁷ В РБ Г-05-039–96 используется не совсем корректный термин — “скорость фронта пламени”, который, вероятно, произошел от буквального перевода с английского “flame speed”.

Из рис. 4 видно, что наилучшие предсказания наблюдаются при применении экспресс-метода РБ Г-03-039–96 на расстоянии не менее 700 м для случая воздушной детонации 37,9 т циклогексана⁸. В ближней области (до 150 м) за пределами паровоздушного облака методика РБ Г-03-039–96 дает приемлемый прогноз в режиме детонации для 4,5 т циклогексана.

Методы РД 03-409–01, Дорощева и ВНИИПО

В РД 03-409–01, как и в РБ Г-03-039–96, заложены возможности осуществления VCE в режимах как детонации, так и дефлаграции, но в отличие от РБ в нем предусмотрен способ выбора режима VCE в зависимости от степени загроможденности окружающего пространства и класса горючего вещества по степени чувствительности. Циклогексан по этой классификации относится к 3-му классу, т. е. к среднечувствительным веществам, для которых размер детонационной ячейки составляет от 10 до 40 см. Для этого класса органических веществ методика РД не предусматривает протекания VCE в режиме детонации [46], хотя известны реальные случаи детонации паров жидкостей, относящихся даже к 4-му классу, т. е. к слабочувствительным веществам [2].

Исходя из плана предприятия “Нипро” (см. рис. 3) его окружающее пространство может быть отнесено к 1-му виду по степени загроможденности (наличие условий для формирования турбулентных струй продуктов сгорания) или ко 2-му виду (сильно загроможденное пространство). Результаты прогнозов избыточного давления по методу РД 03-409–01 [46] с использованием уравнений (12)–(15) приведены на рис. 5.

На рис. 5 представлены также реперные значения избыточного давления взрыва и результаты расчетов для режимов дефлаграции, гомо- и гетерогенной детонации по формулам (13), (15) и (16):

$$P^* = \min(P_1^*, P_2^*); \quad (12)$$

$$P_{\text{взр}} = P^* P_0; \quad (13)$$

$$P_1^* = \left(\frac{u}{a_0}\right)^2 \frac{\sigma - 1}{\sigma} \left(\frac{0,83}{R^*} - \frac{0,14}{(R^*)^2}\right); \quad (14)$$

$$P_2^* = \exp(-1,124 - 1,66 \ln R^* + 0,26 (\ln R^*)^2); \quad (15)$$

$$P^* = \frac{0,125}{R^*} + \frac{0,137}{(R^*)^2} + \frac{0,023}{(R^*)^3}, \quad (16)$$

где P^*, P_1^*, P_2^* — приведенные давления взрыва; u — скорость распространения фронта пламени, м/с;

⁸ При наземном VCE в режиме детонации считается, что 50 % энергии взрыва уходит на образование воронки [10].

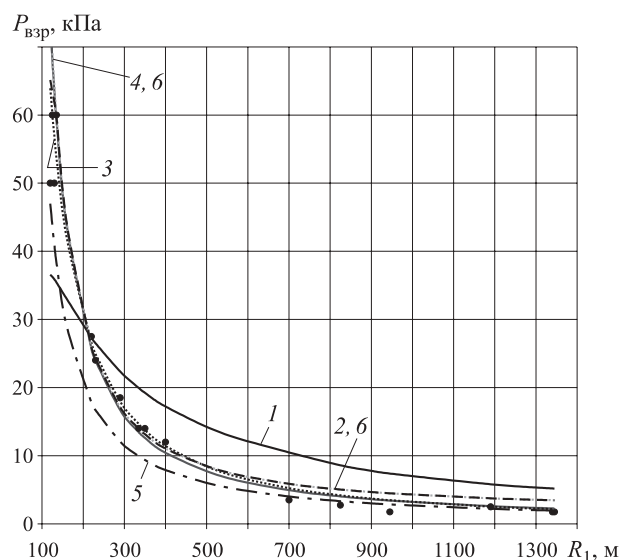


Рис. 5. Результаты прогнозирования для циклогексана по методам РД 03-409-01, Дорофеева и ВНИИПО: точки — данные таблицы; 1 — режим дефлаграции при $u = 200$ м/с для 37,9 т; 2 — режим дефлаграции при $u = 300$ м/с для 8 т; 3 — режим детонации для 5 т по методу Дорофеева; 4 — режим гетерогенной детонации для 10 т; 5 — режим детонации для 37,9 т по методу ВНИИПО; 6 — режим детонации или дефлаграции при $u = 500$ м/с для 8 т

R^* — параметр Сахса (Sach);

$R^* = R_1 / [(E/P_0)^{1/3}]$;

E — энергия взрыва, Дж/кг.

С позиций РД 03-409-01 последствия взрыва во Фликсборо в ближней и средних областях могут быть описаны как дефлаграция при массе циклогексана 8 т и скорости распространения пламени 500 м/с. Хотя в РД для горючих газов и жидкостей 3-го класса не предусмотрен режим детонации, расчет для гетерогенной детонации при массе циклогексана 10 т дает более приемлемые результаты по сравнению с дефлаграцией при его массе 8 т (см. рис. 5).

В методе Дорофеева для режимов гетерогенной детонации и дефлаграции также применяются формулы (12)–(16). В случае детонации используется уравнение [8]:

$$P^* = \frac{0,34}{(R^*)^{4/3}} + \frac{0,062}{(R^*)^2} + \frac{0,0033}{(R^*)^3}. \quad (17)$$

Прогноз детонационного взрыва 5 т циклогексана по методу Дорофеева близок к реперным точкам.

Для определения избыточного давления взрыва в зависимости от расстояния R_1 на открытом воздухе в методе ВНИИПО (СП 12.13130.2009 и ГОСТ Р 12.3.047-2012) используется уравнение [47, 48]:

$$P_{\text{взр}} = P_0 \left(\frac{0,8m_{\text{пр}}^{0,33}}{R} + \frac{3m_{\text{пр}}^{0,66}}{R^2} + \frac{5m_{\text{пр}}}{R^3} \right), \quad (18)$$

где $m_{\text{пр}}$ — приведенная масса газа или пара, кг;

$m_{\text{пр}} = mZ(Q_{\text{сг}}/Q_0)$;

m — масса горючих паров, поступивших в результате аварии в окружающее пространство, кг;

Z — коэффициент участия; $Z = 0,1$ [47, 48];

$Q_{\text{сг}}$ — удельная теплота сгорания, Дж/кг;

$Q_{\text{сг}} = 4,344 \cdot 10^7$ Дж/кг [42];

Q_0 — константа, Дж/кг; $Q_0 = 4,52 \cdot 10^6$ Дж/кг.

Из рис. 5 видно, что методика ВНИИПО дает приемлемые значения $P_{\text{взр}}$ только для дальней области.

TNO- и BST-методы

В “желтой книге” Нидерландской организации прикладных научных исследований TNO (Nederlandse Organisatie voor Toegepast Natuurwetenschappelijk Onderzoek) для прогнозирования последствий VCE предложены два способа: ТНТ-эквивалентный (TNT-equivalency) и мультиэнергетический (Multi-energy или ME) [49]. В основе ТНТ-эквивалентного метода заложено уравнение (19) и диаграмма Маршалла, которая хорошо описывается уравнением (20) [50, 51]:

$$Q_{\text{TNT}} = \alpha_e \frac{Q_f E_{mf}}{E_{\text{mTNT}}}; \quad (19)$$

$$P_{\text{взр}} = \frac{1772}{z^3} - \frac{114}{z^2} + \frac{108}{z}, \quad (20)$$

где Q_{TNT} — эквивалентная масса горючего вещества по ТНТ, кг;

α_e — ТНТ-эквивалент по энергии; обычно принимается $\alpha_e = 0,1$ [49];

Q_f — масса горючего вещества, кг;

E_{mf} — удельная теплота сгорания горючего вещества, МДж/кг; для циклогексана принимается $E_{mf} = 43,440$ МДж/кг [42];

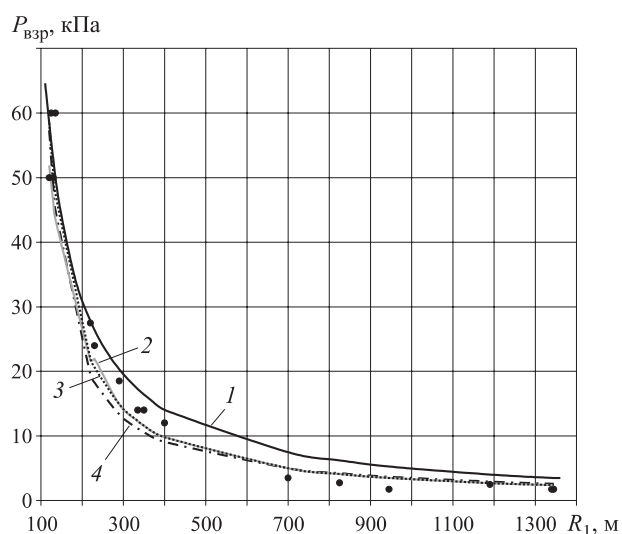


Рис. 6. Результаты прогнозирования по методам TNO: точки — данные таблицы; 1 — 2,5D-конфигурация BST2-метода для 16 т; 2 — 7-й класс VCE по методу ME-TNO для 5,5 т; 3 — 8–10-й классы VCE по методу ME-TNO для 5,5 т; 4 — ТНТ-эквивалентный метод для 37,9 т

E_{mTNT} — удельная энергия взрыва ТНТ, МДж/кг;
 $E_{mTNT} = (4,19 \div 4,65)$ МДж/кг [49];
 z — приведенное расстояние от эпицентра взрыва; $z = R_1/(Q_{TNT})^{1/3}$.

Результаты расчета по формуле (19) представлены на рис. 6. На основании сравнения рис. 5 и 6 можно сделать вывод, что вариант ТНТ-метода, представленного в РД 03-409-01, лучше описывает последствия взрыва во Фликсборо, чем ТНТ-эквивалентный метод TNO.

Прогнозирование по методам ME-TNO и BST2 выполнено с помощью программного обеспечения

компаний “GEXCON” и “TAM Consulting, L. L. C”. Из сопоставления рис. 5 и 6 следует, что в случае детонационного взрыва, который имел место 1 июня 1976 г. на предприятии “Нипро”, ТНТ-метод РД 03-409-01 лучше описывает картину разрушений от VCE, чем методы ME-TNO и BST2.

Таким образом, на основании сравнительного анализа отечественных и зарубежных методов установлено, что последствия реального взрыва во Фликсборо лучше всего описываются ТНТ-методом из РД 03-409-01 и уравнением Дорофеева для режима детонации.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Алексеев С. Г., Авдеев А. С., Барбин Н. М., Тимашев С. А., Гурьев Е. С. Методы оценки взрывопожароопасности топливовоздушных смесей на примере керосина марки РТ. I. РБ Г-05-039-96 // Пожаровзрывобезопасность. — 2010. — Т. 19, № 5. — С. 37–47.
2. Алексеев С. Г., Авдеев А. С., Барбин Н. М., Тимашев С. А., Гурьев Е. С. Методы оценки взрывопожароопасности топливовоздушных смесей на примере керосина марки РТ. II. РД 03-409-01 // Пожаровзрывобезопасность. — 2011. — Т. 20, № 1. — С. 21–27.
3. Алексеев С. Г., Авдеев А. С., Барбин Н. М., Тимашев С. А., Гурьев Е. С. Методы оценки взрывопожароопасности топливовоздушных смесей на примере керосина марки РТ. III. СП 12.13130.2009 // Пожаровзрывобезопасность. — 2012. — Т. 21, № 1. — С. 33–38.
4. Алексеев С. Г., Авдеев А. С., Барбин Н. М., Тимашев С. А., Гурьев Е. С. Методы оценки взрывопожароопасности топливовоздушных смесей на примере керосина марки РТ. IV. ГОСТ Р 12.3.047-98 // Пожаровзрывобезопасность. — 2012. — Т. 21, № 6. — С. 34–37.
5. Алексеев С. Г., Авдеев А. С., Барбин Н. М., Тимашев С. А., Гурьев Е. С. Методы оценки взрывопожароопасности топливовоздушных смесей на примере керосина марки РТ. V. ПБ 09-540-03 // Пожаровзрывобезопасность. — 2012. — Т. 21, № 8. — С. 32–35.
6. Алексеев С. Г., Авдеев А. С., Барбин Н. М., Тимашев С. А., Гурьев Е. С. Методы оценки взрывопожароопасности топливовоздушных смесей на примере керосина марки РТ. VI. TNO-методы (часть 1) // Пожаровзрывобезопасность. — 2013. — Т. 22, № 7. — С. 22–29.
7. Алексеев С. Г., Авдеев А. С., Барбин Н. М., Гурьев Е. С. Методы оценки взрывопожароопасности топливовоздушных смесей на примере керосина марки РТ. VII. BST-методы // Пожаровзрывобезопасность. — 2013. — Т. 22, № 12. — С. 23–30.
8. Алексеев С. Г., Авдеев А. С., Барбин Н. М., Гурьев Е. С. Методы оценки взрывопожароопасности топливовоздушных смесей на примере керосина марки РТ. VIII. Сравнение методов Дорофеева, РД 03-409-01 и BST2 // Пожаровзрывобезопасность. — 2015. — Т. 24, № 3. — С. 6–12.
9. Алексеев С. Г., Гурьев Е. С., Авдеев А. С., Барбин Н. М. Сравнительный анализ методик прогнозирования последствий взрывов газопаровоздушных смесей // Проблемы анализа риска. — 2013. — Т. 10, № 4. — С. 12–19.
10. Маршалл В. Основные опасности химических производств. — М.: Мир, 1989. — 672 с.
11. The Flixborough disaster. Report of the Court of Inquiry // Report of Department of Employment of H. M. S. O. — London: Her Majesty's Stationery Office, 1975. — 93 p.
12. Krasnova V. M., Drobzheva Ya. V., Venartb J. E. S., Lastovickac J. A re-analysis of the atmospheric and ionospheric effects of the Flixborough explosion // Journal of Atmospheric and Solar-Terrestrial Physics. — 2003. — Vol. 65, No. 11–13. — P. 1205–1212. doi: 10.1016/j.jastp.2003.07.010.
13. Advisory committee on major hazards. Second report // Report of Health & Safety Commission. — London: Her Majesty's Stationery Office, 1979. — 67 p.
14. Bauwens C. R., Dorofeev S. B. Effects of the primary explosion site and bulk cloud in VCE prediction: a comparison with historical accidents // Process Safety Progress. — 2015 (in press). doi: 10.1002/prs.11703.
15. Sadee C., Samuels D. E., O'Brien T. P. The characteristics of the explosion of cyclohexane at the Nypco (UK) Flixborough plant on 1st June 1974 // Journal of Occupational Accidents. — 1977. — Vol. 1, No. 3. — P. 203–235. doi: 10.1016/0376-6349(77)90001-3.
16. Hoiset S., Hjertager B. H., Solberg T., Malo K. A. Flixborough revisited — an explosion simulation approach // Journal of Hazardous Materials. — 2000. — Vol. 77, No. 1–3. — P. 1–9. doi: 10.1016/S0304-3894(00)00197-7.

17. Roberts A. F., Pritchard D. K. Blast effect from unconfined vapour cloud explosions // Journal of Occupational Accidents. — 1982. — Vol. 3, No. 4. — P. 231–247. doi: 10.1016/0376-6349(82)90001-3.
18. Hendershot D. Remembering Flixborough // Journal of Chemical Health and Safety. — 2009. — Vol. 16, No. 3. — P. 46–47. doi: 10.1016/j.jchas.2009.03.006.
19. Venart J. E. S. Flixborough: the explosion and its aftermath // Process Safety and Environmental Protection. — 2004. — Vol. 82, No. 2. — P. 105–127. doi: 10.1205/095758204322972753.
20. Marigo M. Il piu' grande disastro industriale di sempre e l'analisi dei rischi // Igiene e Sicurezza del Lavoro. — 2014. — No. 7. — P. 344–352.
21. Assael M. J., Kakosimos K. E. Fires, Explosions, and Toxic Gas Dispersions. Effects Calculation and Risk Analysis. — Boca Raton : CRC Press, 2010. — 345 p.
22. CCPS. Guidelines for Evaluating Process Plant Buildings for External Explosions, Fires, and Toxic Releases. — Hoboken : J. Wiley & Sons, 2012. — 217 p.
23. CCPS. Guidelines for Vapor Cloud Explosion, Pressure Vessel Burst, BLEVE, and Flash Fire Hazards. — Hoboken : J. Wiley & Sons, 2010. — 447 p.
24. Lees' Process Safety Essentials. Hazard Identification, Assessment and Control / S. Mannan (ed.). — Oxford : Butterworth-Heinemann, 2014. — Vol. 3. — 1157 p.
25. CCPS. Guidelines for Consequence Analysis of Chemical Releases. — N. Y. : AIChE, 1999. — 348 p.
26. Casal J. Evaluation of the Effects and Consequences of Major Accidents in Industrial Plants. — Amsterdam : Elsevier, 2008. — 379 p.
27. Булхов Н. Н. Усовершенствование методов оценки условий возникновения и последствий взрывов на металлургических предприятиях : дис. ... канд. техн. наук. — М., 2004. — 185 с.
28. CCPS. Guidelines for evaluating characteristics of vapor cloud explosion, flash fire hazards, and BLEVEs. — N. Y. : AIChE, 1994. — 401 p.
29. Cox J. I. Flixborough — some additional lessons // The Chemical Engineer. — 1976. — No. 309. — P. 353–358.
30. Kletz T. A. The Flixborough explosion — ten years later // Process Safety Progress. — 1984. — Vol. 3, No. 3. — P. 133–135. doi: 10.1002/prsb.720030304.
31. Venart J. E. S. Flixborough : a final footnote // Journal of Loss Prevention in the Process Industries. — 2007. — Vol. 20, No. 4–6. — P. 621–643. doi: 10.1016/j.jlp.2007.05.009.
32. Hearne K. M. T. An ostensible precognition of the 1974 Flixborough disaster // Journal of the Society for Psychical Research. — 1982. — Vol. 51, No. 790. — P. 210–213.
33. King R., Hirst R., Evans G. King's safety in the process industries. — London : Arnold, 1998. — 660 p.
34. Kletz T. Learning from Accidents. — Oxford : Butterworth-Heinemann, 2001. — 357 p.
35. Mannan S. Lees' Process safety essentials. Hazard identification, assessment and control. — Oxford : Butterworth-Heinemann, 2014. — 539 p.
36. Eckhoff R. K. Explosion hazards in the process industries. — Houston : Gulf Publishing Company, 2005. — 469 p.
37. Crowl D. A. CCPS. Understanding explosions. — N. Y. : AIChE, 2003. — 222 p.
38. Sanders R. E. Chemical process safety. Learning from case histories. — Burlington : Elsevier Butterworth-Heinemann, 2005. — 344 p.
39. Vaidogas E. R., Juocevičius V. Sustainable development and major industrial accidents: The beneficial role of risk-oriented structural engineering // Baltic Journal on Sustainability. — 2008. — Vol. 14, No. 4. — P. 612–627. doi: 10.3846/1392-8619.2008.14.612-627.
40. Сайт Virtual Tenby. URL : <http://www.virtu-altenby.co.uk/video.asp?About=Flixborough&HD=HOINh3mUw5g> (дата обращения: 17.01.2015).
41. Сайт “Пожарные машины. Энциклопедия пожарной техники”. URL : <http://fire-truck.ru/encyclopedia/html> (дата обращения: 17.01.2015).
42. Chemical Database DIPPR 801. URL : <http://www.aiche.org/dippr/> (дата обращения: 17.01.2015).
43. Lees' process safety essentials. Hazard identification, assessment and control / S. Mannan (ed.). — Oxford : Butterworth-Heinemann, 2014. — Vol. 1. — 1456 p.
44. Бесчастнов М. В. Промышленные взрывы. Оценка и предупреждение. — М. : Химия, 1991. — 432 с.
45. РБ Г-5-05-039–96. Руководство по анализу опасности аварийных взрывов и определению параметров их механического воздействия. — М. : НТИЦ ЯРБ Госатомнадзора России, 2000. — 40 с.
46. РД 03-409–01. Методика оценки последствий аварийных взрывов топливно-воздушных смесей : утв. постановлением Госгортехнадзора РФ от 26.06.2001 № 25. Доступ из справ.-правовой системы “КонсультантПлюс”. URL : <http://base.consultant.ru/cons/cgi/online.cgi?req=doc;base=EXP;n=334178> (дата обращения: 10.06.2013).

47. СП 12.13130.2009. Определение категорий помещений, зданий и наружных установок по взрывопожарной и пожарной опасности (в ред. изм. № 1, утв. приказом МЧС России от 09.12.2010 № 643). Доступ из справ.-правовой системы “КонсультантПлюс”.
48. ГОСТ Р 12.3.047–2012. ССБТ. Пожарная безопасность технологических процессов. Общие требования. Методы контроля. — Введ. 01.01.2000. — М. : Стандартинформ, 2014. — 62 с.
49. CPR 14E. Methods for the calculation of physical effects. “Yellow Book” / By ed. C. J. H. van den Bosch, R. A. P. M. Weterings. — Hague : Gevaarlijke Stoffen, 2005. — 870 p.
50. Moon N. N. Prediction of blast loading and its impact on buildings : diss. ... master of technology in civil engineering. — National Institute of Technology (India), 2009. — 96 p.
51. Zhou F. Blast/explosion resistant analysis of composite steel girder bridge system : diss. ... master of science. — Florida Atlantic University, 2009. — 208 p.

Материал поступил в редакцию 2 марта 2015 г.

English

COMPARATIVE ANALYSIS OF TECHNIQUES OF FORECASTING VCE ON AN EXPLOSION EXAMPLE IN FLIXBOROUGH

ALEXEEV S. G., Candidate of Chemistry Sciences, Docent (Associate Professor), Corresponding Member of WASCs, Senior Researcher of Science and Engineering Centre “Reliability and Safety of Large Systems” of Ural Branch of Russian Academy of Sciences (Studencheskaya St., 54a, Yekaterinburg, 620049, Russian Federation); Senior Researcher of Ural State Fire Service Institute of Emercom of Russia (Mira St., 22, Yekaterinburg, 620062, Russian Federation; e-mail address: Alexshome@mail.ru)

AVDEEV A. S., Leader of Sector for Research and Testing in the Field of Fire Safety of Forensic Expert Establishment of Federal Fire Service — “Testing Fire Laboratory for the Perm Territory” (Bolshhevistskaya St., 53a, Perm, 614990, Russian Federation); Postgraduate Student of Science and Engineering Centre “Reliability and Safety of Large Systems” of Ural Branch of Russian Academy of Sciences (Mira St., 22, Yekaterinburg, 620062, Russian Federation; e-mail address: asipl@ugps.perm.ru)

BARBIN N. M., Doctor of Technical Sciences, Candidate of Chemistry Sciences, Head of Chemistry Department of the Urals State Agrarian University (Karla Libknekhta St., 42, Yekaterinburg, 620075, Russian Federation); Senior Researcher of Ural State Fire Service Institute of Emercom of Russia (Mira St., 22, Yekaterinburg, 620062, Russian Federation; e-mail address: NMBarbin@mail.ru)

POLISHCHUK E. Yu. Candidate of Technical Sciences, Head of Investigation of Fires Department, Ural State Fire Service Institute of Emercom of Russia (Mira St., 22, Yekaterinburg, 620062, Russian Federation; e-mail address: epyur@ya.ru)

ABSTRACT

On June, 1st, 1976 at the company “Nipro” in Flixborough of Great Britain there was an explosion of cyclohexane which has entered into ten of major accidents of 20th century. Despite the conducted numerous investigations of this industrial explosion a number of the technical moments of failure at the company “Nipro” are remained unknown. In particular, TNT-equivalent forecasts fluctuates largely from 15 to 55 tons. In this connection it is found that the high bound of theoretically possible weight of cyclohexane in a vapor cloud is able to make 37,9 tons. On the basis of mathematical processing of the Sadee’s data it is positioned that for considered failure dependence of excessive pressure of explosion ΔP on distance R is described by equation $\Delta P = 94970R^{-1,526}$ with factor of correlation 0,990. This circumstance allows to use the Sadee’s data as the standard for verification of techniques of forecasting of consequences of vapor cloud explosions. As a result of the made verification of methods of RB G-05-039–96, RD 03-409–01, the SP 12.13130.2009, GOST P 12.3.047–2012, Dorofeev, TNO and BST2 is positioned that consequences of real explosion in Flixborough is better are described TNT-method from RD 03-409–01 and the Dorofeev’s equation for the detonation mode.

Keywords: explosion; detonation; deflagration; verification; analysis; method.

REFERENCES

1. Alexeev S. G., Avdeev A. S., Barbin N. M., Timashev S. A., Guryev Ye. S. Metody otsenki vzryvopozharoopasnosti toplivovozdushnykh smesey na primere kerosina marki RT. I. RB G-05-039–96 [Methods of explosion fire hazard of fuel and air mixtures on an example for Jetfuel RT. I. RB G-05-039–96]. *Pozharovzryvbezopasnost — Fire and Explosion Safety*, 2010, vol. 19, no. 5, pp. 37–47. Available at: <http://fire-smi.ru/arhivpzb2010> (Accessed 10 January 2013).
2. Alexeev S. G., Avdeev A. S., Barbin N. M., Timashev S. A., Guryev Ye. S. Metody otsenki vzryvopozharoopasnosti toplivovozdushnykh smesey na primere kerosina marki RT. II. RD 03-409–01 [Methods of explosion fire hazard of fuel and air mixtures on an example for Jetfuel RT. II. RD 03-409–01]. *Pozharovzryvbezopasnost — Fire and Explosion Safety*, 2011, vol. 20, no. 1, pp. 21–27. Available at: <http://fire-smi.ru/arhivpzb2011> (Accessed 10 January 2013).
3. Alexeev S. G., Avdeev A. S., Barbin N. M., Timashev S. A., Guryev Ye. S. Metody otsenki vzryvopozharoopasnosti toplivovozdushnykh smesey na primere kerosina marki RT. III. SP 12.13130.2009 [Methods of explosion fire hazard of fuel and air mixtures on an example for Jetfuel RT. III. SP 12.13130.2009]. *Pozharovzryvbezopasnost — Fire and Explosion Safety*, 2012, vol. 21, no. 1, pp. 33–38. Available at: <http://elibrary.ru/contents.asp?issueid=1008238> (Accessed 10 January 2013).
4. Alexeev S. G., Avdeev A. S., Barbin N. M., Timashev S. A., Guryev Ye. S. Metody otsenki vzryvopozharoopasnosti toplivovozdushnykh smesey na primere kerosina marki RT. IV. GOST R 12.3.047–98 [Methods of explosion fire hazard of fuel and air mixtures on an example for Jetfuel RT. IV. GOST R 12.3.047–98]. *Pozharovzryvbezopasnost — Fire and Explosion Safety*, 2012, vol. 21, no. 6, pp. 34–37. Available at: <http://elibrary.ru/contents.asp?issueid=1025513> (Accessed 10 January 2013).
5. Alexeev S. G., Avdeev A. S., Barbin N. M., Timashev S. A., Guryev Ye. S. Metody otsenki vzryvopozharoopasnosti toplivovozdushnykh smesey na primere kerosina marki RT. V. PB 09-540–03 [Methods of explosion fire hazard of fuel and air mixtures on an example for Jetfuel RT. V. PB 09-540–03]. *Pozharovzryvbezopasnost — Fire and Explosion Safety*, 2012, vol. 21, no. 8, pp. 32–35. Available at: <http://elibrary.ru/contents.asp?issueid=1031479> (Accessed 10 January 2013).
6. Alexeev S. G., Avdeev A. S., Barbin N. M., Timashev S. A., Guryev Ye. S. Metody otsenki vzryvopozharoopasnosti toplivovozdushnykh smesey na primere kerosina marki RT. VI. TNO-metody (chast 1) [Methods of explosion fire hazard of fuel and air mixtures on an example for Jetfuel RT. VI. TNO methods (part 1)]. *Pozharovzryvbezopasnost — Fire and Explosion Safety*, 2013, vol. 22, no. 7, pp. 22–29.
7. Alexeev S. G., Avdeev A. S., Barbin N. M., Guryev Ye. S. Metody otsenki vzryvopozharoopasnosti toplivovozdushnykh smesey na primere kerosina marki RT. VII. BST-metody [Methods of explosion fire hazard of fuel and air mixtures on an example for jetfuel RT. VII. BST methods]. *Pozharovzryvbezopasnost — Fire and Explosion Safety*, 2013, vol. 22, no. 12, pp. 23–30.
8. Alexeev S. G., Avdeev A. S., Barbin N. M., Guryev Ye. S. Metody otsenki vzryvopozharoopasnosti toplivovozdushnykh smesey na primere kerosina marki RT. VII. Sravneniye metodov Dorofeeva, RD 03-409–01 i BST2 [Methods of explosion fire hazard of fuel and air mixtures on an example for Jetfuel RT. VIII. Comparison of methods of Dorofeev, RD 03-409–01 and BST2]. *Pozharovzryvbezopasnost — Fire and Explosion Safety*, 2015, vol. 24, no. 3, pp. 6–12.
9. Alexeev S. G., Avdeev A. S., Guryev Ye. S., Barbin N. M. Sravnitelnyy analiz metodik prognozirovaniya posledstviy vzryvov gazoparovozdushnykh smesey [Comparative analysis of forecasting methods for aftereffects of vapor cloud explosions]. *Problemy analiza riska — Issues of Risk Analysis*, 2013, vol. 10, no. 4, pp. 12–19.
10. Marshall V. C. *Major chemical hazards*. N. Y., J. Wiley & Sons, 1987. 1033 p. (Russ. ed.: Marshall V. *Osnovnyye opasnosti khimicheskikh proizvodstv*. Moscow, Mir Publ., 1989. 672 p.).
11. The Flixborough disaster. Report of the Court of Inquiry. Report of Department of Employment of H. M. S. O. London, Her Majesty's Stationery Office, 1975. 93 p.
12. Krasnova V. M., Drobzheva Ya. V., Venart J. E. S., Lastovickac J. A re-analysis of the atmospheric and ionospheric effects of the Flixborough explosion. *Journal of Atmospheric and Solar-Terrestrial Physics*, 2003, vol. 65, no. 11–13, pp. 1205–1212. doi: 10.1016/j.jastp.2003.07.010.
13. Advisory committee on major hazards. Second report. *Report of Health & Safety Commission*. London, Her Majesty's Stationery Office, 1979. 67 p.
14. Bauwens C. R., Dorofeev S. B. Effects of the primary explosion site and bulk cloud in VCE prediction: a comparison with historical accidents. *Process Safety Progress*, 2015 (in press). doi: 10.1002/prs.11703.
15. Sadee C., Samuels D. E., O'Brien T. P. The characteristics of the explosion of cyclohexane at the Nypro (UK) Flixborough plant on 1st June 1974. *Journal of Occupational Accidents*, 1977, vol. 1, no. 3, pp. 203–235. doi: 10.1016/0376-6349(77)90001-3.

16. Høiset S., Hjertager B. H., Solberg T., Malo K. A. Flixborough revisited — an explosion simulation approach. *Journal of Hazardous Materials*, 2000, vol. 77, no. 1–3, pp. 1–9. doi: 10.1016/S0304-3894(00)00197-7.
17. Roberts A. F., Pritchard D. K. Blast effect from unconfined vapour cloud explosions. *Journal of Occupational Accidents*, 1982, vol. 3, no. 4, pp. 231–247. doi: 10.1016/0376-6349(82)90001-3.
18. Hendershot D. Remembering Flixborough. *Journal of Chemical Health and Safety*, 2009, vol. 16, no. 3, pp. 46–47. doi: 10.1016/j.jchas.2009.03.006.
19. Venart J. E. S. Flixborough: the explosion and its aftermath. *Process Safety and Environmental Protection*, 2004, vol. 82, no. 2, pp. 105–127. doi: 10.1205/095758204322972753.
20. Marigo M. Il piu' grande disastro industriale di sempre e l'analisi dei rischi. *Igiene e Sicurezza del Lavoro*, 2014, no. 7, pp. 344–352.
21. Assael M. J., Kakosimos K. E. *Fires, Explosions, and Toxic Gas Dispersions. Effects Calculation and Risk Analysis*. Boca Raton, CRC Press, 2010. 345 p.
22. CCPS. *Guidelines for Evaluating Process Plant Buildings for External Explosions, Fires, and Toxic Releases*. Hoboken, J. Wiley & Sons, 2012. 217 p.
23. CCPS. *Guidelines for vapor cloud explosion, pressure vessel burst, BLEVE, and flash fire hazards*. Hoboken, J. Wiley & Sons, 2010. 447 p.
24. Lees' process safety essentials. *Hazard identification, assessment and control*. S. Mannan (ed.). Oxford, Butterworth-Heinemann, 2014, vol. 3. 1157 p.
25. CCPS. *Guidelines for consequence analysis of chemical releases*. N. Y., AIChE, 1999. 348 p.
26. Casal J. *Evaluation of the effects and consequences of major accidents in industrial plants*. Amsterdam, Elsevier, 2008. 379 p.
27. Bulkhov N. N. Usovershenstvovaniye metodov otsenki usloviy vozniknoveniya i posledstviy vzryvov na metallurgicheskikh predpriyatiyakh. Dis. kand. tekhn. nauk [Improvement of methods of an estimation of conditions of occurrence and consequences of explosions at the metallurgical plants. Dr. tech. sci. diss.]. Moscow, 2004. 185 p.
28. CCPS. *Guidelines for evaluating characteristics of vapor cloud explosion, flash fire hazards, and BLEVEs*. N. Y., AIChE, 1994. 401 p.
29. Cox J. I. Flixborough — some additional lessons. *The Chemical Engineer*, 1976, no. 309, pp. 353–358.
30. Kletz T. A. The Flixborough explosion — ten years later. *Process Safety Progress*, 1984, vol. 3, no. 3, pp. 133–135. doi: 10.1002/prsb.720030304.
31. Venart J. E. S. Flixborough: a final footnote. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2007, vol. 20, no. 4–6, pp. 621–643. doi: 10.1016/j.jlp.2007.05.009.
32. Hearne K. M. T. An ostensible precognition of the 1974 Flixborough disaster. *Journal of the Society for Psychical Research*, 1982, vol. 51, no. 790, pp. 210–213.
33. King R., Hirst R., Evans G. *King's Safety in the Process Industries*. London, Arnold, 1998. 660 p.
34. Kletz T. *Learning from accidents*. Oxford, Butterworth-Heinemann, 2001. 357 p.
35. Mannan S. *Lees' Process safety essentials. Hazard identification, assessment and control*. Oxford, Butterworth-Heinemann, 2014. 539 p.
36. Eckhoff R. K. *Explosion hazards in the process industries*. Houston, Gulf Publishing Company, 2005. 469 p.
37. Crowl D. A. CCPS. *Understanding Explosions*. N. Y., AIChE, 2003. 222 p.
38. Sanders R. E. *Chemical process safety. Learning from case histories*. Burlington, Elsevier Butterworth-Heinemann, 2005. 344 p.
39. Vaidogas E. R., Juocevičius V. Sustainable development and major industrial accidents: The beneficial role of risk-oriented structural engineering. *Baltic Journal on Sustainability*, 2008, vol. 14, no. 4, pp. 612–627. doi: 10.3846/1392-8619.2008.14.612-627.
40. *Virtual Tenby*. Available at: <http://www.virtu-altenby.co.uk/video.asp?About=Flixborough&HD=HOINh3mUw5g> (Accessed 17 January 2015).
41. *Pozharnyye mashiny. Entsiklopediya pozharnoy tekhniki* [Fire-engines. The encyclopaedia of fire techniques]. Available at: <http://fire-truck.ru/encyclopedia/.html> (Accessed 17 January 2015).
42. Chemical Database DIPPR 801. Available at: <http://www.aiche.org/dippr/> (Accessed 17 January 2015).
43. Mannan S. (ed.). *Lees' process safety essentials. Hazard identification, assessment and control*. Oxford, Butterworth-Heinemann, 2014, vol. 1. 1456 p.
44. Beschastnov M. V. *Promyshlennyye vzryvy. Otsenka i preduprezhdeniye* [Industrial explosions. An estimation and the prevention]. Moscow, Khimiya Publ., 1991. 432 p.
45. *Guides to safety G-05-039–96. Manual for analysis of accident explosion hazards and determination of them mechanical action*. Moscow, NTTs YaRB Gosatomnadzor Rossii Publ., 2000. 40 p. (in Russian).

46. Management Document 03-409-01. The prediction method for analysis of VCE damages. Available at: <http://base.consultant.ru/cons/cgi/online.cgi?req=doc;base=EXP;n=334178> (Accessed 10 June 2013) (in Russian).
47. Set of rules 12.13130.2009. Determination of categories of rooms, buildings and external installations on explosion and fire hazard. Available at: <http://www.consultant.ru/search/?q=%D1%CF+12.13130.2009> (Accessed 10 February 2015) (in Russian).
48. National Standard of the Russian Federation 12.3.047-98. Occupational safety standards system. Fire safety of technological processes. General requirements. Methods of control. Moscow, Standartinform Publ., 2014. 62 p. (in Russian).
49. Van den Bosch C. J. H., Weterings R. A. P. M. (eds). CPR 14E. Methods for the Calculation of Physical Effects. "Yellow Book". Hague, Gevaarlijke Stoffen, 2005. 870 p.
50. Moon N. N. Prediction of blast loading and its impact on buildings. Master of technology in civil engineering diss. National Institute of Technology (India), 2009. 96 p.
51. Zhou F. Blast/explosion resistant analysis of composite steel girder bridge system. Master of science diss. Florida Atlantic University, 2009. 208 p.



Издательство «ПОЖНАУКА»

Предлагает вашему вниманию

Л. П. Пилюгин

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ПОСЛЕДСТВИЙ ВНУТРЕННИХ АВАРИЙНЫХ ВЗРЫВОВ



Настоящая книга посвящена проблеме прогнозирования последствий внутренних взрывов газо-, паро- и пылевоздушных горючих смесей (ГС), образующихся при аварийных ситуациях на взрывоопасных производствах. В книге материал излагается применительно к дефлаграционным взрывам, которые обычно имеют место при горении ГС на этих производствах.

В качестве основных показателей при прогнозировании последствий аварийных взрывов ГС рассматриваются ожидаемый характер и объем разрушений строительных конструкций в здании (сооружении), в котором происходит аварийный взрыв.

Книга продолжает исследования автора в области проектирования зданий взрывоопасных производств и оценки надежности строительных конструкций (на основе метода преобразования рядов распределения случайных величин).

С использованием методов теории вероятностей разработаны методики: определения характеристик взрывной нагрузки как случайной величины; оценки вероятностей разрушения конструкций, характера и объема разрушений в здании при внутреннем аварийном взрыве. Приведенные методики сопровождаются примерами расчетов для зданий различных объемно-планировочных решений.

121352, г. Москва, а/я 43;
тел./факс: (495) 228-09-03; e-mail: mail@firepress.ru

А. Н. ЛОПАНОВ, д-р. техн. наук, профессор, зав. кафедрой безопасности жизнедеятельности, Белгородский государственный технологический университет им. В. Г. Шухова (Россия, 308012, г. Белгород, ул. Костюкова, 46; e-mail: alopanov@yandex.ru)

Е. А. ФАНИНА, канд. техн. наук, доцент, Белгородский государственный технологический университет им. В. Г. Шухова (Россия, 308012, г. Белгород, ул. Костюкова, 46; e-mail: evgfanina@rambler.ru)

К. В. ТИХОМИРОВА, ассистент, Белгородский государственный технологический университет им. В. Г. Шухова (Россия, 308012, г. Белгород, ул. Костюкова, 46; e-mail: mssksenya@mail.ru)

УДК 543.637.5:546.261:57.21

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПОЖАРОВЗРЫВООПАСНЫХ СВОЙСТВ НАПРЯЖЕННЫХ ЦИКЛИЧЕСКИХ УГЛЕВОДОРОДОВ

Проведено моделирование пожаровзрывоопасных свойств напряженных циклических углеводородов — циклопропена, циклопропана, тетраэдрана, бицикло[1.1.0]бутана, циклобутана, пропеллана, бициклопентана, спиро[2. 2]пентана, призмана, кубана, 3-ротана, перспироциклопропан[3]ротана. Выполнены расчеты концентрационных пределов распространения пламени по двум моделям — интерполяционной и молекулярной. Установлено, что вещества с напряженной молекулярной структурой обладают широкими концентрационными пределами распространения пламени. Показано, что в детонационном режиме распада соединений циклопропена, тетраэдрана, пропеллана, призмана и кубана с образованием графита и водорода удельные энергетические характеристики распада (энтальпия распада, скорость детонационной волны) превышают удельные энергетические характеристики тринитротолуола. Предложен параметр, характеризующий взрывоопасные свойства напряженных соединений, — минимальное давление, при котором возможен распад вещества при отсутствии окислителя в системе.

Ключевые слова: концентрационные пределы распространения пламени; напряженные молекулярные структуры; циклические углеводороды; энтальпия образования; скорость детонации; давление детонации.

Введение

Напряженные молекулярные структуры в классической химии исследуют достаточно давно. Первые упоминания о возможности существования напряженных молекулярных структур, в которых валентные углы и длины химических связей не соответствуют оптимальным энергетически выгодным состояниям, относят к работам Баейра (1885 г.). Тем не менее систематические расчеты энергии напряжения и молекулярные модели выполнены Фаянсом, Сиджвиком, Полингом, Цаном, Алленом и Лайдлером, Сомаяджулу, Шлейером и другими учеными. Подробное описание результатов этих расчетов можно найти в обзорных исследованиях [1–3]. Авторами [4, 5] установлено, что циклические и полициклические углеводороды имеют положительные значения энтальпий образования вследствие высокой энергии напряжения, поэтому они могут представлять повышенную пожарную и взрывную опасность не только в смеси с окислителем, но и сами по себе.

Технологии указанных веществ в XXI в. получают все большее развитие в фармацевтической про-

мышленности, энергетике, в частности в производстве взрывчатых веществ и ракетных топлив. Особо следует отметить синтез кубана и его производных. Кубан C_8H_8 (пентацикло[4.2.0.0².5.0³.8.0⁴.7]октан) синтезирован Итоном с сотрудниками в 1964 г. [6–8]. В молекуле кубана атомы углерода расположены в вершинах куба, угол связи C–C–C равен 90° в отличие от наиболее выгодного энергетического состояния, характерного для sp-гибридизованных углеродных орбиталей (109° 28').

Отметим важную характеристику напряженных соединений с позиций термодинамики — энергетическую характеристику процесса, которая может быть оценена положительным значением энтальпии образования вещества, т. е. при определенных условиях возможен самопроизвольный переход вещества в стабильную фазу или распад на простые вещества (например, углеводородов на углерод и водород). Сильное напряжение в молекуле может привести к тому, что вещество в определенных условиях приобретет взрывчатые свойства. Так, для этилена и ацетилена в реакции взрывного разложения их на графит и водород тротиловый эквивалент равен

соответственно 0,44 и 2,10 кг/кг, а энтальпия образования — 52,28 и 226,75 кДж/моль [9]. Несмотря на положительное значение энтальпии образования напряженных углеводородов, они достаточно устойчивы в газообразном состоянии, но могут иметь необычные пожаровзрывоопасные свойства в смеси с окислителями, например с воздухом. Так, энергия зажигания E для напряженного углеводорода — ацетилена зависит от давления P [10] и интерполируется зависимостью [11]:

$$E = 24500P^{-3,66},$$

где 24500, $-3,66$ — экспериментально найденные интерполяционные параметры.

Для ацетилена характерна высокая протяженность “горячей точки” (ячеистые структуры пламени или детонационного фронта, обусловленные наличием сильных неоднородностей) и большая нормальная скорость распространения пламени по сравнению с предельными углеводородами [12].

В данной работе проведено моделирование пожаровзрывоопасных свойств циклических напряженных углеводородов, имеющих различные циклы. В методологическом плане моделирование пожаровзрывоопасных свойств напряженных углеводородов детально не проводили и не систематизировали, поэтому работа является актуальной.

Основная часть

Все исследованные молекулярные структуры имеют напряженные циклы $-C_3-$, $-C_4$ и при нормальных условиях представляют собой газы (циклопропен, циклопропан, циклобутан, бицикло[1.1.0]бутан), жидкости или твердые вещества (кубан, 3-ротан, перспироциклопропан[3]ротан) (см. рисунок).

Анализируя термодинамические свойства процессов распада, отметим, что по своим удельным энергетическим характеристикам ряд взрывчатых веществ на основе соединений азота уступают напряженным циклическим углеводородам (табл. 1 и 2).

При взрывном разложении циклопропена, тетраэдрана, пропеллана, призмана и кубана с образованием графита и водорода выделяется энергии больше, чем при взрывном разложении тринитротолуола (тротильный эквивалент веществ равен соответственно 1,61; 1,907; 1,488; 1,438 и 1,389 кг/кг).

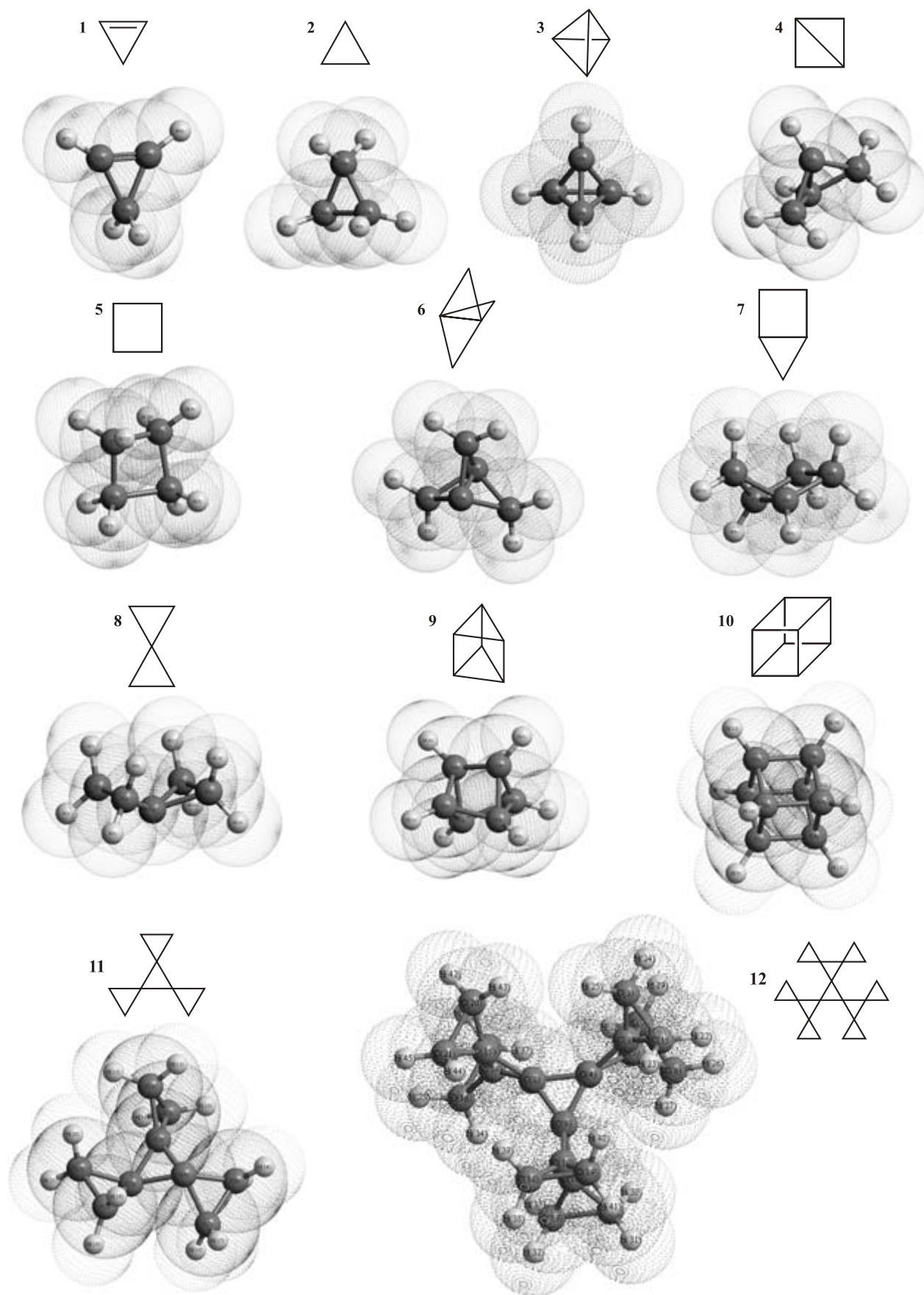
В отличие от взрывчатых веществ нитросоединений напряженные циклические углеводороды нетоксичны и превосходят по фугасности тринитротолуол (при стандартных условиях объем газов при взрыве тринитротолуола составляет около 0,760 м³/кг). В историческом контексте производства взрывчатых соединений можно предположить, что развитие технологии напряженных углеводородов и соединений на их основе позволяет получать более мощные и безопасные в эксплуатации взрывчатые вещества. Например, циклобутан с относительно небольшой энтальпией образования, равной 28,4 кДж/моль, в специальных условиях распада на графит и метан может выделить 178,1 кДж/моль теплоты, а по энергии взрыва, равной 3175 кДж/кг, приближается к тринитротолуолу, тротильный эквивалент которого составляет 0,74 кг/кг. При распаде перспироциклопропан[3]ротана, кубана и тетраэдрана на графит и метан энтальпия процессов равна соответственно -5959 ; -7412 и -9640 кДж/кг, что соответствует тротильному эквиваленту 1,39; 1,70 и 2,24 кг/кг.

Важными характеристиками взрывных процессов являются скорость детонации и давление на фронте детонационной волны (см. табл. 2), расчет

Таблица 1. Физико-химические свойства напряженных циклических углеводородов

Циклический углеводород	Брутто-формула	Энтальпия образования, кДж/моль (МДж/кг)	Энтальпия сгорания $-\Delta H$, МДж/моль (МДж/кг)	
			CO, H ₂ O _г	CO ₂ , H ₂ O _г
Циклопропен	C ₃ H ₄	277,0 (6,915)	1,092 (27,26)	1,941 (48,46)
Циклопропан	C ₃ H ₆	53,26 (1,266)	1,110 (26,38)	1,959 (46,56)
Тетраэдран*	C ₄ H ₄	427,1 (8,203)	1,353 (25,97)	2,485 (47,72)
Бицикло[1.1.0]бутан	C ₄ H ₆	217,0 (4,012)	1,384 (25,59)	2,516 (46,52)
Циклобутан	C ₄ H ₈	28,40 (0,506)	1,438 (25,63)	2,570 (45,80)
Пропеллан*	C ₅ H ₆	410,0 (6,398)	1,688 (26,34)	3,103 (48,32)
Бициклопентан	C ₅ H ₈	158,0 (2,390)	1,678 (25,38)	3,093 (46,79)
Спиро[2.2]пентан	C ₅ H ₈	185,1 (2,799)	1,705 (25,79)	3,120 (47,20)
Призман*	C ₆ H ₆	483,1 (6,184)	1,871 (23,96)	3,570 (45,70)
Кубан	C ₈ H ₈	622,2 (5,975)	2,473 (23,75)	3,950 (37,93)
3-ротан*	C ₉ H ₁₂	435,0 (3,619)	2,880 (23,96)	5,427 (45,16)
Перспироциклопропан[3]ротан*	C ₂₁ H ₂₄	1198 (4,334)	6,420 (23,23)	12,36 (44,73)

* Энтальпия образования рассчитана по энтальпиям образования химических связей и циклов [9].



Структурные формулы и строение напряженных циклических углеводородов: 1 — циклопропен; 2 — циклопропан; 3 — тетраэдран; 4 — бицикло[1.1.0]бутан; 5 — циклобутан; 6 — пропеллан; 7 — бициклопентан; 8 — спиро[2.2]пентан; 9 — призма; 10 — кубан; 11 — 3-ротан; 12 — перспироциклопропан[3]ротан

Таблица 2. Параметры взрыва напряженных циклических углеводородов при распаде на простые вещества в адиабатическом режиме

Циклический углеводород	Тротиловый эквивалент, кг/кг	Объем газов при взрыве (298 К), м ³ /кг	Расчетное давление на фронте детонационной волны, ГПа	Расчетная скорость детонации, м/с
Циклопропен (ж)	1,610	1,223	19	10500
Циклопропан (ж)	0,294	1,742	4,1	4500
Тетраэдран (ж)	1,907	0,939	25	11400
Бицикло[1.1.0]бутан (ж)	0,933	1,743	12	8012
Циклобутан (ж)	0,118	1,743	1,5	2845
Пропеллан (ж)	1,488	1,145	20	10117
Бициклопентан (ж)	0,556	1,480	7,6	6184
Спиро[2.2]пентан (ж)	0,651	1,480	9,2	6700
Призман (ж)	1,438	0,939	22	9950
Кубан (т)	1,389	0,939	31	9800
3-ротан (т)	0,842	1,221	16	7610
Перспироциклопропан[3]ротан (т)	1,010	1,062	21	8400

Примечание. Буквой “ж” обозначается жидкость, “т” — твердое вещество.

которых проводили по модели распада веществ, основанной на теории переходного состояния (активированного комплекса) [13]. Данная модель позволяет не только оценить величину указанных параметров, но и выполнить расчет кинетики образования продуктов реакции. По молекулярной модели проводили расчет адиабатической температуры взрыва [9] и находили скорость и давление на фронте детонационной волны [13, 14].

При детонации кубана в адиабатических условиях расчетное значение скорости детонации (9800 м/с) и давления (31 ГПа) на фронте детонационной волны существенно превышают параметры детонации тринитротолуола (соответственно 8000 м/с и 25 ГПа [14]).

Для циклопропена, несмотря на высокую скорость детонации, равную 10500 м/с, давление на фронте детонационной волны (19 ГПа) ниже, чем при взрыве тринитротолуола. Вероятно, это обусловлено относительно низкой плотностью циклопропена в жидком состоянии (680 кг/м³). Наибольшее значение скорости детонации получено для тетраэдрана (11400 м/с), обладающего высоким тротиловым эквивалентом (1,907 кг/кг).

Концентрационные пределы распространения пламени (КПРП) $\varphi_{H(B)}$ рассчитывали по двум моделям (табл. 3). Одна из них, условно названная интерполяционной моделью, применяется для оценки КПРП [15]:

$$\varphi_{H(B)} = 100/(av + b),$$

где a, b — эмпирические константы;

v — стехиометрический коэффициент при кислороде в уравнении химической реакции горения.

Согласно молекулярной модели расчета учитывали теплоту сгорания углеводородов C_mH_n , теплоемкость исходных веществ и продуктов реакции. Формулы для расчета нижнего (φ_H) и верхнего (φ_B) концентрационных пределов распространения пламени зависят от формальной схемы реакции горения (формулы (1) и (2)) и имеют вид [16]:

$$C_mH_n + (m + 0,25n)O_2 + A(m + 0,25n)X = mCO_2 + 0,5nH_2O + A(m + 0,25n)X; \quad (1)$$

$$C_mH_n + (0,5m + 0,25n)O_2 + A(0,5m + 0,25n)X = mCO + 0,5nH_2O + A(0,5m + 0,25n)X; \quad (2)$$

$$\varphi_H = \left[C_p^X \frac{A}{1+A} + C_p^{O_2} \frac{1}{1+A} \right] \left[\frac{|\Delta H^{CO_2}|}{\Delta T} - mC_p^{CO_2} - 0,5nC_p^{H_2O} + \left(m + 0,25n + \frac{1}{1+A} \right) C_p^{O_2} + C_p^X \frac{A}{1+A} \right]^{-1} \cdot 100; \quad (3)$$

$$\varphi_B = \left\{ 1 - [C_p^{C_mH_n} (1+A)(0,5m + 0,25n)] \left[\frac{|\Delta H^{CO}|}{\Delta T} - mC_p^{CO} - 0,5nC_p^{H_2O} - A(0,5m + 0,25n)C_p^X + (1+A)(0,5m + 0,25n)C_p^{C_mH_n} \right] \right\} \cdot 100, \quad (4)$$

где m, n — количество атомов соответственно углевода и водорода в молекуле горючего вещества; X — инертный разбавитель (в частном случае это может быть азот); A — число молей инертного разбавителя, приходящегося на 1 моль; для воздуха $A = 3,76$;

Таблица 3. Концентрационные пределы распространения пламени в смеси с воздухом, минимальное давление $P_{\min}$ паров напряженных циклических углеводородов, при котором возможен взрыв

Циклический углеводород	φ_n/φ_v , % об., при энергии зажигания 25 Дж для модели		$P_{\min}$ (298 K), Па
	интерполяционной	молекулярной	
Циклопропен	2,54/14,79	2,11/37,7	$1,64 \cdot 10^4$
Циклопропан	2,28/13,27	2,12/28,8	$8,40 \cdot 10^4$
Тетраэдран	2,07/12,03	1,67/30,3	$1,05 \cdot 10^4$
Бицикло[1.1.0]бутан	1,90/11,01	1,64/27,4	$8,43 \cdot 10^4$
Циклобутан	1,76/10,14	1,61/20,0	$1,58 \cdot 10^5$
Пропеллан	1,63/9,40	1,33/25,3	$1,09 \cdot 10^4$
Бициклопентан	1,52/8,76	1,34/20,0	$2,83 \cdot 10^4$
Спиро[2.2]пентан	1,52/8,76	1,33/21,0	$2,42 \cdot 10^4$
Призман	1,43/8,21	1,15/19,0	$9,26 \cdot 10^3$
Кубан	1,10/7,03	1,05/15,3	$7,19 \cdot 10^3$
3-ротан	0,91/6,34	0,764/13,1	$1,03 \cdot 10^4$
Перспироциклопропан[3]ротан	0,41/3,66	0,341/13,5	$3,73 \cdot 10^3$

ΔH — низшая теплота сгорания углеводорода в соответствии с формальной схемой;

ΔT — разница между температурой потухания пламени и начальной температурой газовой смеси, K; $\Delta T \sim 1200$ K;

C_p — теплоемкость исходных веществ, продуктов реакции, Дж/(моль·K).

Анализируя результаты, можно отметить, что расчеты концентрационных пределов распространения пламени по интерполяционной модели неприемлемы не только для напряженных циклических углеводородов, но и для напряженных структур, имеющих линейное строение. Так, для ацетиленов, обладающего напряженной структурой, нижний и верхний уровни КПП, рассчитанные по интерполяционной формуле [15], составляют соответственно 3,79 и 22,5 % об., что существенно отличается от экспериментальных значений (соответственно 2,5 и 81 % об.). Более того, при достаточно высоких значениях энергии зажигания (для ацетилена 210 Дж) верхний концентрационный предел распространения пламени составляет 100 % об. [17].

По молекулярной модели КПП имеют более широкие интервалы, что обусловлено относительно высокими значениями теплоты сгорания исследованных веществ. Так, по молекулярной модели расчетные значения φ_n и φ_v для ацетилена составляют соответственно 2,9 и 84 % об. и имеют большую степень точности, чем результаты расчета в соответст-

вии с интерполяционной моделью. Расчеты, выполненные по молекулярной модели, специфичны, так как соответствуют адиабатическим условиям распространения пламени. На практике всегда происходят потери тепла вследствие теплообмена, излучения, поэтому интервалы КПП становятся более узкими. Экспериментальные значения φ_n и φ_v для циклопропана равны соответственно 2,4 и 10,3 % об., циклобутана — 1,8 и 12,0 % об. [18], но в адиабатическом режиме горения концентрационные пределы распространения пламени становятся более широкими (для циклопропана 2,12 и 28,8 % об., для циклобутана — 1,61 и 20,0 % об. соответственно). В условиях, приближенных к адиабатическим, возможно расширение концентрационных пределов распространения пламени. В этом случае смесь углеводорода с окислителем становится взрывоопасной.

Для напряженных углеводородов целесообразно ввести еще один параметр, характеризующий пожаровзрывоопасные свойства, — минимальное парциальное давление паров вещества $P_{\min}$, при котором возможно устойчивое распространение фронта пламени в отсутствие окислителя (КПП = 100 % об.) и при наличии высокоэнергетического источника зажигания. Указанный параметр имеет простое физическое толкование: при давлении паров ниже некоего предела концентрация углеводорода незначительна, и выделяющейся энергии распада вещества недостаточно для поддержания устойчивого распространения фронта пламени и взрыва в отсутствие окислителя. Это обусловлено тем, что температура реакции ниже 1500 K (это так называемая температура потухания, ниже которой сильно увеличивается время жизни молекул вещества [12]). Наиболее взрывоопасны пары призмана, кубана и перспироциклопропан[3]ротана, для которых $P_{\min}$ равно соответственно 9259; 7192 и 3728 Па (см. табл. 3). Теоретически взрывное разложение циклобутана возможно только при давлении в системе выше $1,52 \cdot 10^5$ Па.

Выводы

1. Напряженные циклические углеводороды с положительной энтальпией образования — циклопропен, циклопропан, тетраэдран, бицикло[1.1.0]бутан, циклобутан, пропеллан, бициклопентан, спиро[2.2]пентан, призман, кубан, 3-ротан и перспироциклопропан[3]ротан при определенных условиях распадаются на простые вещества (углеводороды на углерод и водород), при этом вещество может проявлять взрывчатые свойства.

2. Энергия, выделяющаяся при взрывном распаде, может превышать энергию распада тринитротолуола. По теории переходного состояния выполнены расчеты скорости давления на фронте детонационной волны. Расчетное значение скорости детонации

онных волн лежит в интервале 2845–11400 м/с. Расчетное значение давления на фронте детонационной волны достигает 1,5–31 ГПа.

3. Выполнены расчеты концентрационных пределов распространения пламени по двум моделям — интерполяционной и молекулярной. На примере горения напряженного соединения — ацетилена показано, что расчеты концентрационных пределов

распространения пламени, выполненные по интерполяционной модели, неприемлемы для напряженных циклических углеводородов, так как дают заниженные значения интервалов КПП.

4. Молекулярная модель расчета позволяет предсказать расширение интервалов КПП при условиях, приближенных к адиабатическому режиму горения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Общая органическая химия / Под общ. ред. Д. Бартона, У. Д. Оллиса. Т. 1. Стереохимия, углеводороды, галогенсодержащие соединения / Под ред. Дж. Ф. Стоддарта. Пер. с англ. под ред. Н. К. Кочеткова. — М.: Химия, 1981. — 736 с.
2. Garwood R. F. Rodd's Chemistry of Carbon Compounds. — 2nd ed. / S. Coffey (ed.). — Amsterdam: Elsevier, 1964. — Vol. 1A. — P. 7–69.
3. Brachel H. Von, Bahr V. Methoden der Organischen Chemie. (Houben-Weyl). — Stuttgart: Thieme, 1970. — Vol. 5. — P. 590.
4. Hall H. K., Smith C. D., Balducci J. H. Enthalpies of formation of norbornene, norbornadiene, and quadricyclane // J. Am. Chem. Soc. — 1973. — Vol. 95, No. 10. — P. 3197–3201. doi: 10.1021/ja00791a022.
5. Sletten E. M., Bertozzi C. R. A bioorthogonal quadricyclane ligation // J. Am. Chem. Soc. — 2011. — Vol. 133, No. 44. — P. 17570–17573. doi: 10.1021/ja2072934.
6. Eaton P. E., Cole T. W. The cubane system // J. Am. Chem. Soc. — 1964. — Vol. 86, No. 5 — P. 962–964. doi: 10.1021/ja01059a072.
7. Eaton P. E., Cole T. W. Cubane // J. Am. Chem. Soc. — 1964. — Vol. 86, No. 15. — P. 3157–3158. doi: 10.1021/ja01069a041.
8. Eaton P. E. Cubanes: starting materials for the chemistry of the 1990s and the new century // Angew. Chem. Int. Ed. Engl. — 1992. — Vol. 31, No. 11. — P. 1421–1436. doi: 10.1002/anie.199214211.
9. Лопанов А. Н., Фанина Е. А. Энтальпия переходных форм углерода // Химия твердого топлива. — 2015. — № 2. — С. 41–50.
10. Nelson H. H. The effect of pipe diameter on the thermal decomposition of acetylenes // 6th Sympos. of Combust. — 1957. — P. 823.
11. Иванов В. А., Козарко С. М. Энергия зажигания чистого ацетилена и его смесей с воздухом при повышенных начальных давлениях // Научно-технические проблемы. — 1965. — № 2. — С. 105–108.
12. Лопанов А. Н., Фанина Е. А., Тихомирова К. В. Молекулярное моделирование термической устойчивости углеводородов на основе теории активированного комплекса // Пожарная безопасность: проблемы и перспективы: сб. ст. V Междунар. науч.-практ. конф., 18–19 сентября 2014 г. — В 2 ч. — Воронеж: Воронежский институт ГПС МЧС России, 2014. — Ч. 1. — С. 47–52.
13. Lopyanov A. N. The molecular modeling of detonating and explosive processes based on the activated complex theory // International Research Journal of Pure and Applied Chemistry. — 2012. — Vol. 2, No. 4. — P. 221–229. doi: 10.9734/IRJPAC/2012/1924.
14. Покровский Г. И. Взрыв. — 4-е изд., перераб. и доп. — М.: Недра, 1980. — 120 с.
15. Монахов В. Т. Методы исследования пожарной опасности веществ. — М.: Химия, 1972. — 416 с.
16. Лопанов А. Н., Фанина Е. А., Нестерова Н. В. Феноменологическая модель расчета концентрационных пределов распространения пламени в адиабатических условиях // Пожарная безопасность: проблемы и перспективы: материалы III Всероссийской научно-практической конференции с международным участием. — В 2 ч. — Воронеж: Воронежский институт ГПС МЧС России, 2012. — Ч. 1. — С. 25–27.
17. Иванов Б. А. Физика взрыва ацетилена. — М.: Химия, 1969. — 180 с.
18. Баратов А. Н., Корольченко А. Я., Кравчук Г. Н. и др. Пожаровзрывоопасность веществ и материалов и средства их тушения: справочник. — В 2 кн. — М.: Химия, 1990. — Кн. 2. — 384 с.

Материал поступил в редакцию 9 февраля 2015 г.

FUNCTIONAL MODELING OF THE FIRE-RISK AND EXPLOSIVE PROPERTIES OF STRAINED HYDROCARBONS

LOPANOV A. N., Doctor of Technical Sciences, Professor, Head of Health and Safety Department, Belgorod Shukhov State Technology University (Kostyukova St., 46, Belgorod, 308012, Russian Federation; e-mail address: alopandov@yandex.ru)

FANINA E. A., Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Belgorod Shukhov State Technology University (Kostyukova St., 46, Belgorod, 308012, Russian Federation; e-mail address: evgfandina@rambler.ru)

TIKHOMIROVA K. V., Assistant, Belgorod Shukhov State Technology University (Kostyukova St., 46, Belgorod, 308012, Russian Federation; e-mail address: mssksenya@mail.ru)

ABSTRACT

This paper presents a modeling of fire and explosive properties of strained cyclic hydrocarbons — cyclopropene, cyclopropane, tetrahydron, bicyclo[[1.1.0]butane, cyclobutane, propellan, bicyclopentane, spiro[2.2]pentane, prismane, cubane, 3-rotan and perspirocyclopropane[3]rotan. Calculations of concentration flammability limits (CFL) are made in two models — interpolation and molecular. It is shown, that the calculations of CFL made by interpolation model are unacceptable for the strained molecular structures. Substances of strained molecular structure with the enthalpy of formation greater than zero have wide concentration flammability limits. In detonation regime collapse of compounds of cyclopropene, tetrahydron, propellan, prismane and cubane with the formation of graphite and hydrogen specific energy decay characteristics (decay enthalpy and velocity of the detonation wave) exceed specific energy characteristics of trinitrotoluene (TNT). We propose a parameter that characterizes the explosive properties of strained compounds — the minimum pressure at which the substance can decay in the absence of an oxidizing agent in the system.

Keywords: concentration flammability limits; strained molecular structures; cyclic hydrocarbons; enthalpy decay; detonation velocity; detonation pressure wave front.

REFERENCES

1. Barton D., Walles W. D., Stoddart G. F. (eds.). *Obshchaya organicheskaya khimiya. T. 1. Stereo-khimiya, uglevodorody, galogensoderzhashchiye soyedineniya* [General organic chemistry. Vol. 1. Stereochemistry, hydrocarbons, halogen compounds]. Moscow, Khimiya Publ., 1981. 736 p.
2. Garwood R. F., Coffey S. (ed.). *Rodd's Chemistry of Carbon Compounds*, 2nd ed. Amsterdam, Elsevier, 1964, vol. 1A, pp. 7–69.
3. Brachel H. Von, Bahr V. *Methoden der Organischen Chemie* (Houben-Weyl). Stuttgart, Thieme, 1970, vol. 5, p. 590.
4. Hall H. K., Smith C. D., Baldt J. H. Enthalpies of formation of norbornene, norbornadiene, and quadricyclane. *J. Am. Chem. Soc.*, 1973, vol. 95, no. 10, pp. 3197–3201. doi: 10.1021/ja00791a022.
5. Sletten E. M., Bertozzi C. R. A bioorthogonal quadricyclane ligation. *J. Am. Chem. Soc.*, 2011, vol. 133, no. 44, pp. 17570–17573. doi: 10.1021/ja2072934.
6. Eaton P. E., Cole T. W. The cubane system. *J. Am. Chem. Soc.*, 1964, vol. 86, no. 5, pp. 962–964. doi: 10.1021/ja01059a072.
7. Eaton P. E., Cole T. W. Cubane. *J. Am. Chem. Soc.*, 1964, vol. 86, no. 15, pp. 3157–3158. doi: 10.1021/ja01069a041.
8. Eaton P. E. Cubanes: starting materials for the chemistry of the 1990s and the new century. *Angew. Chem. Int. Ed. Engl.*, 1992, vol. 31, no. 11, pp. 1421–1436. doi: 10.1002/anie.199214211.
9. Lopandov A. N., Fanina E. A. Entalpiya perekhodnykh form ugleroda [Enthalpy of transitional forms of carbon]. *Khimiya tverdogo topliva — Chemistry of Solid Fuel*, 2015, no. 2, pp. 41–50.
10. Nelson H. H. The effect of pipe diameter on the thermal decomposition of acetylenes. *6th Sympos of Combust.*, 1957, p. 823.
11. Ivanov V. A., Kogarko S. M. Energiya zazhiganiya chistogo atsetilena i yego smesey s vozdukhom pri povyshennykh nachalnykh davleniyakh [The ignition energy of pure acetylene and its mixtures with air at elevated initial pressures]. *Nauchno-tehnicheskiye problemy — Scientific and Technical Problems*, 1965, vol. 2, pp. 105–108.

12. Lopanov A. N., Fanina E. A., Tikhomirova K. V. Molekulyarnoye modelirovaniye termicheskoy ustoychivosti uglevodorodov na osnove teorii aktivirovannogo kompleksa [Molecular modeling of the thermal stability of hydrocarbons on the basis of the theory of the activated complex]. *Pozharnaya bezopasnost: problemy i perspektivy: sb. st. V Mezhdunar. nauch.-prakt. konf.* [Fire safety: problems and prospects. Proceedings of V International Scientific and Practical Conference]. Voronezh, Voronezh Institute of State Fire Service of Russian Ministry of Emergency Situations Publ., 2014, part 1, pp. 47–52.
13. Lopanov A. N. The molecular modeling of detonating and explosive processes based on the activated complex theory. *International Research Journal of Pure and Applied Chemistry*, 2012, vol. 2, no. 4, pp. 221–229. doi: 10.9734/IRJPAC/2012/1924.
14. Pokrovskiy G. I. *Vzryv. 4-e izd.* [Explosion. 4th ed.]. Moscow, Nedra Publ., 1980. 120 p.
15. Monakhov V. T. *Metody issledovaniya pozharnoy opasnosti veshchestv* [Methods of research of fire danger of substances]. Moscow, Khimiya Publ., 1972. 416 p.
16. Lopanov A. N., Fanina E. A., Nesterova N. V. Fenomenologicheskaya model rascheta kontsentratsionnykh predelov rasprostraneniya plameni v adiabaticheskikh usloviyakh [A phenomenological model calculation of the flammability limits in adiabatic conditions]. *Pozharnaya bezopasnost: problemy i perspektivy: materialy III Vserossiyskoy nauchno-prakticheskoy konferentsii* [Fire safety: problems and prospects. Proceedings of III All-Russian Scientific and Practical Conference]. Voronezh, Voronezh Institute of State Fire Service of Russian Ministry of Emergency Situations Publ., 2012, part 1, pp. 25–27.
17. Ivanov B. A. *Fizika vzryva atsetilena* [Physics of the explosion of acetylene]. Moscow, Khimiya Publ., 1969. 180 p.
18. Baraton A. N., Korolchenko A. Ya., Kravchuk G. N. et al. *Pozharovzryvoopasnost veshchestv i materialov i sredstva ikh tusheniya : spravochnik* [Fire and explosion safety of substances and materials and their means of extinguishing. Reference]. Moscow, Khimiya Publ., 1990. 384 p.



Издательство «ПОЖНАУКА»

Представляет книгу

А. А. Антоненко, Т. А. Буцынская, А. Н. Членов.
ОСНОВЫ ЭКСПЛУАТАЦИИ СИСТЕМ КОМПЛЕКСНОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ
БЕЗОПАСНОСТИ ОБЪЕКТОВ : учебно-справочное пособие

/ Под общ. ред. д-ра техн. наук А. Н. Членова. —
 М. : ООО “Издательство “Пожнаука”, 2010. — 210 с.



В учебно-справочном пособии изложены основы современного подхода к проблеме комплексного обеспечения безопасности объектов хозяйствования с помощью технических средств и систем; приведены сведения о технической эксплуатации комплексных систем безопасности, а также справочно-методическая информация для решения практических задач по эксплуатации. Дано основное содержание эксклюзивной разработки — ГОСТ Р 53704–2009 “Системы безопасности комплексные и интегрированные”, входящего в отраслевой комплект нормативно-технической документации по данной проблеме.

Книга предназначена для практических работников в области систем безопасности и может быть использована как учебное пособие для подготовки и повышения квалификации специалистов соответствующего профиля.

121352, г. Москва, а/я 43; тел./факс: (495) 228-09-03; e-mail: mail@firepress.ru

П. С. ТИТАЕВ, аспирант Тверского государственного технического университета
(Россия, 170026, г. Тверь, наб. Афанасия Никитина, 22; e-mail: pati69@bk.ru)

УДК 519.711.3:630*4

ИМИТАЦИОННАЯ МОДЕЛЬ ВЕРОЯТНОСТИ ВОЗНИКНОВЕНИЯ ЛЕСНЫХ ПОЖАРОВ С УЧЕТОМ ГРОЗОВОЙ АКТИВНОСТИ И АНТРОПОГЕННОГО ФАКТОРА

Рассмотрены основные методы математических исследований вероятности возникновения лесных пожаров. Выяснено, что научные исследования, связанные с математическим моделированием вероятности возникновения пожаров с учетом грозовой активности и антропогенного фактора, имеют преимущественно прикладное значение и направлены на обеспечение пожарной безопасности лесов и ликвидацию ландшафтных пожаров. Рассмотрено построение математической модели и методика решения задачи оптимизации системы обеспечения пожарной безопасности с использованием имитационного моделирования.

Ключевые слова: математическая модель; метод исследования; лесные пожары; система обеспечения пожарной безопасности; оптимизация; имитационное моделирование.

Нужно отметить, что с каждым годом количество лесных пожаров значительно увеличивается, а вместе с этим увеличиваются и площади выгоревших лесов.

Применяемые в настоящее время на практике методики оценки вероятности возникновения пожаров, разработанные с использованием больших массивов статистических данных (В. Г. Нестеров, Л. Ф. Ноженкова, D. X. Viegas, E. L. Garsia Diez, C. E. van Wagner, M. E. Alexander, I. E. Deeming, B. J. Stocks и др.), представляют собой формулы, алгоритмы, критерии, полученные в результате усреднения характеристик условий возгораний на больших выборках как по площадям, так и по времени [1–6]. При создании таких методик, по существу, не анализировались и не моделировались физические и химические процессы (в первую очередь наиболее значимые процессы тепло- и массопереноса) в слое лесного горючего материала, возникающие при воздействии локальных источников энергии.

Существующие теории распространения лесных пожаров (авторы моделей и алгоритмов решения задач — А. Н. Субботин, А. М. Гришин, В. А. Перминов, Л. Ю. Катаева, Г. А. Доррер, В. Г. Зверев, О. В. Шипулина и др.) не ориентированы на прогноз лесной пожарной опасности. Следствием решения задач в рамках этих теорий являются характеристики пожара (температурные поля, скорости движения продуктов сгорания, давления и плотности газов, скорости движения фронта горения и т. п.) [7–14].

В связи с этим представляется перспективным разработка нового подхода к прогнозированию лес-

ной пожарной опасности, основанного в отличие от известных (опирающихся на статистическую информацию) на имитационном моделировании.

В России в настоящее время прогнозирование лесных пожаров недостаточно эффективно, что является причиной их возникновения. Поэтому статья посвящена разработке имитационной модели вероятности возникновения лесных пожаров с учетом грозовой активности и антропогенной нагрузки.

Приведем определение имитационной модели. Имитационная модель — это логико-математическое определение предметной области, которое может быть использовано для экспериментирования на компьютере в целях исследования поведения объектов предметной области в зависимости от некоторых входных факторов [15].

Выделяют два вида имитационных моделей:

- метод статистических испытаний Монте-Карло;
- статистическое моделирование как метод имитационного моделирования [16].

Опишем суть метода статистических испытаний Монте-Карло. Допустим, известны вероятности возникновения некоторых входных факторов модели. Перебирая наугад комбинацию входных факторов модели, можно многократно воссоздавать поведение модели, сохраняя при этом одинаковые характеристики факторов [17]. В результате многократного прогона модели можно собрать статистические данные, которые бы могли быть собраны в реальном времени.

Таблица 1. Статистические данные по площади лесных насаждений в Тверской обл. в период 2008–2013 гг.

Показатель	2008	2009	2010	2011	2012	2013
Общая площадь земель лесного фонда, тыс. га	2684,4	4875,6	4875,6	4875,6	4875,6	4875,6
Площадь земель, покрытых лесной растительностью, тыс. га	2258,3	4408,1	4421,4	4428,0	4434,7	4440,3
Общий средний прирост, млн. м ³	7,32	14,71	14,82	14,83	14,82	14,81

Таблица 2. Статистические данные по характеру лесных пожаров в Тверской обл. в период 2007–2011 гг.

№ п/п	Показатель	2007	2008	2009	2010	2011
1	Число лесных пожаров	123	156	108	360	91
2	Из них по причинам:					
	– сельскохозяйственного пала	2	19	41	14	1
	– по вине человека	119	137	62	319	82
3	Лесная площадь, пройденная пожарами, га	446	566	394	2333	540

Метод Монте-Карло можно применять лишь после того, как будут установлены вероятности возникновения входных факторов модели. Однако на сегодняшний день на территории Тверской обл. вероятности возникновения входных факторов модели (в нашем случае антропогенное воздействие на лесную среду и грозовая активность) еще не изучены.

В таком случае обратимся к статистическому моделированию. Статистическое и эконометрическое моделирование включает методы исследования предметной области на их статистических моделях [18]. Сюда входит построение и изучение моделей объектов с целью получения объяснений этих явлений и в результате — предсказания явлений или показателей, интересующих исследователя.

Оценка параметров таких моделей производится с помощью статистических методов, в частности методов максимального правдоподобия, наименьших квадратов, моментов [19].

Напрашивается следующий вывод: оценив с помощью статистического моделирования вероятность возникновения лесных пожаров в зависимости от рассматриваемых входных факторов, необходимо применить метод статистических испытаний для уточнения картины возникновения лесных пожаров. Изменяя вероятности входных факторов (управляя входными воздействиями, например снижая антропогенный фактор), можно прогнозировать результат (например, доказать, что антропогенный фактор несет большую вероятность возникновения лесного пожара, чем природный) и, подтверждая исследования статистическими данными, начать проработку мер по снижению риска возникновения лесного пожара.

Изучим входные статистические данные предметной области. Для этого используем данные офици-

Таблица 3. Число дней с грозовой активностью в Тверской обл. в период 2007–2011 гг.

Год	2007	2008	2009	2010	2011
Число дней с грозой	19	21	23	32	22

ального сайта правительства Тверской обл. В табл. 1 приведены статистические данные по площади лесных насаждений в Тверской обл. [20].

В табл. 2 представлены статистические данные по характеру лесных пожаров, взятые с официального сайта правительства Тверской обл. [20].

Обратимся к последнему фактору предметной области — грозовой активности. На сайте “Климат Тверской области” характер погоды летом описан так: “Преобладающей воздушной массой над Тверской областью является континентальный воздух умеренных широт (кВУШ). Она либо формируется непосредственно над территорией Верхневолжья, либо приходит из соседних областей. В среднем за год в Твери эта воздушная масса наблюдается в 56,9 % случаев. Континентальный воздух умеренных широт определяет летом теплую погоду с температурами +15...+20 °С (днем до +20...+25 °С), с переменной кучевой облачностью, с небольшими скоростями ветра, которые к ночи снижаются до штиля. Нередко при данном типе погоды в середине дня случаются ливневые осадки и грозы...”.

В табл. 3 приведены данные о грозовой активности [21].

Поставим своей задачей проанализировать динамику изменения входных факторов модели, а также динамику изменения результирующего фактора в зависимости и степень влияния каждого фактора на характер развития лесных пожаров.

Рассмотрим такой фактор, как площадь лесных насаждений. Построим график изменения этого фактора (рис. 1) [21]. Из рис. 1 видим, что в 2008 г. наблюдался “выброс” — статистическое данное, сильно отличающееся от среднего по ряду, поэтому перестроим график для периода с 2008 по 2011 гг. (рис. 2). Кроме того, добавим на график линейный тренд с помощью средств Microsoft Excel (линию регрессии) с коэффициентом детерминации модели (доля результативного признака, объясняемого влиянием входных переменных).

Метод построения линейного тренда в этой программе основан на методах наименьших квадратов и вычисления коэффициента корреляции между двумя рядами признаков — x и y [22]. Приведем алгоритм расчета.

1. Найдем средние выборочные x_b и y_b , которые находятся по формуле арифметической средней:

$$x_b = \sum_{i=1}^n x_i / n; \quad y_b = \sum_{i=1}^n y_i / n. \quad (1)$$

2. Далее найдем среднеквадратические отклонения s_x и s_y по формулам:

$$s_x = \sqrt{\frac{1}{n} \sum (x - x_b)^2}; \quad s_y = \sqrt{\frac{1}{n} \sum (y - y_b)^2}. \quad (2)$$

3. Найдем корреляционный момент:

$$K_{xy} = \frac{1}{n} \sum (x_i - x_b)(y_i - y_b). \quad (3)$$

4. Выборочный коэффициент регрессии r_b отыскиваем по формуле

$$r_b = K_{xy} / s_x^2. \quad (4)$$

5. Найдем уравнение линейной регрессии y на x в виде $y = ax + b$ (где a, b — коэффициенты линейной регрессии):

$$y - y_b = r_b (x - x_b). \quad (5)$$

Коэффициент регрессии r_b характеризует изменение оценок по данной совокупности на единицу. Если увеличить x на 1, то y увеличится на r_b .

6. Найдем выборочный коэффициент корреляции r_{xy} с помощью формулы

$$r_{xy} = K_{xy} / (s_x s_y). \quad (6)$$

Выборочный коэффициент корреляции показывает меру корреляционной связи между двумя рядами признаков. Если $r_{xy} > 0$, то связь прямая, если $r_{xy} < 0$ — обратная. Чем ближе $|r_{xy}|$ к 1, тем сильнее корреляционная зависимость.

7. Найдем коэффициент детерминации, который оценивает долю влияния входных факторов модели на ее результат:

$$R^2 = r_{xy}^2. \quad (7)$$

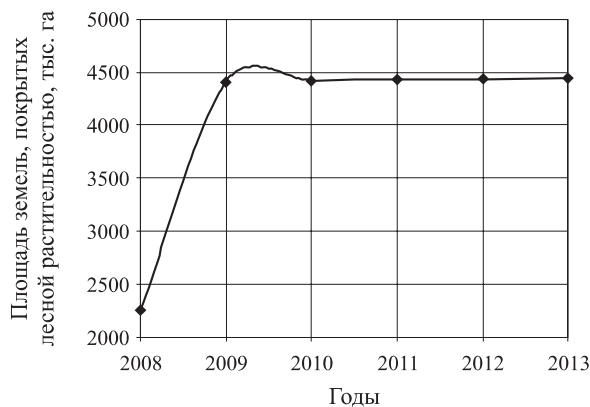


Рис. 1. Изменение общей площади лесного фонда в период 2008–2013 гг.

8. Проверим значимость выборочного коэффициента корреляции при показателе $\alpha = 0,05$ и числе степеней свободы $k = n - 2$. Вычислим наблюдаемое значение критерия Стьюдента:

$$T_{\text{набл}} = \frac{r_{xy} \sqrt{n-2}}{\sqrt{1-r_{xy}^2}}. \quad (8)$$

По таблице критических точек распределения Стьюдента, уровню значимости $\alpha = 0,05$ и числу степеней свободы $k = n - 2$ находим критическую точку $t_{\text{кр}}(\alpha, n - 2)$.

Если $T_{\text{набл}} > |t_{\text{кр}}|$, то гипотезу о равенстве генерального коэффициента корреляции нулю отвергаем. Следовательно, x и y имеют тесную корреляционную зависимость.

Весь расчет выполняется с помощью программы Microsoft Excel, включая решение уравнения регрессии и вычисление коэффициента детерминации по построенному графику (рис. 2) [22].

График рис. 2 показывает, что существует небольшой устойчивый прирост общей площади лесного фонда по годам — на 7,77 тыс. га (7770 га) каждый год с вероятностью 0,9667.

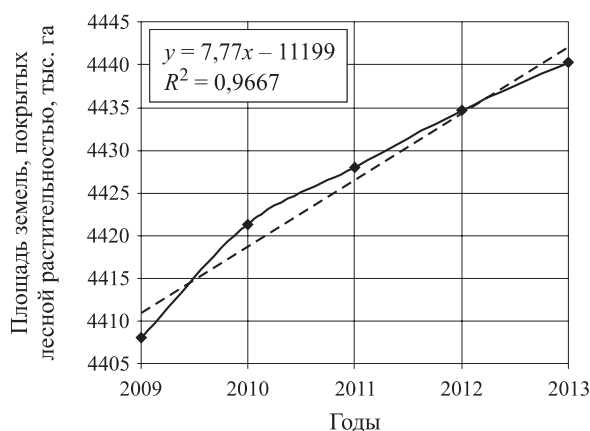


Рис. 2. Изменение общей площади лесного фонда Тверской обл. в период 2009–2013 гг.: ——— линия тренда

Обратимся к поз. 3 табл. 2 (лесная площадь, пройденная пожарами) и возьмем среднее арифметическое за данный период: оно составляет 855,8 га в год. Зная эти данные, нетрудно вычислить процент от прироста зеленых насаждений, страдающих от лесных пожаров:

$$855,8 : 7770 \cdot 100 \% = 11,014 \%. \quad (9)$$

Анализ данных табл. 2 показывает, что 11 % прироста лесного фонда уничтожается в результате лесных пожаров.

Проанализируем изменение площади лесных пожаров в Тверской обл. по данным табл. 2 (поз. 3), исключая статистический выброс в 2010 г., и построим график зависимости (рис. 3) [22].

Нанесенная на график линия тренда показывает, что каждый год площадь лесных пожаров увеличивается на 12,4 га. Коэффициент детерминации данной статистической модели низок. Это означает, что временной фактор модели развития пожаров составляет всего 6 %. Иначе говоря, время не влияет на площадь развития лесных пожаров. Докажем это с помощью критерия Стьюдента.

Проверим значимость выборочного коэффициента корреляции при $\alpha = 0,05$ и числе степеней свободы $k = n - 2$. Вычислим наблюдаемое значение критерия Стьюдента:

$$T_{\text{набл}} = \frac{r_{xy} \sqrt{n-2}}{\sqrt{1-r_{xy}^2}} = \frac{\sqrt{0,0694} \sqrt{4-2}}{\sqrt{1-0,0694}} = 0,3862.$$

По таблице критических точек распределения Стьюдента, уровню значимости $\alpha = 0,05$ и числу степеней свободы $k = n - 2$ найдем критическую точку $t_{\text{кр}}(\alpha; n - 2) = 2,631307$.

Так как $T_{\text{набл}} < t_{\text{кр}}$, принимаем гипотезу о равенстве генерального коэффициента корреляции нулю. Следовательно, ряды признаков не имеют корреляционной зависимости.

Отметим, что если проверить все предыдущие модели с помощью критерия Стьюдента на принятие гипотезы о равенстве генерального коэффициента корреляции нулю, то во всех этих случаях эта

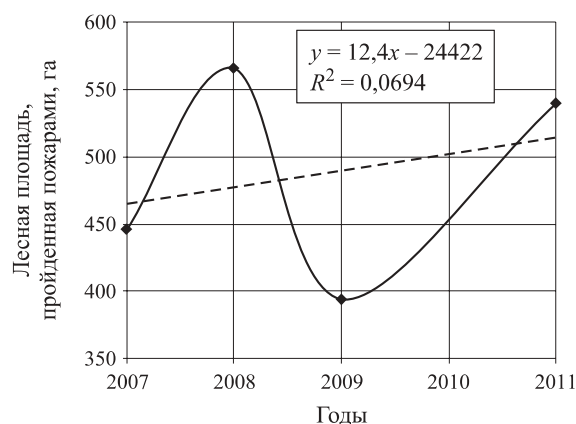


Рис. 3. Изменение лесной площади, пройденной пожарами, в Тверской обл. за период 2007–2011 гг.: ——— линия тренда

гипотеза будет отвергнута. Это означает, что корреляционные связи предыдущих моделей значимы.

Исходя из статистического ряда *годы – лесная площадь, пройденная пожарами*, видим, что площадь лесных пожаров:

- во-первых, значительно не уменьшается;
- во-вторых, не зависит от времени.

Проанализируем отдельно зависимость числа случаев возникновения лесных пожаров от антропогенного фактора. Для этого доработаем табл. 3, взяв процент числа пожаров, возникающих из-за антропогенного фактора, от общего числа лесных пожаров (табл. 4) [23].

Возьмем среднее значение признака “процент пожаров, возникающих из-за антропогенного фактора”, — 95,5 %. Это означает, что в 95 % случаев пожар возникает по вине человека.

Построим регрессионную модель зависимости “годы – процент числа пожаров из-за антропогенного фактора от общего числа лесных пожаров” (рис. 4) [24].

Из рис. 4 видим, что процент случаев возникновения пожара по вине человеческого фактора с каждым годом снижается, но незначительно — всего на 2 % в год, средний же уровень ряда, как уже отмечалось, составляет 95,5 %. Эта статистическая мо-

Таблица 4. Вычисление процента числа пожаров из-за антропогенного фактора от общего числа лесных пожаров

№ п/п	Показатель	2007	2008	2009	2010	2011
1	Число лесных пожаров	123	156	108	360	91
2	Из них по причинам:					
	– сельскохозяйственного пала	2	19	41	14	1
	– по вине человека	119	137	62	319	82
3	Число пожаров из-за антропогенного фактора:					
	– общее	121	156	103	333	83
	– % от общего числа лесных пожаров	98,37	100,00	95,37	92,50	91,21

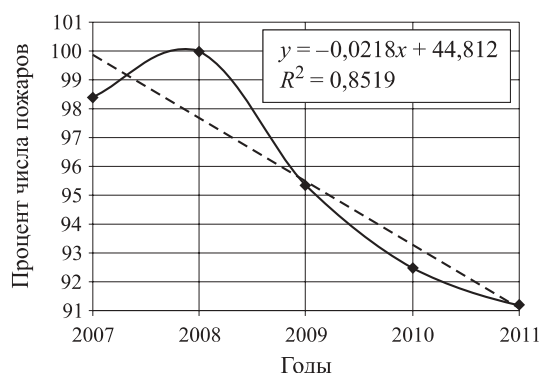


Рис. 4. Изменение процента числа пожаров из-за антропогенного фактора от общего числа лесных пожаров за период 2007–2011 гг.: ——— линия тренда

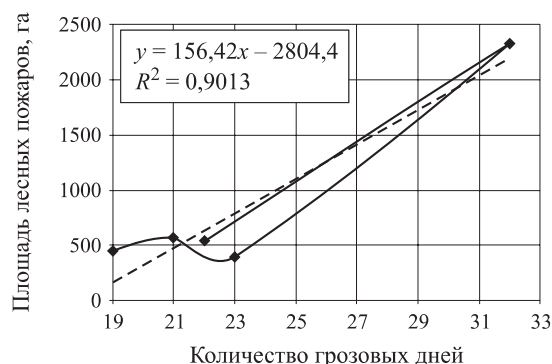


Рис. 5. Зависимость площади лесных пожаров от количества грозových дней: ——— линия тренда

дель значима, так как коэффициент корреляции очень близок к 1:

$$r_{xy} = \sqrt{R^2} = \sqrt{0,8519} = 0,923.$$

Иначе говоря, верным оказывается утверждение, что только на 2 % (от общего числа лесных пожаров) в год снижается уровень влияния антропогенного фактора на возникновение лесных пожаров.

Проанализируем также зависимость площади лесных пожаров от количества грозových дней в году (рис. 5) [24].

Как видно из рис. 5, данная зависимость прямая и очень сильная. Каждый грозовой день “добавляет” к площади пожаров в среднем 157 га. Эта модель строилась в условиях, когда антропогенный фактор также был велик (т. е. при другом постоянном входном значении модели). Поэтому построим другую, многомерную регрессионную модель, где входными факторами будут являться “процент влияния антропогенного фактора”, “среднегодовое число дней с грозой”, а результирующим фактором — “лесная площадь, пройденная пожарами”, с целью установления совместного влияния этой пары признаков на риск возникновения пожара. Сведем исходные данные в табл. 5 [15].

Таблица 5. Исходные данные для многомерного анализа

Уровень влияния антропогенного фактора X, доли ед.	Среднегодовое число дней с грозой Y	Лесная площадь, пройденная пожарами Z, га
0,9837	19	446
1,0000	21	566
0,9537	23	394
0,9250	32	2333
0,9121	22	540

Таблица 6. Параметры модели “Регрессионная статистика”

Параметр	Значение параметра
Множественный R	0,9574
R-квадрат	0,9166
Нормированный R-квадрат	0,8333
Стандартная ошибка	338,3395
Число наблюдений	5

В результате анализа получаем следующие данные (табл. 6) (см. рис. 4) [16].

В табл. 6 множественный R — это коэффициент корреляции R, близкий к 1; связь сильная, прямая, так как величина R положительна. R-квадрат — коэффициент детерминации R^2 . Нормированный R-квадрат — нормированное значение коэффициента детерминации, которое несильно отличается от R-квадрата. Нормированный R-квадрат $R^2_{\text{норм}}$ рассчитывается по формуле

$$R^2_{\text{норм}} = 1 - (1 - R^2) \frac{n - 1}{n - m - 1}, \quad (10)$$

где n — число наблюдений;

m — количество факторных признаков; $m = 1$.

В табл. 7 приведены результаты дисперсионного анализа [19].

Расчетное значение критерия Фишера F вычисляется по формуле

$$F = \frac{\text{Регрессия}}{\text{Остаток}} = \frac{1259040,74}{114473,66} = 11,00.$$

Коэффициент F значим, если принять уровень значимости более 0,05. Даже при очень высоком уровне значимости 0,05 построенная модель значима.

Таблица 7. Дисперсионный анализ модели

Показатель	df	SS	MS	F	Значимость F
Регрессия	2	2518081,48	1259040,74	11,00	0,008
Остаток	2	228947,32	114473,66		
Итого	4	2747028,80			

Примечание. SS — регрессия; MS — остаток; F — критерий Фишера.

Таблица 8. Коэффициенты линейной многомерной модели

Фактор	Коэффициент уравнения регрессии
У-пересечение	–6337,6896
Уровень антропогенного фактора X	3349,8816
Среднегодовое число дней с грозой Y	170,7122

В модели используются коэффициенты уравнения регрессии, которые представлены в табл. 8 [21]. В результате получаем следующую формулу регрессионной зависимости:

$$Z = 3349,8816X + 170,7122Y - 6337,6896. \quad (11)$$

Если увеличить уровень влияния антропогенного фактора на 0,01, то площадь лесных пожаров возрастет на $3349,8816/100 \approx 33,5$ га. Если число дней с грозой увеличится на 1, то площадь лесных пожаров вырастет на 170,7122 га.

Используя построенную модель, “разыграем” случайную величину Z (площадь лесных пожаров в га). Пусть количество испытаний будет равно 10. Вначале зададим значения входных признаков X и Y в интервалах их фактических данных (от минимального значения к максимальному). Величина X изменяется на основании фактических данных от 91,21 до 100 %, а Y — от 19 до 32 дней.

Составим расчетную таблицу со случайными величинами X , Y , которые случайно изменяются в фактических интервалах значений, причем Y изменяется значимо (от 19 до 32). Максимальное значение $Y=32$ было статистическим “выбросом” летом 2010 г., когда стояла аномально жаркая погода, что отразилось на эксперименте (табл. 9) [22]. Средняя полученная площадь лесных пожаров (1105,68 га) больше выведенной средней (855,8 га).

Снизим значения Y до среднестатистических (от 19 до 25) (эксперимент 2), а процент влияния антропогенного фактора оставим прежним (табл. 10) [17].

Когда количество грозовых дней в среднем уменьшается от 25 до 22, процент снижения числа лесных пожаров достигает 41,43 % ($100\% - (647,53/1105,68) \times 100\%$). Таким образом, погодный фактор оказывает значительное влияние на число лесных пожаров. Это подтверждает также построенная одномерная модель “площадь пожара – количество грозовых дней”.

Проведем третий эксперимент. Снова оставим высоким количество грозовых дней (от 19 до 32), а уровень влияния антропогенного фактора будем изменять от 0,70 до 0,75. В результате получим данные, представленные в табл. 11 [23].

Как видно из табл. 11, произошло уменьшение площади лесных пожаров на 7,5 % ($100\% - (598,9180/647,53) \cdot 100\%$).

Таблица 9. “Разыгранные” значения Z (эксперимент 1)

Номер испытания	X (доли ед.)	Y (дней)	Z (га)
1	0,9290	20	188,68
2	0,9366	20	214,20
3	0,9509	27	1457,04
4	0,9655	30	2017,88
5	0,9997	20	425,35
6	0,9188	29	1690,76
7	0,9446	26	1265,17
8	0,9901	23	905,46
9	0,9736	30	2045,23
10	0,9217	24	847,03
Среднее значение	0,9531	24,9	1105,68

Таблица 10. “Разыгранные” значения Z (эксперимент 2)

Номер испытания	X (доли ед.)	Y (дней)	Z (га)
1	0,9573	23	795,52
2	0,9948	19	238,36
3	0,9935	19	233,82
4	0,9755	23	856,66
5	0,9136	24	819,70
6	0,9538	20	271,59
7	0,9598	22	633,15
8	0,9283	24	869,06
9	0,9173	24	832,27
10	0,9960	23	925,20
Среднее значение	0,9590	22,1	647,53

Таблица 11. Данные, полученные в эксперименте 3

Номер испытания	X (доли ед.)	Y (дней)	Z (га)
1	0,7038	24	117,1406
2	0,7486	24	267,2178
3	0,7918	23	241,1006
4	0,7075	28	812,3472
5	0,7329	28	897,2821
6	0,7404	19	0,0000
7	0,7680	27	844,1173
8	0,7596	27	815,9899
9	0,7973	26	771,5269
10	0,7280	30	1222,4580
Среднее значение	0,7478	25,6	598,9180

Снижение влияния антропогенного фактора от 0,6 до 0,7 приводит к дальнейшему сокращению площади лесных пожаров (хотя погодные факторы остаются неблагоприятными) (табл. 12) [24].

Таблица 12. Данные, полученные в эксперименте 4

Номер испытания	X (доли ед.)	Y (дней)	Z (га)
1	0,6021	29	629,9652
2	0,6231	25	17,4155
3	0,6503	30	961,9462
4	0,6495	21	0,0000
5	0,6349	26	227,7194
6	0,6229	28	528,9926
7	0,6094	19	0,0000
8	0,6962	24	91,6805
9	0,6611	31	1168,9514
10	0,6511	26	281,9462
Среднее значение	0,6401	25,9	390,8617

Таблица 13. Данные, полученные в эксперименте 5

Номер испытания	X (доли ед.)	Y (дней)	Z (га)
1	0,5929	27	257,7400
2	0,5325	25	0,0000
3	0,5315	26	0,0000
4	0,5237	28	196,4297
5	0,5197	20	0,0000
6	0,5768	23	0,0000
7	0,5102	21	0,0000
8	0,5941	30	773,9138
9	0,5865	25	0,0000
10	0,5007	24	0,0000
Среднее значение	0,5469	24,9	122,8084

Дальнейшее снижение влияния антропогенного фактора (от 0,5 до 0,6) приводит к значительному сокращению площади лесных пожаров (табл. 13) [24].

Таким образом, лесные пожары относительно легко возникают из-за грозовой активности, тем не менее влияние человеческого фактора на возникнове-

ние лесных пожаров неизмеримо выше и составляет порядка 95 %.

Исследовав числовые данные и проанализировав результаты вычислительного эксперимента, можно сделать следующие выводы:

- прирост площади зеленых насаждений в Тверской обл. составляет 7,7 тыс. га в год, и примерно 11 % этого прироста уничтожается в ходе пожаров;
- вероятность возникновения лесного пожара повышается с увеличением количества грозовых дней в году;
- вероятность возникновения лесного пожара повышается в связи с неблагоприятной деятельностью человека;
- количество зафиксированных лесных пожаров, происшедших по вине человека, составляет 95 % от общего количества пожаров;
- площадь лесных пожаров не уменьшается в последние несколько лет.

Если увеличить уровень влияния антропогенного фактора на 0,01, то площадь лесных пожаров возрастет на 33,49 га (3349,8816/100). Если число дней с грозовой активностью в году увеличится на 1, то площадь лесных пожаров вырастет на 170,7122 га в год, и это утверждение верно на 95,74 % (значение множественного R многомерной регрессионной модели).

Сравнение данных экспериментов 1 и 5 говорит о том, что если грозовая активность останется на прежнем (высоком) уровне и при этом уровень влияния антропогенного фактора снизится с 0,95 до 0,55, то площадь лесных пожаров сократится чуть ли не в 10 раз.

В связи с этим приходим к заключению, что исследования, целью которых является оптимизация математической модели и комплекса программ мониторинга и прогнозирования возникновения природных пожаров на основе имитационного моделирования, являются актуальными.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Stocks B. J., Alexander M. E., Mc Alpine R. S. et al. Canadian Forest Fire Danger Rating System. — Canadian Forestry Service, 1987. — 500 p.
2. Курбатский Н. П., Костырина Т. В. Национальная система расчета пожарной опасности США // Обнаружение и анализ лесных пожаров : сб. статей. — Красноярск : ИЛИД СО АН СССР, 1977. — С. 38–90.
3. Deeming J. E., Lancaster J. W., Fosberg M. A., Furman R. W., Schroeder M. J. The National Fire-Danger Rating System // USDA Forest Service — Research Paper RM-84, February 1972. — 165 p.
4. García Díez E. L., Rivas Soriano L., de Pablo F., García Díez A. Prediction of the daily number of forest fires // International Journal of Wildland Fire. — 1999. — Vol. 9, No. 3. — P. 207–211. doi: 10.1071/WF00003.
5. Viegas D. X., Bovio G., Ferreira A., Nosenzo A., Sol B. Comparative study of various methods of fire danger evaluation in Southern Europe // International Journal of Wildland Fire. — 1999. — Vol. 9, No. 4. — P. 235–246. doi: 10.1071/WF00015.

6. *Нестеров В. Г.* Горимость леса и методы ее определения. — М.–Л. : Гослесбумиздат, 1949. — 76 с.
7. *Гришин А. М., Барановский Н. В.* Сравнительный анализ простых моделей сушки слоя ЛГМ, включая данные экспериментов и натурных наблюдений // Инженерно-физический журнал. — 2003. — Т. 76, № 5. — С. 166–169.
8. *Гришин А. М., Фильков А. И.* Прогноз возникновения и распространения лесных пожаров. — Кемерово : Практика, 2005. — 202 с.
9. *Гришин А. М., Катаева Л. Ю., Лобода Е. Л.* Математическое моделирование сушки слоя лесных горючих материалов // Вычислительные технологии. — 2001. — Т. 6. — Спец. вып. (Труды Международной конференции RDAMM-2001), ч. 2. — С. 140–144.
10. *Субботин А. Н.* Математическая модель распространения низового лесного пожара по подстилке или слою опада хвои // Пожарная безопасность. — 2008. — № 1. — С. 109–116.
11. *Перминов В. А.* Математическое моделирование распространения плоского фронта лесного пожара // Вычислительные технологии. — 2006. — Т. 11, № S3. — С. 109–116.
12. *Гришин А. М., Перминов В. А.* Переход низового лесного пожара в верховой // Физика горения и взрыва. — 1990. — Т. 26, № 6. — С. 27–35.
13. *Кулеи Р. Н., Субботин А. Н.* Зажигание торфа внешним локальным источником тепла // Пожаровзрывобезопасность. — 2009. — Т. 18, № 4. — С. 13–18.
14. *Preisler H. K., Brillinger D. R., Burgan R. E., Benoit J. W.* Probability based models for estimation of wildfire risk // International Journal of Wildland Fire. — 2004. — Vol. 13, No. 2. — P. 133–142. doi: 10.1071/WF02061.
15. *Шикин Е. В., Чхартишвили А. Г.* Математические методы и модели в управлении : учеб. пособие. — М. : Дело, 2000. — 440 с.
16. *Джеффферс Дж.* Введение в системный анализ: применение в экологии / Пер. с англ. — М. : Мир, 1981. — 256 с.
17. *Гмурман В. Е.* Теория вероятностей и математическая статистика. — М. : Высшая школа, 2008.
18. *Гришин А. М., Зима В. П., Самойлов В. И.* Экспериментальная проверка эффективности действия дезинтегратора ДНЛП на фронт низового лесного пожара // Материалы международной конференции. — Томск : Изд-во ТГУ, 1999. — С. 48–53.
19. *Горстко А. Б., Домбровский Ю. А., Сурков Ф. А.* Модели управления эколого-экономическими системами. — М. : Наука, 1984. — 120 с.
20. *Гришин А. М.* Моделирование и прогноз катастроф : учеб. пособие. — Кемерово : Изд-во “Практика”, 2005. — Ч. 2. — 562 с.
21. *Заславский Б. Г., Полуэктов Р. А.* Управление экологическими системами. — М. : Наука, 1988. — 296 с.
22. *Ризниченко Г. Ю., Рубин А. Б.* Математические модели биологических продукционных процессов. — М. : Изд-во МГУ, 1993. — 302 с.
23. *Франс Дж., Торнли Дж. Х. М.* Математические модели в сельском хозяйстве / Пер. с англ. — М. : Агропромиздат, 1987. — 400 с.
24. Официальный сайт Правительства Тверской области. URL : http://www.region.tver.ru/region/region_forest.html (дата обращения: 25.11.2014).

Материал поступил в редакцию 3 декабря 2014 г.

English

SIMULATION MODEL OF THE PROBABILITY OF OCCURRENCE OF FOREST FIRES TAKING INTO ACCOUNT THUNDERSTORM ACTIVITY AND ANTHROPOGENIC LOAD

TITAEV P. S., Postgraduate Student of Tver State Technical University
(Afanasiya Nikitina Embankment, 22, Tver, 170026, Russian Federation;
e-mail address: pati69@bk.ru)

ABSTRACT

Every year the number of forest fires considerably increases and along with this also increase the burned-out areas of forests. The main tasks of fire protection of forests are prevention of forest fires, optimum suppression and elimination of their consequences. Important aspects from the point of view of fire prevention are technologies and methods of prognostication.

Basic methods of mathematical research of the probability of occurrence of forest fires are considered in this article. It is found out that the scientific researches related to the mathematical modeling of the probability of occurrence of fires taking into account thunderstorm activity and anthropogenic load have mainly applied value and are aimed at providing of fire safety of forests and elimination of the landscape fires. Creation of mathematical model and methods of solving of a task of optimization of fire safety system using simulation modeling is considered.

After investigation of the numerical data and after analysis of results of computing experiment it is possible to say that if thunderstorm activity will remain at the same (high) level and the level of influence of the anthropogenous factor will be reduced from 0.95 to 0.55, the area of forest fires will be reduced nearly by 10 times. In this regard it is possible to conclude that researches which purpose is optimization of mathematical model and software package for monitoring and prognosis the occurrence of wildfires on the basis of simulation modeling are relevant.

Keywords: mathematical model; research method; forest fires; fire safety system; optimization; simulation.

REFERENCES

1. Stocks B. J., Alexander M. E., Mc Alpine R. S. et al. *Canadian Forest Fire Danger Rating System*. Canadian Forestry Service, 1987. 500 p.
2. Kurbatskiy N. P., Kostyrina T. V. Natsionalnaya sistema rascheta pozharnoy opasnosti SSHA [National fire danger rating system of the USA]. *Obnaruzheniye i analiz lesnykh pozharov : sb. statey* [Detection and analysis of forest fires. Collected papers]. Krasnoyarsk, Institute of Forest and Wood of Siberian Branch of the Russian Academy of Sciences Publ., 1977, pp. 38–90.
3. Deeming J. E., Lancaster J. W., Fosberg M. A., Furman R. W., Schroeder M. J. The National Fire-Danger Rating System. *USDA Forest Service — Research Paper RM-84*, February 1972. 165 p.
4. García Díez E. L., Rivas Soriano L., de Pablo F., García Díez A. Prediction of the daily number of forest fires. *International Journal of Wildland Fire*, 1999, vol. 9, no. 3, pp. 207–211. doi: 10.1071/WF00003.
5. Viegas D. X., Bovio G., Ferreira A., Nosenzo A., Sol B. Comparative study of various methods of fire danger evaluation in Southern Europe. *International Journal of Wildland Fire*, 1999, vol. 9, no. 4, pp. 235–246. doi: 10.1071/WF00015.
6. Nesterov V. G. Gorimost lesa i metody yeye opredeleniya [Forest fire statistics and methods of its definition]. Moscow–Leningrad, Goslesbumizdat, 1949. 76 p.
7. Grishin A. M., Baranovskiy N. V. Sravnitelnyy analiz prostykh modeley sushki sloya LGM, vklyuchaya dannyye eksperimentov i naturnykh nablyudeniy [Comparative analysis of simple models of drying of the layer of forest combustibles, including the data of experiments and natural observations]. *Inzhenerno-fizicheskiy zhurnal — Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 2003, vol. 76, no. 5, pp. 166–169.
8. Grishin A. M., Filkov A. I. *Prognoz vozniknoveniya i rasprostraneniya lesnykh pozharov* [Prognosis of the occurrence and spread of forest fires]. Kemerovo, Praktika Publ., 2005. 202 p.
9. Grishin A. M., Kataeva L. Yu., Loboda Ye. L. Matematicheskoye modelirovaniye sushki sloya lesnykh goryuchikh materialov [Mathematical modeling of drying of the layer of combustible forest materials]. *Vychislitelnyye tekhnologii — Computational Technologies*, 2001, vol. 6, special issue (Proceedings of International Conference RDAMM-2001), part 2, pp. 140–144.
10. Subbotin A. N. Matematicheskaya model rasprostraneniya nizovogo lesnogo pozhara po podstilke ili sloyu opada khvoi [Mathematical model of spread of the ground forest fire on a ground litter or a layer of needles litter]. *Pozharnaya bezopasnost — Fire Safety*, 2008, no. 1, pp. 109–116.
11. Perminov V. A. Matematicheskoye modelirovaniye rasprostraneniya ploskogo fronta lesnogo pozhara [Mathematical modeling of spread of a flat front of forest fire]. *Vychislitelnyye tekhnologii — Computational Technologies*, 2006, vol. 11, no. S3, pp. 109–116.
12. Grishin A. M., Perminov V. A. Perekhod nizovogo lesnogo pozhara v verkhovoy [Transition of the forest ground fire to crown fire]. *Fizika goreniya i vzryva — Combustion, Explosion, and Shock Waves*, 1990, vol. 26, no. 6, pp. 27–35.
13. Kulesh R. N., Subbotin A. N. Zazhiganiye torfa vneshnim lokalnym istochnikom tepla [Ignition of peat by external local source of heat]. *Pozharovzryvobezopasnost — Fire and Explosion Safety*, 2009, vol. 18, no. 4, pp. 13–18.
14. Preisler H. K., Brillinger D. R., Burgan R. E., Benoit J. W. Probability based models for estimation of wild-fire risk. *International Journal of Wildland Fire*, 2004, vol. 13, no. 2, pp. 133–142. doi: 10.1071/WF02061.

15. Shikin Ye. V., Chkhartishvili A. G. *Matematicheskiye metody i modeli v upravlenii: ucheb. posobiye* [Mathematical methods and models in management: tutorial]. Moscow, Delo Publ., 2000. 440 p.
16. Jeffers J. *Vvedeniye v sistemnyy analiz: primeneniye v ekologii* [Introduction to the system analysis: application in ecology]. Moscow, Mir Publ., 1981. 256 p.
17. Gmurman V. Ye. *Teoriya veroyatnostey i matematicheskaya statistika* [Probability theory and mathematical statistics]. Moscow, Vysshaya shkola Publ., 2008.
18. Grishin A. M., Zima V. P., Samoylov V. I. *Eksperimentalnaya proverka effektivnosti deystviya dezintegratora DNLP na front nizovogo lesnogo pozhara* [Experimental checking of efficiency of action of a disintegrator of ground forest fires (DGFF) on the front of ground forest fire]. Tomsk, Tomsk State University Publ., 1999, pp. 48–53.
19. Gorstko A. B., Dombrovskiy Yu. A., Surkov F. A. *Modeli upravleniya ekologo-ekonomicheskimi sistemami* [Models of management of ecological-economic systems]. Moscow, Nauka Publ., 1984. 120 p.
20. Grishin A. M. *Modelirovaniye i prognoz katastrof: ucheb. posobiye* [Modeling and prognosis of accidents: tutorial]. Kemerovo, Praktika Publ., 2005, part 2. 562 p.
21. Zaslavskiy B. G., Poluektov R. A. *Upravleniye ekologicheskimi sistemami* [Management of ecological systems]. Moscow, Nauka Publ., 1988. 296 p.
22. Rizinchenko G. Yu., Rubin A. B. *Matematicheskiye modeli biologicheskikh produktsionnykh protsessov* [Mathematical models of biological production processes]. Moscow, Lomonosov Moscow State University Publ., 1993. 302 p.
23. Frans J., Thornley J. H. M. *Mathematical models in agriculture*. London, Butterworths, 1984 (Russ. ed.: Frans J., Thornley J. H. M. *Matematicheskiye modeli v selskom khozyaystve*. Moscow, Agropromizdat, 1987. 400 p.).
24. Official site of the Government of Tver region. Available at: http://www.region.tver.ru/region/region_forest.html (Accessed 25 November 2014).



Издательство «ПОЖНАУКА»

Представляет книгу

А. Я. Корольченко, Д. О. Загорский КАТЕГОРИРОВАНИЕ ПОМЕЩЕНИЙ И ЗДАНИЙ ПО ВЗРЫВОПОЖАРНОЙ И ПОЖАРНОЙ ОПАСНОСТИ. — М. : Пожнаука, 2010. — 118 с.



В учебном пособии изложены принципы категорирования помещений и зданий по взрывопожарной и пожарной опасности, содержащиеся в современных нормативных документах. На примерах конкретных помещений рассмотрено использование требований нормативных документов к установлению категорий. Показана возможность изменения категорий помещений путем изменения технологии или внедрения инженерных мероприятий по снижению уровня взрывопожароопасности и повышению надежности технологического оборудования и процессов.

Пособие рассчитано на студентов высших учебных заведений, обучающихся по специальностям «Пожарная безопасность», «Безопасность технологических процессов и производств», «Безопасность жизнедеятельности в техносфере», студентов строительных вузов и факультетов, обучающихся по специальности «Промышленное и гражданское строительство», сотрудников научно-исследовательских, проектных организаций и нормативно-технических служб, ответственных за обеспечение пожарной безопасности.

121352, г. Москва, а/я 43; тел./факс: (495) 228-09-03; e-mail: mail@firepress.ru

С. В. ПУЗАЧ, д-р техн. наук, профессор, заслуженный деятель науки РФ, начальник кафедры инженерной теплофизики и гидравлики, Академия ГПС МЧС России (Россия, 129366, г. Москва, ул. Бориса Галушкина, 4; e-mail: puzachsv@mail.ru)

ДО ТХАНЬ ТУНГ, адъюнкт кафедры инженерной теплофизики и гидравлики, Академия ГПС МЧС России (Россия, 129366, г. Москва, ул. Бориса Галушкина, 4)

НГУЕН ТХАНЬ ХАЙ, канд. техн. наук, Институт пожарной безопасности МОБ Вьетнама (Вьетнам, 100000, г. Ханой, ул. Хуат Зуи Тиен, 243)

УДК 614.841

СНИЖЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ СИСТЕМЫ ДЫМОУДАЛЕНИЯ С ИСКУССТВЕННЫМ ПОБУЖДЕНИЕМ ПРИ ВОЗНИКНОВЕНИИ “ПОДДУВА”

Разработана модифицированная зонная модель расчета термогазодинамики пожара в условиях работы системы дымоудаления с искусственным побуждением с учетом возникновения “поддува”. Выполнено сопоставление зависимостей скорости опускания нижней границы задымленного нагретого припотолочного газового слоя от времени с момента начала пожара, полученных с использованием предложенной зонной и полевой моделей. Показано, что эффективность работы системы дымоудаления существенно снижается при возникновении “поддува”. Обнаружено, что для предотвращения “поддува” для каждого расхода вентилятора системы дымоудаления существует критическое минимальное значение площади дымоудаляющего отверстия, которое существенно зависит от толщины припотолочного слоя в момент включения дымоудаления.

Ключевые слова: пожар; дымоудаление; смешанная конвекция; поддув; припотолочный слой.

Введение

Эффективность работы систем дымоудаления (далее — СДУ) с естественным побуждением может снижаться из-за явления “поддува” (plugholing [1–3]), которое заключается в том, что чистый воздух из-под припотолочного дымового слоя под действием подъемных сил уносится через дымоудаляющее отверстие. При этом существенно уменьшается расход смеси продуктов горения и частиц дыма, удаляемых наружу из помещения через данное отверстие. Это может привести к скоплению дыма на периферии верхней зоны помещения в местах пребывания людей (например, в атриумах, пассажах и т. д.), поэтому важно не допускать возникновения “поддува”.

В работах [4, 5] рассмотрены условия возникновения “поддува” и снижение эффективности работы СДУ с естественным побуждением. В настоящей статье, являющейся продолжением работ [4, 5], выполнено исследование эффективности работы СДУ с искусственным побуждением с использованием модификации зонной модели расчета термогазодинамики пожара для учета “поддува”.

Постановка задачи

На рис. 1, *а* представлена упрощенная схема припотолочного дымового слоя в условиях работы СДУ, а на рис. 1, *б* — схема течения в момент начала за-

хвата находящегося под припотолочным слоем холодного воздуха СДУ (“поддув”). Условная нижняя граница припотолочного слоя принимается по правилу “*N* процентов” [6].

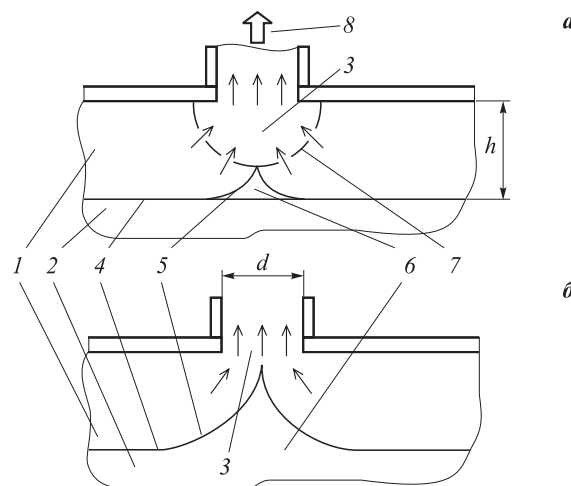


Рис. 1. Упрощенная схема припотолочного дымового слоя в условиях работы СДУ при расчетном режиме (*а*) и начале режима “поддува” (*б*): 1 — припотолочный слой; 2 — холодный воздух; 3 — дымоудаляющее отверстие; 4 — нижняя граница припотолочного слоя при отсутствии СДУ; 5 — то же, при наличии СДУ; 6 — воронка; 7 — полусферическая поверхность; 8 — направление движения смеси газов к вентилятору СДУ; *d* — приведенный диаметр дымоудаляющего отверстия, м; *h* — толщина припотолочного слоя, м

При использовании зонного подхода принимаем следующие основные упрощения термогазодинамической картины течения в припотолочном слое:

- существует резко выделенная граница между зонами припотолочного слоя и холодного воздуха, при переходе через которую термогазодинамические параметры изменяются скачкообразно;
- припотолочный слой равномерно прогрет и равномерно задымлен.

Условия возникновения “поддува”

Принимаем, что в уравнениях состояния идеального газа для воздуха и газовой смеси давления и газовые постоянные равны друг другу. В этом случае

$$\rho_2 T_2 = \rho_b T_b,$$

где ρ_2 — среднеобъемная плотность смеси газов в припотолочном слое, кг/м³;

T_2 — среднеобъемная температура припотолочного газового слоя, К;

ρ_b — плотность холодного воздуха в помещении, кг/м³;

T_b — температура холодного воздуха в помещении, К.

При критическом режиме работы (начало “поддува”) в дымоудаляющее отверстие начинает поступать воздух из зоны холодного воздуха. Вертикальная составляющая критической скорости подъема воздуха $w_{кр}$ (м/с) в его входном сечении, при которой столбик холодного воздуха поднимается на высоту h (см. рис. 1), определится из одномерного уравнения Бернулли [4, 5]:

$$w_{кр} = \sqrt{2gh}, \quad (1)$$

где g — ускорение свободного падения, м/с².

Тогда в начале возникновения “поддува” критический массовый расход смеси газов и дыма, удаляемой вентилятором через дымоудаляющее отверстие, составит:

$$G_{кр} = \rho_2 w_{кр} F_o, \quad (2)$$

где $G_{кр}$ — критический массовый расход вентилятора СДУ, кг/с;

F_o — площадь дымоудаляющего отверстия, м².

Модифицированная зонная модель расчета тепломассообмена

Используется трехзонная модель, в которой объем помещения разбит на зоны конвективной колонки, припотолочного слоя и холодного воздуха [7].

Принципиальная схема тепломассообмена в помещении для трехзонной модели в случае работы СДУ и приточной вентиляции приведена на рис. 2, где стрелками показаны направления течения газовой смеси и тепловые потоки.

Массовый расход в сечении конвективной колонки определяется по формулам [8]:

- при $z_c > z_{пл}$:

$$G = 0,071 \left(\frac{Q_{пож} (1 - \chi)}{1000} \right)^{1/3} z_c^{5/3} + 1,8 \cdot 10^{-6} Q_{пож} (1 - \chi); \quad (3)$$

- при $z_c \leq z_{пл}$:

$$G = 0,032 \left(\frac{Q_{пож} (1 - \chi)}{1000} \right)^{3/5} z_c, \quad (4)$$

где z_c — координата поперечного сечения колонки, отсчитываемая от открытой поверхности горючего материала, м;

$z_{пл}$ — высота пламенной зоны, м;

$$z_{пл} = 0,166 \left(\frac{Q_{пож} (1 - \chi)}{1000} \right)^{2/5};$$

$Q_{пож}$ — скорость тепловыделения в помещении, Вт; $Q_{пож} = \eta \psi_{уд} Q_n^p F_r$;

η — полнота сгорания;

$\psi_{уд}$ — удельная скорость газификации горючего материала, кг/(м²·с);

Q_n^p — низшая рабочая теплота сгорания горючего материала, Дж/кг;

F_r — площадь открытой поверхности горючего материала, м²;

χ — коэффициент теплопотерь из зоны колонки;

G — расход смеси газов через сечение колонки, находящееся на высоте z_c , кг/с.

Средняя температура в сечении конвективной колонки T_k (К) определяется по формуле из работы [7]:

$$T_k = T_b + \frac{Q_{пож} (1 - \chi)}{c_p G}, \quad (5)$$

где c_p — удельная изобарная теплоемкость смеси газов, Дж/(кг·К).

Высота нижней границы припотолочного слоя находится из решения обыкновенного дифференциального уравнения, полученного из закона сохранения энергии для припотолочного слоя [9]:

$$\frac{dz_k}{d\tau} = - \frac{G_k}{\rho_b F_{пл}} - \frac{Q_{пож} (1 - \varphi)}{c_p \rho_b T_b F_{пл}} - \frac{T_2 G_d}{\rho_b T_b F_{пл}}, \quad (6)$$

где z_k — расстояние от открытой поверхности горючего материала до нижней границы припотолочного слоя, м;

τ — время, с;

G_k — массовый расход газовой смеси, поступающей из конвективной колонки в припотолочный слой, кг/с;

$F_{пл}$ — площадь потолка помещения, м²;

φ — коэффициент теплопотерь; $\varphi = Q_{w1} + Q_{w2} + Q_c + Q_f + Q_p) / Q_{пож}$;

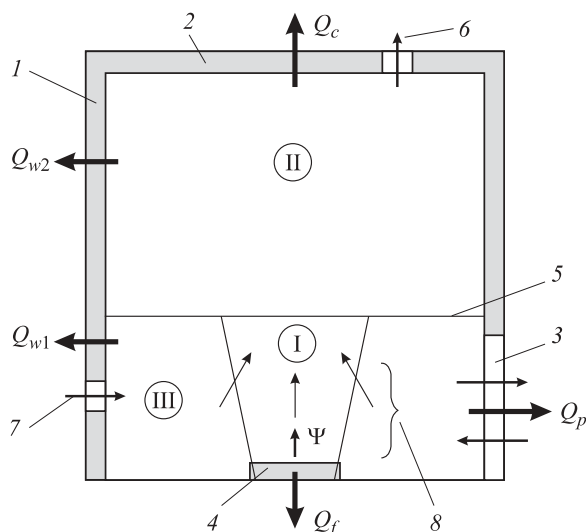


Рис. 2. Схема тепломассообмена в помещении с использованием зонной модели: 1 — стена; 2 — перекрытие; 3 — открытый проем; 4 — горючий материал; 5 — нижняя граница припотолочного слоя; 6 — СДУ; 7 — приточная вентиляция; 8 — пламенная зона; I — зона конвективной колонки; II — зона нагретого задымленного припотолочного слоя; III — зона холодного воздуха; Ψ — скорость газификации горючего материала, кг/с

Q_{w1}, Q_{w2}, Q_c, Q_f — тепловые потоки, отводимые соответственно в стены (ниже и выше нижней границы припотолочного слоя), потолок и пол, Вт;
 Q_p — тепловой поток, излучаемый через проем, Вт;

G_d — массовый расход СДУ, кг/с.

Начальное условие (при $\tau = 0$) имеет вид: $z_k = H - \delta$ (где H — высота помещения, м; δ — толщина горючего материала, м).

Среднеобъемная температура и плотность смеси газов в припотолочном слое находятся из решения дифференциального уравнения закона сохранения массы для припотолочного слоя и уравнения состояния идеального газа соответственно [7]:

$$V_2 (dp_2/d\tau) = G_k - G_d; \quad (7)$$

$$p_2 = \rho_2 R T_2 \approx p_b, \quad (8)$$

где V_2 — объем зоны припотолочного слоя, м³;
 p_2 — давление в зоне припотолочного слоя, Па;
 R — газовая постоянная (принимается, что газовые постоянные воздуха и смеси продуктов горения с воздухом равны [7]), Дж/(кг·К);
 p_b — давление наружного воздуха при $z = 0$, Па.
 Массовый расход смеси газов, удаляемой из припотолочного слоя СДУ через дымоудаляющее отверстие, определяется следующим образом:

- при $w_o < w_{кр}$: $G_d = G_{вт}$;
- при $w_o \geq w_{кр}$: $G_d = k_d G_{вт}$

где w_o — вертикальная составляющая скорости во входном сечении дымоудаляющего отверстия, м/с;
 $w_o = G_{вт} / (\rho_2 F_o)$;

$G_{вт}$ — массовый расход вентилятора СДУ, кг/с;
 k_d — коэффициент уменьшения расхода через дымоудаляющее отверстие из-за “поддува”.

Уравнения (6) и (7) решаются численным методом Рунге–Кутты 4-го порядка точности [10].

Полевая модель расчета термогазодинамики пожара

Используется полевой метод расчета, разработанный в [11]. Решаются трехмерные нестационарные дифференциальные уравнения Рейнольдса.

Обобщенное дифференциальное уравнение имеет вид [11]:

$$\frac{\partial}{\partial \tau} (\rho \Phi) + \text{div} (\rho w \Phi) = \text{div} (\Gamma \text{grad } \Phi) + S, \quad (9)$$

где ρ — плотность газовой смеси, кг/м³;

Φ — зависимая переменная (энтальпия газовой смеси, проекции скорости на координатные оси, концентрации компонентов газовой смеси (O_2 , CO , CO_2 , N_2 , продуктов газификации горючего материала), оптическая плотность дыма, кинетическая энергия турбулентности и скорость ее диссипации);

w — скорость газовой смеси, м/с;

Γ — коэффициент диффузии для Φ ;

S — источниковый член.

Величина лучистого теплопереноса определяется с помощью метода моментов (диффузионная модель). Выражение для радиационной составляющей источникового члена в уравнении энергии S_r имеет вид:

$$\text{div } S_r = -\frac{4\pi}{3} \left(\frac{\partial^2 I}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 I}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 I}{\partial z^2} \right), \quad (10)$$

где I — интенсивность излучения, Вт/м², определяемая из уравнения

$$\frac{1}{\beta} \left(\frac{\partial^2 I}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 I}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 I}{\partial z^2} \right) = 3\gamma (I - I_b); \quad (11)$$

β — интегральный коэффициент ослабления излучения, м⁻¹;

x, y, z — координаты соответственно вдоль длины, ширины и высоты помещения, м;

γ — интегральный коэффициент излучения, м⁻¹;

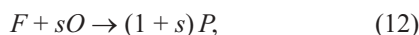
I_b — интенсивность излучения абсолютно черного тела, Вт/м²; $I_b = \sigma T^4$;

σ — постоянная излучения абсолютно черного тела, Вт/(м²·К⁴);

T — температура, К.

Локальные значения коэффициентов излучения и поглощения радиационной энергии определяются с использованием локальных величин оптической плотности дыма [11].

Реакция горения рассматривается как одноступенчатая и необратимая:



где F, O, P — продукты газификации горючего материала, окислитель (кислород воздуха) и продукты реакции соответственно;

s — коэффициент.

Скорость реакции (12) с учетом влияния на нее турбулентности (диффузионно-вихревая модель) вычисляется по формуле

$$G_r = \rho \frac{\varepsilon}{k} \min \left\{ 4 X_{pb}; 4 \frac{X_o}{s}; 2 \frac{X_{pg}}{s+1} \right\}, \quad (13)$$

где G_r — массовая скорость реакции в единице объема газовой среды, кг/(с·м³);

ε — скорость диссипации кинетической энергии турбулентности, м²/с³;

k — кинетическая энергия турбулентности, м²/с²;

X_{pb}, X_o, X_{pg} — массовая концентрация соответственно продуктов горения, кислорода и продуктов газификации горючего материала.

Начальные и граничные условия подробно описаны в [11].

Уравнения (9) и (10) решаются методом контрольных объемов [12] по явной конечно-разностной схеме на равномерной шахматной сетке.

Исходные данные для численного эксперимента

Рассматривается помещение в форме параллелепипеда размером 30×25×15 м.

Свойства горючего вещества (турбинное масло) принимаются по типовой базе горючей нагрузки [7]: $Q_n^p = 41,9$ МДж/кг; $\psi_{уд} = 0,03$ кг/(м²·с); удельный коэффициент потребления кислорода $L_{O_2} = -2,82$; удельный коэффициент выделения оксида углерода $L_{CO} = 0,122$.

Площадь пролива турбинного масла 1,0×1,0 м². Время стабилизации горения 120 с. Мощность стабилизированного горения постоянна во времени: $Q_{пож} = 1,26$ МВт.

Площадь квадратного дымоудаляющего отверстия в потолке $F_o = 2 \times 2$ м². Площадь открытого дверного проема $F_d = 1,2 \times 2,0$ м².

Оси симметрии открытой поверхности горючего материала, отверстия для удаления дыма и двери расположены на продольной оси симметрии помещения (рис. 3, б).

Объемный расход вентилятора СДУ $W_{вт}$ составляет 30000, 60000 и 90000 м³/ч. Время включения СДУ 30 с.

Начальные условия задавались следующими: $T_b = 293$ К; $p_b = 1,013 \cdot 10^5$ Па.

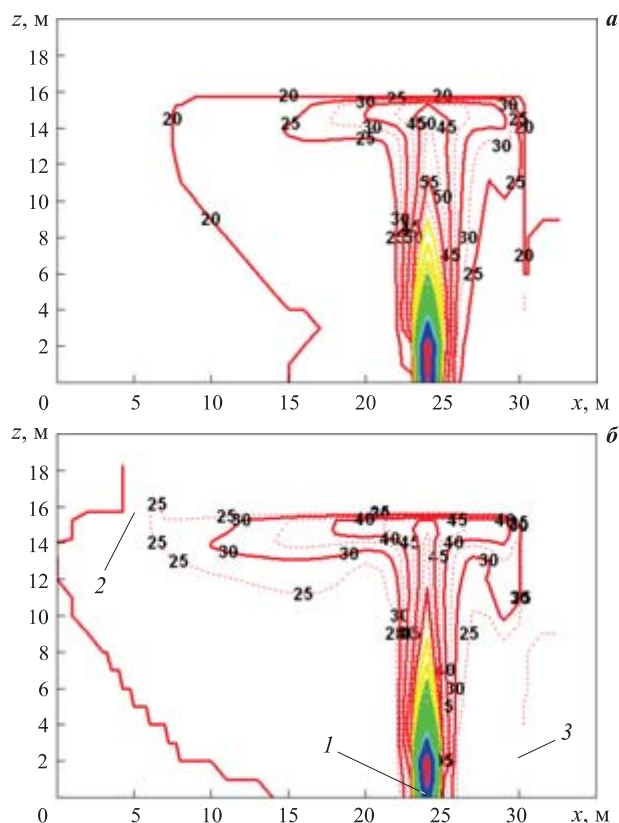


Рис. 3. Поля температур в продольном сечении модельного помещения, проходящем через его ось симметрии, при отсутствии СДУ (а) и при ее работе в режиме “поддува” (б): 1 — открытая поверхность горючего материала; 2 — дымоудаляющее отверстие; 3 — открытая дверь

Результаты численных экспериментов и их анализ

Расчеты выполнялись с применением программных продуктов [13, 14].

На рис. 3 представлены характерные поля температур до включения СДУ (см. рис. 3, а) и при возникновении “поддува” (см. рис. 3, б), полученные с использованием программы [13].

На рис. 4 приведены зависимости высоты нижней границы припотолочного слоя от времени с момента начала горения, полученные с использованием зонной и трехмерной полевой моделей при свободном развитии пожара ($W_{вт} = 0$ м³/ч) и при работе СДУ.

Влияние “поддува” в зонной модели учитывалось использованием коэффициента уменьшения расхода через дымоудаляющее отверстие следующим образом: $k_d = 0$ при отсутствии “поддува”; $k_d = 0,5$ при “поддуве”.

Постоянная величина $k_d = 0,5$ принималась из условия совпадения с наименьшей погрешностью результатов расчета по зонной модели (см. рис. 4, кривая 4) и по полевой модели [13, 14] (см. рис. 4).

При включении СДУ “поддув” начинался сразу и продолжался до момента, когда толщина припото-

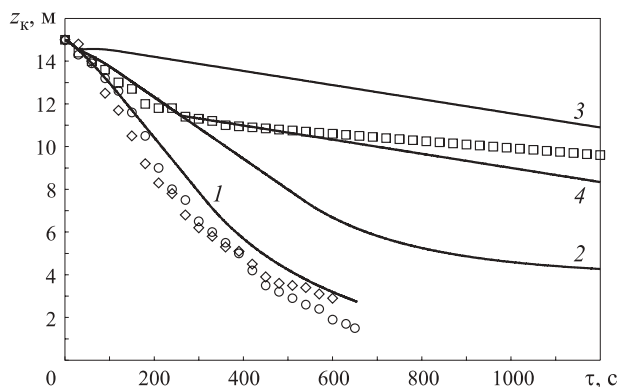


Рис. 4. Зависимость высоты нижней границы припотолочного слоя от времени с момента начала горения: 1–4 — зонная модель; $k_d = 0$: 1 — $W_{vt} = 0 \text{ м}^3/\text{с}$; 2 — $W_{vt} = 30000 \text{ м}^3/\text{с}$; 3 — $W_{vt} = 60000 \text{ м}^3/\text{с}$; $k_d = 0,5$: 4 — $W_{vt} = 60000 \text{ м}^3/\text{с}$; $\diamond$ — полевая модель [13], $W_{vt} = 0 \text{ м}^3/\text{с}$; $\circ$ — полевая модель [14], $W_{vt} = 0 \text{ м}^3/\text{с}$; $\square$ — полевая модель [13, 14], $W_{vt} = 60000 \text{ м}^3/\text{с}$

лочного слоя достигала критического значения при заданном расходе СДУ: $h_{кр} = 3,54 \text{ м}$ (см. рис. 4).

До момента окончания “поддува” кривые 2 и 4 (см. рис. 4) практически совпадали. Это означает, что при фактическом расходе вентилятора $W_{vt} = 60000 \text{ м}^3/\text{с}$ объемный расход удаляемой из припотолочного слоя смеси газов W_d составлял порядка $30000 \text{ м}^3/\text{с}$. Таким образом, “поддув” привел к уменьшению расхода удаляемого дыма в 2 раза.

На рис. 5 приведены зависимости минимальной площади дымоудаляющего отверстия $F_{o,min}$ (м^2), при которой отсутствует “поддув”, от толщины припотолочного слоя при различных расходах вентилятора СДУ. Из рис. 5 видно, что при рассмотренных исходных данных задачи наибольшие изменения минимальной площади дымоудаляющего отверстия ограничены диапазоном изменения $h \approx 0\div 2 \text{ м}$. Напри-

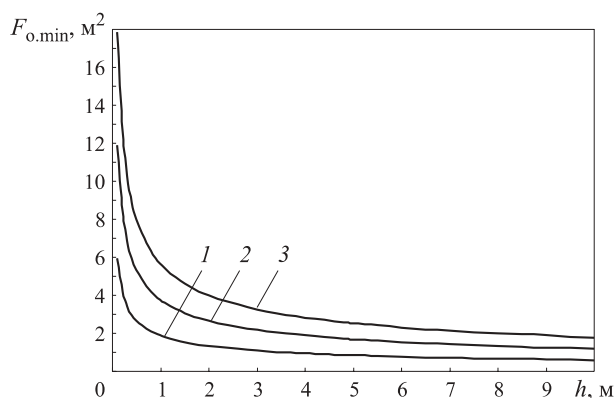


Рис. 5. Зависимость минимальной площади дымоудаляющего отверстия, при которой отсутствует “поддув”, от толщины припотолочного слоя при расходе вентилятора СДУ W_{vt} ($\text{м}^3/\text{с}$): 1 — 30000; 2 — 60000; 3 — 90000

мер, при $W_{vt} = 90000 \text{ м}^3/\text{с}$ $F_{o,min} = 17,8 \text{ м}^2$ при $h = 0,1 \text{ м}$ и $F_{o,min} = 4,0 \text{ м}^2$ при $h = 2,0 \text{ м}$.

Таким образом, минимальная площадь дымоудаляющего отверстия изменялась в зависимости от толщины припотолочного слоя в 4,45 раза.

Заключение

Для предотвращения “поддува” в случае работы СДУ с искусственным побуждением для каждого расхода вентилятора существует критическое минимальное значение площади дымоудаляющего отверстия, которое существенно зависит от толщины припотолочного слоя в момент включения СДУ.

Необходимо проведение дальнейших исследований по влиянию мест расположения дымоудаляющих отверстий и скоростей течения газовой смеси в припотолочном слое, параллельных перекрытию, на возникновение “поддува”.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Viot J., Vauquelin O., Rhodes N. Characterization of the plug-holing phenomenon for the exhausting of a low density gas layer // 14th Australasian Fluid Mechanics Conference. — Adelaide University, Adelaide, Australia, 10–14 December 2001. — P. 529 – 532.
2. Chow W. K., Li J. Review on design guides for smoke management system in an atrium // International Journal on Engineering Performance — Based Fire Codes. — 2005. — Vol. 7, No. 2. — P. 65–87.
3. Linjie Li, Zihe Gao, Jie Ji, Jianyun Han, Jinhua Sun. Research on the phenomenon of plug-holing under mechanical smoke exhaust in tunnel fire / 9th Asia-Oceania Symposium on Fire Science and Technology // Procedia Engineering. — 2013. — Vol. 62. — P. 1112–1120. doi: 10.1016/j.proeng.2013.08.168.
4. Пузач С. В., До Тхань Тунг. Условия возникновения “поддува” при работе систем дымоудаления с естественным побуждением // Пожаровзрывобезопасность. — 2014. — Т. 23, № 9. — С. 57–63.
5. Пузач С. В., До Тхань Тунг. Влияние высоты стенки дымоудаляющего отверстия на возникновение “поддува” при дымоудалении с естественным побуждением // Пожаровзрывобезопасность. — 2014. — Т. 23, № 11. — С. 46–51.
6. Chow W. K. Determination of the smoke layer interface height for hot smoke tests in big halls // Journal of Fire Sciences. — 2009. — Vol. 27, No. 2. — P. 125–142. doi: 10.1177/0734904108096852.
7. Кошмаров Ю. А. Прогнозирование опасных факторов пожара в помещении. — М. : Академия ГПС МВД России, 2000. — 118 с.
8. International Building Code. — International Code Council, Inc., 2003. URL: <http://publicecodes.cyberregs.com/icod/ibc/2003/index.htm> (дата обращения: 10.02.2015).

9. Пузач С. В., Хай Нгуен Тхань. О достоверности применения эмпирических формул расчета массового расхода системы дымоудаления при пожаре в атриуме // Пожаровзрывобезопасность. — 2009. — Т. 18, № 9. — С. 35–43.
10. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров. — М. : Наука, 1968. — 720 с.
11. Пузач С. В. Методы расчета тепломассообмена при пожаре в помещении и их применение при решении практических задач пожаровзрывобезопасности. — М. : Академия ГПС МЧС России, 2005. — 336 с.
12. Патанкар С. Численные методы решения задач теплообмена и динамики жидкости. — М. : Энергоатомиздат, 1984. — 152 с.
13. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2006614238 от 08.12.2006 г. Интегральные, зонные и полевые методы расчета динамики опасных факторов пожара / Пузач С. В. — М. : Федеральная служба по интеллектуальной собственности (Роспатент), 2006.
14. McGrattan K., Klein B., Hostikka S., Floyd J. Fire Dynamics Simulator (Version 5) User's Guide. NIST Special Publication 1019-5. — Gaithersburg, Maryland, USA : National Institute of Standards and Technology, 2007. — 186 p.

Материал поступил в редакцию 27 февраля 2015 г.

English

REDUCING OF EFFICIENCY OF SMOKE REMOVAL SYSTEM WITH ARTIFICIAL IMPULSE DURING "PLUGHOLING"

PUZACH S. V., Doctor of Technical Sciences, Professor, the Honoured Scientist of the Russian Federation, Head of Thermal Physics and Hydraulic Department, State Fire Academy of Emercom of Russia (Borisa Galushkina St., 4, Moscow, 129366, Russian Federation; e-mail address: puzachsv@mail.ru)

DO THANH TUNG, Postgraduate Student of Thermal Physics and Hydraulic Department, State Fire Academy of Emercom of Russia (Borisa Galushkina St., 4, Moscow, 129366, Russian Federation)

NGUYEN THANH HAI, Candidate of Technical Sciences, Institute of Fire Safety MOB Vietnam (Vietnam, 100000, Ha Noi, St. Khuat Duy Tien, 243)

ABSTRACT

Efficiency of smoke removal systems may be reduced due to the phenomenon of "plugholing", which lies in the fact that the clean air out under ceiling smoke layer due to the action of lift forces passes through the smoke ejection hole.

A modified zone model for calculation of thermal and gas dynamics of fire under action of a smoke removal system with artificial impulse during "plugholing" is proposed. Reducing the flow rate of a mixture of gases and smoke leaving from under ceiling layer outside the room is taken into account by introducing the rate coefficient.

A numerical study of thermal dynamics picture of fire in the model room with model combustible load by using the modified zone model and a three-dimensional field model is made.

It is considered the room in the form of a parallelepiped with dimensions of 30×25×15 m. Combustible material is turbine oil. Volumetric flow rate of fan of smoke removal system are 30000, 60000 and 90000 m³/h.

Dependencies between velocity of lowering the bottom border of the under ceiling layer and the time of fire, that obtained with the use of the modified zone model and a three-dimensional field model, are compared.

It is shown that the smoke removal system efficiency is significantly reduced when "plugholing" is occurred. The flow rate of a mixture of gases and smoke leaving from under ceiling layer outside the room is 2 times less than in the case of the absence of "plugholing".

It is found that to prevent "plugholing" in the case of smoke removal system with artificial impulse for each fan there is critical minimum square of the hole of smoke removal system, which essentially depends on the thickness of under ceiling layer at the time of the beginning of system work.

Keywords: fire; smoke removal; mixed convection; plugholing; temperature of under ceiling layer.

REFERENCES

1. Viot J., Vauquelin O., Rhodes N. Characterization of the plug-holing phenomenon for the exhausting of a low density gas layer. *14th Australasian Fluid Mechanics Conference*, Adelaide University, Adelaide, Australia, 10–14 December 2001, pp. 529–532.
2. Chow W. K., Li J. Review on design guides for smoke management system in an atrium. *International Journal on Engineering Performance — Based Fire Codes*, 2005, vol. 7, no. 2, pp. 65–87.
3. Linjie Li, Zihao Gao, Jie Ji, Jianyun Han, Jinhua Sun. Research on the phenomenon of plug-holing under mechanical smoke exhaust in tunnel fire. *9th Asia-Oceania Symposium on Fire Science and Technology. Procedia Engineering*, 2013, vol. 62, pp. 1112–1120. doi: 10.1016/j.proeng.2013.08.168.
4. Puzach S. V., Do Thanh Tung. Usloviya vozniknoveniya “podduva” pri rabote system dymoudaleniya s estestvennym pobuzhdeniyem [Conditions of “plugholing” in case of smoke exhaust system of natural type]. *Pozharovzryvobezopasnost — Fire and Explosion Safety*, 2014, vol. 23, no. 9, pp. 57–63.
5. Puzach S. V., Do Thanh Tung. Vliyaniye vysoty stenki dymoudalyayushchego otverstiya na vozniknoveniye “podduva” pri dymoudaleni s estestvennym pobuzhdeniyem [Influence wall height of smoke ejection hole on the rise “plugholing” during work of the smoke removal system with a natural impulse]. *Pozharovzryvobezopasnost — Fire and Explosion Safety*, 2014, vol. 23, no. 11, pp. 46–51.
6. Chow W. K. Determination of the smoke layer interface height for hot smoke tests in big halls. *Journal of Fire Sciences*, 2009, vol. 27, no. 2, pp. 125–142. doi: 10.1177/0734904108096852.
7. Koshmarov Yu. A. *Prognozirovaniye opasnykh faktorov pozhara v pomeshchenii* [Prediction of fire dynamics factors in the room]. Moscow, State Fire Academy of Ministry of Interior of Russia Publ., 2000. 118 p.
8. *International Building Code*. — International Code Council, Inc., 2003. Available at: <http://publicecodes.cyberregs.com/icod/ibc/2003/index.htm> (Accessed 10 February 2015).
9. Puzach S. V., Hai Nguyen Thanh. O dostovernosti primeneniya empiricheskikh formul rascheta massovogo rashkoda systemy dymoudaleniya pri pozhare v atriume [About correctness of usage of empirical formulas for calculation of mass rate of smoke removal system during fire in atrium]. *Pozharovzryvobezopasnost — Fire and Explosion Safety*, 2009, vol. 18, no. 9, pp. 35–43.
10. Korn G., Korn T. *Spravochnik po matematike dlya nauchnykh rabotnikov i inzhenerov* [Mathematical handbook for scientists and engineers]. Moscow, Nauka Publ., 1968. 720 p.
11. Puzach S. V. *Metody rascheta teplomassoobmena pri pozhare v pomeshchenii i ikh primeneniye pri reshenii prakticheskikh zadach pozharovzryvobezopasnosti* [Methods for calculating the heat and mass transfer in a fire at the premises and their application in solving practical problems fire safety]. Moscow, State Fire Academy of Emercom of Russia Publ., 2005. 336 p.
12. Patankar S. *Chislennyye metody resheniya zadach teploobmena i dinamiki zhidkosti* [Numerical methods for solving problems of heat transfer and fluid dynamics]. Moscow, Energoatomizdat, 1984. 152 p.
13. Puzach S. V. *Integral, zone and field methods for calculating the dynamics of fire hazards. Certificate on the state registration No. 2006614238 on 08.12.2006*. Moscow, Russian Federal Service for Intellectual Property Publ., 2006 (in Russian).
14. McGrattan K., Klein B., Hostikka S., Floyd J. *Fire Dynamics Simulator (Version 5) User's Guide*. NIST Special Publication 1019-5, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland, USA, 2007. 186 p.

ООО «ИЗДАТЕЛЬСТВО «ПОЖНАУКА»

ПРЕДЛАГАЕТ ВАШЕМУ ВНИМАНИЮ

Г. И. Смелков, В. Н. Черкасов,
В. Н. Веревкин, В. А. Пехотилов, А. И. Рябиков

ЭЛЕКТРОУСТАНОВКИ во взрывопожароопасных зонах

Справочное пособие

М.: ООО «Издательство «Пожнаука», 2012. – 222 с.



Приводятся новые, отвечающие современной нормативной базе, требования по классификации горючих смесей и пожаровзрывоопасных зон; рекомендации по выбору и использованию оборудования, включая кабельные изделия во взрывопожароопасных зонах.

Издание предназначено для инженерно-технических работников, занимающихся проектированием и монтажом электроустановок, работников пожарной охраны и специалистов широкого профиля в качестве учебного пособия для подготовки и повышения квалификации в области пожаровзрывобезопасности электроустановок.

Г. Г. ОРЛОВ, д-р техн. наук, профессор кафедры комплексной безопасности в строительстве, Московский государственный строительный университет (Россия, 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, 26; e-mail: ICA_kbs@mgsu.ru)

Д. А. КОРОЛЬЧЕНКО, канд. техн. наук, заведующий кафедрой комплексной безопасности в строительстве, Московский государственный строительный университет (Россия, 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, 26; e-mail: ICA_kbs@mgsu.ru)

УДК 614.841.123.2

ОЦЕНКА СТЕПЕНИ ИНТЕНСИФИКАЦИИ ВЗРЫВНОГО ГОРЕНИЯ ГАЗОВОЗДУШНОЙ СМЕСИ

Показано, что при аварийных взрывах в объемах производственных помещений скорость распространения фронта пламени по газозвоздушной смеси (ГВС) может увеличиваться за счет присущего пламени явления гидродинамической неустойчивости, непрерывности движения воздуха и горючей смеси, наличия на пути пламени препятствий и пролетов в ограждающих конструкциях. Показано также, что интенсификация взрывного горения, проявляющаяся в ускорении распространения пламени, приводит к увеличению скорости нарастания давления и в итоге оказывает существенное влияние на выбор метода взрывозащиты сооружений от разрушений. Приведены уравнения для определения численных значений коэффициентов интенсификации с учетом вида ГВС, количества объектов, находящихся на пути распространения пламени, отношения их общей площади, перекрывающей свободный объем, к площади его поперечного сечения и расстояния между преградами. Представлены математические выражения, описывающие процесс сброса продуктов взрыва непосредственно в атмосферу, основанные на законах сохранения массы, объема и энергии для незамкнутой системы, с использованием барической и температурной зависимости нормальной скорости распространения пламени, а также уравнений истечения газа для дозвукового и звукового режимов.

Ключевые слова: степень интенсификации взрывного горения; скорость распространения пламени; газозвоздушная смесь; предохранительные конструкции; фронт пламени.

В производственных помещениях категории А по степени взрывопожароопасности при авариях технологического оборудования возможно образование горючих смесей, горение которых может протекать с различной скоростью, в том числе с ускорением. Для предотвращения разрушения зданий в этих условиях необходимо применять в наружных стенах зданий облегченные легкосбрасываемые конструкции. Легкосбрасываемые, или предохранительные, конструкции, вскрываясь под действием избыточного давления сгорающей смеси, обеспечивают сохранение здания.

Снижение избыточного давления зависит от ряда факторов: объема и формы помещения; вида горючей смеси, образующейся во взрывоопасном помещении в аварийных ситуациях, и степени загазованности помещения к моменту воспламенения; загроможденности взрывоопасного помещения строительными конструкциями (колоннами, строительными фермами и др.), технологическим оборудованием; общей площади и мест расположения в наружном ограждении взрывоопасного помещения проемов, перекрываемых предохранительными конструкциями. Эффективность вскрытия предохранительных конструкций зависит от их вида, геометри-

ческих и физических параметров, допускаемого избыточного давления и условий взрывного горения горючих смесей во взрывоопасном помещении.

При учете всех указанных факторов могут быть получены оптимальные решения по обеспечению взрывоустойчивости зданий при внутренних аварийных взрывах с помощью предохранительных конструкций, а также определены случаи, когда применение таких конструкций нецелесообразно. Игнорирование или даже неполный учет отдельных из указанных выше факторов может привести к негативным последствиям — разрушению зданий и сооружений со взрывоопасными помещениями.

При аварийных взрывах в объемах производственных помещений скорость распространения фронта пламени по газозвоздушной смеси (ГВС) может увеличиваться за счет присущего пламени явления гидродинамической неустойчивости, непрерывного движения воздуха и горючей смеси, наличия на пути пламени различных препятствий, а также проемов в ограждающих конструкциях. Интенсификация взрывного горения проявляется в ускорении распространения фронта пламени, что может привести к увеличению скорости нарастания давления.

При скоростях распространения пламени, превышающих локальную скорость звука, нагрузка на строительные конструкции определяется параметрами ударных и детонационных волн, что в свою очередь ведет к необходимости создания принципиально иных конструктивных решений по обеспечению взрывозащиты зданий и сооружений. Следовательно, скорость распространения пламени является одним из важнейших параметров взрывного горения, позволяющих оценить величину и характер нагрузок, действующих на строительные конструкции.

Замечено, что распространение пламени при объемном горении с постоянной скоростью составляет редкое исключение [1, 2]. В подавляющем большинстве случаев, особенно в производственных условиях, любые искривления фронта пламени, вызываемые движением еще не сгоревшей ГВС или наличием внешних возмущающих факторов, приводят к увеличению площади его поверхности. Это влечет за собой рост массовой скорости сгорания ГВС и ускорение распространения пламени. Наличие же подобных и подчас весьма эффективных внешних возмущающих факторов в объемах производственных помещений практически неизбежно. В объемах этих помещений, достигающих десятков и даже сотен тысяч кубических метров, начинает проявляться действие конвективных потоков еще не сгоревшей ГВС, что приводит к искривлению первоначальной формы пламени и тем самым к увеличению видимой скорости его распространения. В то же время открывающиеся в процессе горения проемы вызывают эффект “вытягивания” пламени, что еще более усиливает искривление его поверхности, вызванное действием свободной конвекции. Кроме того, в объемах зданий и сооружений со взрывоопасными производствами на формирование поверхности фронта пламени будет влиять наличие технологического оборудования, внутренних строительных конструкций (колонны и связи по ним, фермы, монтажные площадки и т. д.), вызывая турбулизацию пламени и тем самым приводя к дополнительной интенсификации взрывного горения. В связи с этим для определения величины и характера изменения нагрузки на ограждающие конструкции в процессе взрывного горения внутри производственных помещений необходимо правильно оценивать его фактическую степень интенсификации в каждом конкретном случае.

В результате анализа опыта использования основных моделей сброса давления установлено, что наиболее надежным количественным методом описания ускорения горения является моделирование, заключающееся в использовании после разгермети-

зации фактора турбулентности и его изменении с варьированием условий протекания взрыва.

Интенсификация взрывного горения как спокойной ГВС при отсутствии внешних возмущающих факторов, так и предварительно возмущенной ГВС определялась экспериментально [3, 4].

Установлено, что наиболее опасный сценарий протекания взрывного горения наблюдается тогда, когда источник воспламенения смеси находится у торцевой глухой стенки камеры, противоположной стенке с отверстием. В этом случае искривление и послойная турбулизация фронта пламени играют доминирующую роль в возникновении интенсификации взрывного горения. Для этих условий авторы исследований рассматривают следующую схему ускорения распространения пламени. После воспламенения полусферический фронт пламени вытягивается в направлении открытого проема, что, как уже отмечалось, ведет к незначительному росту скорости его распространения ($\alpha \cong 1 \div 2$). Поскольку плотность исходной ГВС приблизительно в 7 раз превышает плотность газообразных продуктов взрывного горения, то с момента перекрытия пламенем всей площади проема скорость истечения газов увеличивается приблизительно в 2–6 раз по сравнению со скоростью истечения исходной холодной ГВС. Столь резкое повышение скорости истечения газового потока через проем генерирует сильную турбулентность по поверхности пламени, что, в свою очередь, ведет к ускорению выделения тепловой энергии и, следовательно, к интенсификации взрывного горения (в некоторых опытах $\alpha > 10$).

Для теоретического описания математической модели ускорения распространения пламени была предложена зависимость между ускорением распространения пламени $du_{пл}/dt$ в результате вытягивания и турбулизации его поверхности и скоростью $u_{ис}$ истекающей через проем ГВС:

$$du_{пл}/dt \sim u_{ис},$$

где $u_{пл}$ — скорость распространения пламени.

Таким образом, в расчетной модели ускорения распространения пламени принимается, что это ускорение благодаря вытягиванию и турбулизации поверхности фронта пропорционально скорости истечения ГВС через проемы.

Проведенные опыты со всей очевидностью показывают, что наиболее интенсивное взрывное горение ГВС в свободных от препятствий удлиненных объемах (исключение, вероятно, составляют лишь объемы, близкие к кубической и сферической форме) имеет место при воспламенении смеси у закрытого торца, когда фронт пламени проходит максимально возможный путь, равный всей длине объема камеры (помещения).

Интенсификация взрывного горения в объемах с препятствиями устанавливалась в результате как лабораторных, так и натурных экспериментальных исследований, в которых имитировались аварийные взрывы ГВС. Эти исследования позволяют утверждать, что наличие разного рода препятствий на пути распространения пламени является основным фактором, влияющим на ускорение взрывного горения [5–7].

По результатам анализа экспериментальных данных можно сделать следующие выводы.

Для больших объемов, заполненных газозвдушными смесями, в которых скорость распространения пламени превышает 100 м/с, уже нельзя пренебрегать такими газодинамическими эффектами в процессе взрывного горения, как сжимаемость газовой смеси, неравномерность распределения давления по объему (у закрытого торца, в середине и у открытого торца камеры), образование ударных волн. Результаты экспериментов, проводившихся в лабораторных установках с проемами в ограждении, совершенно непригодны для оценки давления, развивающегося в процессе взрывного горения больших объемов ГВС при наличии на пути пламени разного рода повторяющихся препятствий. Наличие последних ведет к возникновению и непрерывному усилению турбулизации горячей газозвдушной смеси, в результате чего увеличивается площадь поверхности пламени, что и является причиной ускорения его распространения. В этих условиях степень интенсификации взрывного горения ГВС достигала высоких значений, а в некоторых случаях скорость распространения пламени превышала скорость звука в горючей газовой смеси, и процесс взрывного горения приобретал качественно новый характер, когда впереди фронта пламени наблюдалось образование ударных волн [8, 9].

В зданиях со взрывоопасными производствами повторяющимися препятствиями являются колонны с установленными на них фермами и балками, а также установки технологических линий (насосы, компрессоры и т. п.). Например, в одноэтажном здании компрессорного отделения объемом 14600 м³ с наиболее часто встречающейся длиной 60 м и унифицированной габаритной схемой (пролет 18 м, высота до низа стропильной конструкции 10,8 м) при 6-метровом шаге колонн насчитывается девять таких препятствий. Отношение площади поверхности препятствий в сечении ко всей площади поперечного сечения не превышает 0,2, в то время как во взрывной камере, наиболее близко имитирующей подобную производственную обстановку, этот коэффициент составляет 0,3. Поэтому в этих зданиях следует ожидать значительно меньшую интенсифи-

кацию взрывного горения при общей схожести характера процесса его развития.

Принципиально иная картина процесса взрывного горения ГВС наблюдается в здании с отдельным стоящим препятствием, наличие которого на пути пламени ведет лишь к искривлению его поверхности (без турбулизации) и кратковременному периоду локального повышения скорости распространения пламени. После этого вызванные наличием препятствия искривления поверхности пламени сглаживаются, а скорость распространения вновь снижается до значения, характерного для горения в свободном от препятствий объеме. Так, в проведенных опытах максимальная степень локальной интенсификации взрывного горения ГВС равнялась 22, а усредненная за время полного сгорания ГВС $\alpha_{\text{ср}} \cong 3$.

Наименьшая интенсификация взрывного горения ГВС должна иметь место в относительно небольших производственных помещениях, близких по форме к кубу, с минимальным заполнением объема препятствиями. Подтверждением этому предположению служат результаты опытов, проводившихся в свободных от препятствий объемах 70 и 2000 м³, в которых значение α в результате потери пламенем устойчивости не превышало 2.

При определении взрывных нагрузок необходимо учитывать интенсификацию горения, которая зависит и от формы объема помещения. Наличие ограждающих конструкций в объеме кубической формы точно так же, как и шаровой, не оказывает заметного влияния на интенсификацию взрывного горения ГВС. В вытянутых же объемах характер горения ГВС может приближаться к режиму горения в каналах, и в процессе взаимодействия фронта пламени с ограждающими конструкциями возможна интенсификация горения.

По данным ряда работ [10, 11] можно установить, что значения α изменяются в зависимости от соотношения размеров объема кубической формы следующим образом (табл. 1).

Учитывая, что вскрытие ЛСК происходит прежде, чем фронт пламени достигнет ограждений, влияние стенок на интенсификацию горения можно не учи-

Таблица 1. Значения α при различном соотношении размеров объема кубической формы

Соотношение размеров	Значение α
$a = b = l$	1,0
$a = b; l = 10b = R$	3,5
$a = b; l = 20b = R$	12
$l = 25R$	20
Примечание. R — расстояние от места зажигания ГВС до наиболее удаленной точки ограждающей конструкции.	

тывать, так как наличие преград на пути распространения пламени оказывает решающее влияние на интенсификацию горения.

Опыты показали, что интенсификация горения ГВС зависит и от размеров препятствий (преград), и от их взаимного расположения по отношению к направлению перемещения фронта пламени.

Опыты также показали, что резкая интенсификация горения происходит при столкновении с первыми рядами препятствий, а последующие лишь поддерживают ее на достигнутом уровне.

Приведенные результаты экспериментальных исследований по оценке интенсификации взрывного горения ГВС позволяют сделать заключение, что наибольший эффект ускорения распространения фронта пламени имеет место при прохождении его через преграды, находящиеся на пути его распространения. При этом замечено, что основное влияние на интенсификацию горения оказывает как количество преград, так и их площадь, перекрывающая поперечное сечение объема, заполненного ГВС, причем степень заполнения объема различными объектами имеет решающее значение. На определенном этапе взрывного горения с уменьшением площади пламени, приходящейся на единицу площади поверхности преград, наблюдается снижение скорости горения, и при достижении так называемого тушащего диаметра происходит ее полное гашение [7].

При однотипных (одинаковых) преградах, расположенных в ряд перпендикулярно к направлению распространения фронта пламени, коэффициент интенсификации взрывного горения ГВС $\alpha_{\max}$ может

определяться по формуле, полученной на основании анализа данных экспериментальных исследований, которые были аппроксимированы с использованием вычислительной техники:

$$\alpha_{\max} = 2 + (u_n / 0,5) \xi [(0,578 + 0,152n + 0,001n^2) + (5,719 + 0,689n + 0,012n^2)f + (-6,339 - 0,618n - 0,015n^2)n^2], \quad (1)$$

где u_n — нормальная скорость горения, м/с;

n — количество однотипных преград; $n \geq 1$;

ξ — коэффициент, учитывающий расстояние между преградами L (табл. 2);

f — отношение площади преграды к поперечному сечению помещения.

Согласно данным опытов [3] при взрывном горении пропановоздушной смеси стехиометрической концентрации в цилиндрической камере объемом 11 м^3 при $f = 0,07$ и при установке трех однотипных преград через $0,2 \text{ м}$ коэффициент интенсификации $\alpha_{\max} = 16$. Используя те же данные и подставляя их в формулу (1), с учетом $\xi = 6,5$ получаем $\alpha_{\max} = 14,95$. В той же опытной камере при аналогичных условиях, но при $f = 0,32$ значение $\alpha_{\max}$ составляет 24, а по формуле (1) — 22,95.

При взрывном горении метановоздушной смеси стехиометрической концентрации в камере объемом 50 м^3 при $f = 0,3$ и с четырьмя однотипными преградами, расположенными через $0,3 \text{ м}$, $\alpha_{\max} = 65$. При этих же исходных данных при расчете по формуле (1) $\alpha_{\max} = 64,43$. Значения $\alpha_{\max}$, полученные с помощью зависимости (1), довольно близки к опытным данным.

Таблица 2. Значения коэффициента ξ

$L, \text{ м}$	0,05	0,1	0,2	0,3	0,6	0,9	1,2	1,5	1,8	2,1	2,4
ξ	1,0	4,0	6,5	17,0	11,5	9,0	5,5	2,5	2,0	1,2	1,0

Примечание. Промежуточные значения ξ могут быть определены путем интерполяции.

Таблица 3. Значения коэффициента интенсификации α в зависимости от количества преград n , находящихся на пути распространения пламени, и отношения f для горючих газов с $u_n = 0,5 \text{ м/с}$, $\xi = 1$

f	Значение α при количестве преград n													
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
0,05	1,87	2,05	2,23	2,40	2,57	2,75	2,93	3,17	3,40	3,48	3,56	3,75	3,94	4,04
0,1	2,14	2,36	2,57	2,78	2,99	3,19	3,39	3,67	3,95	4,06	4,17	4,40	4,64	4,80
0,2	2,71	2,91	3,11	3,37	3,63	3,90	4,16	4,50	4,83	5,00	5,17	5,49	5,81	6,00
0,3	2,89	3,19	3,48	3,79	4,09	4,40	4,71	5,09	5,47	5,68	5,88	6,26	6,64	6,86
0,4	3,02	3,36	3,69	4,02	4,35	4,69	5,03	5,43	5,82	6,05	6,27	6,70	7,13	7,44
0,5	3,05	3,39	3,73	4,07	4,41	4,76	5,10	5,52	5,94	6,16	6,38	6,82	7,26	7,58
0,6	2,92	3,26	3,60	3,94	4,27	4,68	4,97	5,38	5,79	5,98	6,17	6,62	7,07	7,18

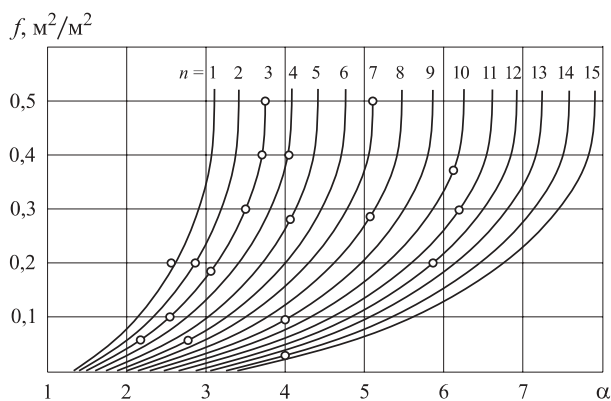
Примечание. $f = F_{\text{пр}} / F_n$, где $F_{\text{пр}}$ — проекция площади преграды перед фронтом пламени; F_n — площадь поперечного сечения объема опытной установки.

В табл. 3 приведены значения коэффициента интенсификации α , полученные по формуле (1) при условии, что расстояние между однотипными преградами $L_{\max} = 2,4$ м, т. е. когда предыдущая преграда еще может оказывать незначительное влияние на изменение α .

В связи с этим выражение (1) позволяет устанавливать численные значения коэффициентов интенсификации $\alpha_{\max}$ с учетом вида ГВС, количества объектов, находящихся на пути распространения пламени, отношения их общей площади, перекрывающей свободный объем, к площади его поперечного сечения, рассматриваемого нормально к направлению перемещения фронта пламени, и расстояния между преградами (объектами). На рисунке приведены графики, построенные по полученной зависимости, с нанесением на них для сравнения экспериментальных точек $\alpha_{\max}$.

При наличии опытных данных, полученных экспериментально применительно к конкретным условиям тех или иных взрывоопасных производств, значения $\alpha_{\max}$ целесообразно принимать в соответствии с этими данными.

Сформулирована математическая модель, описывающая процесс сброса продуктов взрыва непо-



Сравнение значений коэффициента интенсификации α , полученных для горючих смесей с $u_n = 0,5$ м/с по уравнению (1), с опытными данными

средственно в атмосферу, основанная на законах сохранения массы, объема и энергии для незамкнутой системы, с использованием барической и температурной зависимости нормальной скорости распространения пламени, а также уравнений истечения газа для дозвукового и звукового режимов. Для использования инерционных сбросных элементов в эту модель необходимо включать уравнения поступательного или вращательного движения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Хитрин Л. Н. Физика горения и взрыва. — М.: МГУ им. М. В. Ломоносова, 1957.
- Щелкин К. И. Неустойчивость горения и детонации газов // Успехи физических наук. — 1965. — Т. 87, вып. 2. — С. 273–302. doi: 10.3367/UFNr.0087.196510d.0273.
- Harris G. F. P., Briscoe P. G. The venting of pentane vapour-air explosions on a large vessel // Combustion and Flame. — 1967. — Vol. 11, Issue 4. — P. 329–338. doi: 10.1016/0010-2180(67)90022-3.
- Hawkins N. M. Seismic resistance of prestressed and precast. Concrete structures // PCI Journal. — 1978. — Vol. 23, Issue 1. — P. 40–58. doi: 10.15554/pcij.01011978.40.58.
- Chan C., Moen I. O., Lee J. H. S. Influence of confinement on flame acceleration due to repeated obstacles // Combustion and Flame. — 1983. — Vol. 49, Issue 1–3. — P. 27–39. doi: 10.1016/0010-2180(83)90148-7.
- Dörge K. J., Pangritz D., Wagner H. G. Experiments on velocity augmentation of spherical flames by grids // Acta Astroautica. — 1976. — Vol. 3, Issue 11–12. — P. 1067–1076. doi: 10.1016/0094-5765(76)90013-8.
- Moen I. O., Donato M., Knystautas R., Lee J. H. Flame acceleration due to turbulence produced by obstacles // Combustion and Flame. — 1980. — Vol. 39, Issue 1. — P. 21–32. doi: 10.1016/0010-2180(80)90003-6.
- Wingerden C. J. M., Zeeuwen J. P. Flame propagation in the presence of repeated obstacles: Influence of gas reactivity and degree of confinement // Journal of Hazardous Materials. — 1983. — Vol. 8, Issue 2. — P. 139–156. doi: 10.1016/0304-3894(83)80053-3.
- Мосашвили З. Т. Экспериментальные исследования процессов взрывного горения в топках котлов // Сообщения АН Грузинской ССР. — 1987. — Т. 90, № 1. — С. 21–24.
- Hjertager B. H. Simulation of transient compressible turbulent reactive flows // Comb. Sci. Technology. — 1982. — Vol. 27, Issue 5–6. — P. 159–170. doi: 10.1080/00102208208946985.
- Агафонов В. В. О проблеме взрывозащиты промышленных печей и сушилок // Тезисы II Всесоюзной научной конференции МИСИС. — М.: МИСИС, 1983. — С. 81.

Материал поступил в редакцию 20 февраля 2015 г.

ASSESSMENT OF INTENSIFICATION DEGREE OF EXPLOSIVE COMBUSTION OF A GAS-AIR MIXTURE

ORLOV G. G., Doctor of Technical Sciences, Professor of Department of Complex Safety in Construction, Moscow State University of Civil Engineering (Yaroslavskoye Shosse, 26, Moscow, 129337, Russian Federation; e-mail address: ICA_kbs@mgsu.ru)

KOROLCHENKO D. A., Candidate of Technical Sciences, Head of Department of Complex Safety in Construction, Moscow State University of Civil Engineering (Yaroslavskoye Shosse, 26, Moscow, 129337, Russian Federation; e-mail address: ICA_kbs@mgsu.ru)

ABSTRACT

It is shown that in case of accidental explosions inside volumes of production area the propagation rate of flame front on a gas-air mixture (GAM) can increase due to the flame inherent phenomena of hydrodynamic instability, continuous movement of air and combustible mixture, presence of obstacles on the way of flame and bays flights in cladding structures. It is also shown that intensification of explosive combustion which appear in acceleration of flame propagation which result in increase of pressure rise rate and as a result has material effect on a choice of method of explosion protection of constructions from destruction. Equations determining the numerical values of intensification coefficients taking into account the type of GAM, number of objects on the way of flame propagation, ratio of their total area blocking free volume to the area of its cross section and distance between obstacles are given. The mathematical expressions describing process of discharge of explosion products directly into atmosphere based on law of conservation of mass, volume and energy for open system using baric and temperature dependence of normal speed of flame propagation, and also equations of gas efflux for subsonic and sonic modes are presented.

Keywords: intensification degree of explosive combustion; propagation rate of flame; gas-air mixture; pressure-relief valves; flame front.

REFERENCES

1. Khitrin L. N. *Fizika gorennya i vzryva* [Physics of burning and explosion]. Moscow, Lomonosov Moscow State University Publ., 1957.
2. Shchelkin K. I. Neustoychivost gorennya i detonatsii gazov [Instability of combustion and detonation of gases]. *Uspekhi fizicheskikh nauk — Physics-Uspekhi (Advances in Physical Sciences)*, 1965, vol. 87, issue 2, pp. 273–302. doi: 10.3367/UFNr.0087.196510d.0273.
3. Harris G. F. P., Briscoe P. G. The venting of pentane vapour-air explosions on a large vessel. *Combustion and Flame*, 1967, vol. 11, issue 4, pp. 329–338. doi: 10.1016/0010-2180(67)90022-3.
4. Hawkins N. M. Seismic resistance of prestressed and precast. Concrete structures. *PCI Journal*, 1978, vol. 23, issue 1, pp. 40–58. doi: 10.15554/pci.01011978.40.58.
5. Chan C., Moen I. O., Lee J. H. S. Influence of confinement on flame acceleration due to repeated obstacles. *Combustion and Flame*, 1983, vol. 49, issue 1–3, pp. 27–39. doi: 10.1016/0010-2180(83)90148-7.
6. Dörge K. J., Pangritz D., Wagner H. G. Experiments on velocity augmentation of spherical flames by grids. *Acta Astroautica*, 1976, vol. 3, issue 11–12, pp. 1067–1076. doi: 10.1016/0094-5765(76)90013-8.
7. Moen I. O., Donato M., Knystautas R., Lee J. H. Flame acceleration due to turbulence produced by obstacles. *Combustion and Flame*, 1980, vol. 39, issue 1, pp. 21–32. doi: 10.1016/0010-2180(80)90003-6.
8. Wingerden C. J. M., Zeeuwen J. P. Flame propagation in the presence of repeated obstacles: Influence of gas reactivity and degree of confinement. *Journal of Hazardous Materials*, 1983, vol. 8, issue 2, pp. 139–156. doi: 10.1016/0304-3894(83)80053-3.
9. Mosashvili Z. T. Eksperimentalnyye issledovaniya protsessov vzryvnogo gorennya v topkakh kotlov [Experimental studies of processes of explosive burning in a boiler furnaces]. *Soobshcheniya AN Gruzinskoy SSR — Communications of Georgian National Academy of Sciences*, 1987, vol. 90, no. 1.
10. Hjertager B. H. Simulation of transient compressible turbulent reactive flows. *Comb. Sci. Technology*, 1982, vol. 27, issue 5–6, pp. 159–170. doi: 10.1080/00102208208946985.
11. Agafonov V. V. et al. O probleme vzryvozashchity promyshlennykh pechey i sushil [On a problem of explosion protection of industrial furnaces and dryers]. *Tezisy II Vsesoyuznoy nauchnoy konferentsii MISiS* [Abstracts of II All-Union Scientific Conference of Moscow Institute for Steel and Alloys]. Moscow, Moscow Institute for Steel and Alloys Publ., 1983, p. 81.

В. В. ХОЛЩЕВНИКОВ, д-р техн. наук, профессор кафедры пожарной безопасности в строительстве Академии ГПС МЧС России (Россия, 129366, г. Москва, ул. Бориса Галушкина, 4); профессор кафедры комплексной безопасности в строительстве Московского государственного строительного университета (Россия, 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, 26; e-mail: reglament2004@mail.ru)

А. П. ПАРФЁНЕНКО, канд. техн. наук, доцент кафедры комплексной безопасности в строительстве, Московский государственный строительный университет (Россия, 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, 26; e-mail: parf01@inbox.ru)

УДК 614.842.65-056.24

СОПОСТАВЛЕНИЕ РАЗЛИЧНЫХ МОДЕЛЕЙ ДВИЖЕНИЯ ЛЮДСКИХ ПОТОКОВ И РЕЗУЛЬТАТОВ ПРОГРАММНО-ВЫЧИСЛИТЕЛЬНЫХ КОМПЛЕКСОВ

Проведен обзор моделей, применяемых в существующих программно-вычислительных комплексах эвакуации людей, разработанных как в России, так и за рубежом. Представлены результаты сравнительного анализа программно-вычислительных комплексов для моделирования эвакуации людей при расчетах пожарного риска. Рассмотрены методологические основы при моделировании движения людских потоков в процессе эвакуации и при разработке индивидуально-поточных моделей. Проведена оценка валидности результатов моделирования эвакуации людей.

Ключевые слова: безопасность людей; индивидуальный пожарный риск; людской поток; расчетное время эвакуации; программно-вычислительные комплексы и модели; сравнение результатов.

Создание персонального компьютера (ПК) со временем обеспечило широчайший доступ людей к электронной вычислительной технике, исключив при этом необходимость в понимании пользователями не только устройства ПК, но и сути закономерностей процессов, получаемых при их программном описании.

Необходимо отметить, что, как показывает обзор предлагаемых программ [1, 2], трудности моделирования людских потоков и незнание их закономерностей приводят к попыткам подмены процессов движения реальных людских потоков моделями других известных процессов иной физической природы. Такой подход не является новостью для методологии моделирования и давно получил свою оценку в научной литературе: “Одних интересуют структура и закономерности явления, приводящие к наблюдаемому результату, других — только сами результаты. Первые, моделируя, пытаются воспроизвести структуру и закономерности явления, вторые — только результаты, не вдаваясь в реальные механизмы их появления” [3].

К сожалению, сложившаяся практика сертификации программно-вычислительных комплексов в области движения людских потоков при эвакуации показывает, что и представители сертифицирующих органов не владеют пониманием сути моделей, описываемых программными комплексами, подлежащими сертификации. В этом случае ответственность за полноту воспроизведения реального про-

цесса возлагается прежде всего на разработчиков псевдомодели при ее программном представлении: согласно Федеральному закону № 184-ФЗ “О техническом регулировании” **они не имеют права “вводить в заблуждение приобретателей” их программного продукта.** Однако и пользователь должен уметь проверять получаемые результаты, чтобы не быть “шестеренкой” в цепи передачи ошибок в механизме существующей системы разработки и контроля проектной документации на объекты строительства, **жертвами ошибок которой может стать большое число граждан страны.**

Публикация в нормативных документах России, в частности в “Методике определения расчетных величин пожарного риска в зданиях, сооружениях и строениях различных классов функциональной пожарной опасности” (далее — Методика) и МГСН 4.19–2005 “Временные нормы и правила проектирования многофункциональных высотных зданий и зданий-комплексов в городе Москве”, содержательного описания моделей движения людских потоков, рекомендуемых ими для практического применения, открыла для инициативных специалистов — программистов возможность разработки коммерческих программно-вычислительных комплексов. Наиболее распространенными на сегодняшний день в России являются программный продукт “Флоутек ВД” [4] для упрощенной аналитической и имитационно-стохастической моделей и “Эватек” для индивидуально-

поточной модели движения людских потоков. В сравнительный анализ включена также индивидуально-поточная модель, представленная ВНИИПО МЧС России.

Столь широкое программное обеспечение моделей, описывающих движение людских потоков, позволяет сопоставить получаемые по ним результаты и оценить корректность области их применения, предусматриваемой Методикой. Для этого была использована расчетная схема эвакуационных путей из примера “Модель движения людских потоков с растеканием их головных частей”, широко известного по учебному пособию (разд. 3.4) [5], где он рассматривался при описании методики графоаналитического метода расчета. Это дает возможность проанализировать проявление кинематических зависимостей при имитационно-стохастическом моделировании, которые, как было указано выше, в него не вводятся.

Участки, выбранные на расчетной схеме эвакуационных путей для проведения сравнительного анализа моделей и программных комплексов, указаны на рис. 1. Число людей в боковых проходах $N_{\text{п}} = 28$ чел. Людские потоки начинают движение одновременно с четырех боковых участков их формирования — из проходов, имеющих длину $l_{\text{п}} = 18$ м и ширину $b_{\text{п}} = 1,65$ м. Маршрут движения каждого потока таков: по проходу бокового участка и затем по участкам длиной $l_{\text{к}i}$ коридора постоянной ширины $b_{\text{к}} = 2$ м к дверному проему шириной $b_{\text{о}} = 1,6$ м. Плотность людских потоков на участках их формирования во всех вариантах остается постоянной: $D_{\text{п}} = 0,12 \text{ м}^2/\text{м}^2$ (при $f = 0,125 \text{ м}^2/\text{чел.}$). Размеры участков пути эвакуации по коридору: $l_{\text{к}1} = l_{\text{к}2} = l_{\text{к}3} = 10$ м; $l_{\text{к}} = 40$ м.

В качестве исходной базы для проведения сопоставительного анализа было выполнено 100 реализаций расчета процесса движения людских потоков с использованием программы ADLPV-2.0, что позволило получить зависимость средней плотности во времени для каждого участка и вероятный разброс значений плотностей в определенные моменты времени.

Для оценки идентичности математического аппарата, заложенного в программном продукте “Флоутек ВД” и ADLPV-2.0, для рассмотренной выше расчетной схемы был проведен детерминированный расчет при одних и тех же исходных данных, графические результаты которого представлены на рис. 2 и в табл. 1.

Приведенные в табл. 1 результаты позволяют заключить, что рассматриваемые модели дают близкие результаты: максимальное расхождение между ними не превышает 4,3 %, поэтому использование “Флоутек ВД” в качестве имитационно-стохастической модели для дальнейшего сравнительного

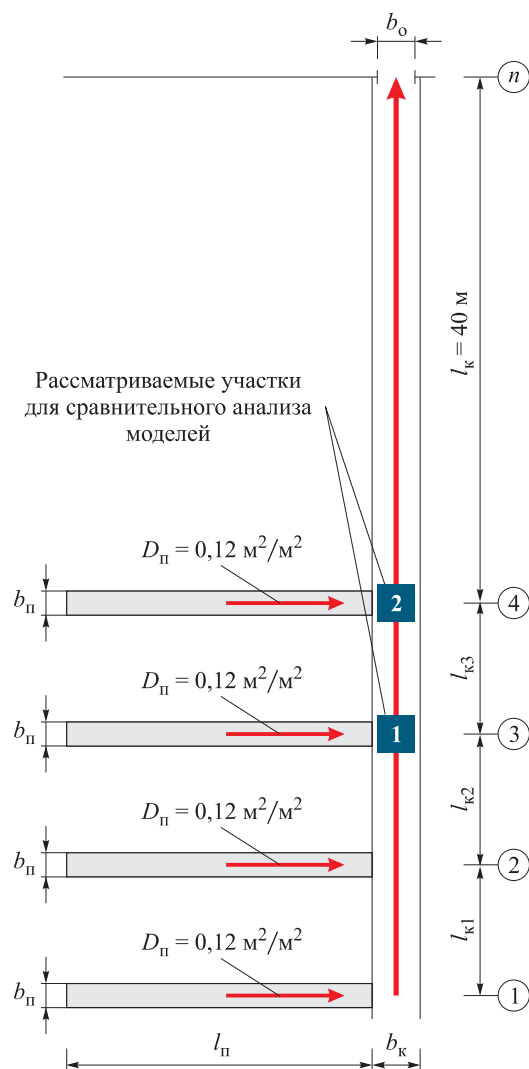


Рис. 1. Расчетная схема путей эвакуации

анализа вполне адекватно. Результаты сравнительного анализа программных продуктов ADLPV-2.0, “Флоутек ВД” и индивидуально-поточной модели для сечений 1 и 2 представлены в графическом виде на рис. 3 и 4.

Данные графики наглядно свидетельствуют, можно сказать, о том, что индивидуально-поточная модель не отражает качественной сути установленных закономерностей движения людских потоков и, как следствие, дает числовые значения параметров процесса эвакуации, которые **неадекватны требуемым при вероятности $P_s = 0,999$** в расчетах индивидуального пожарного риска.

Эти результаты заставляют обратить внимание на другую модель индивидуально-поточного движения — “Эватек”, не имеющую статуса официально-нормативной, но, по заявлению ее разработчиков, использующей, как и поточные модели, установленные закономерности психофизической связи между параметрами движения людей в потоке [6].

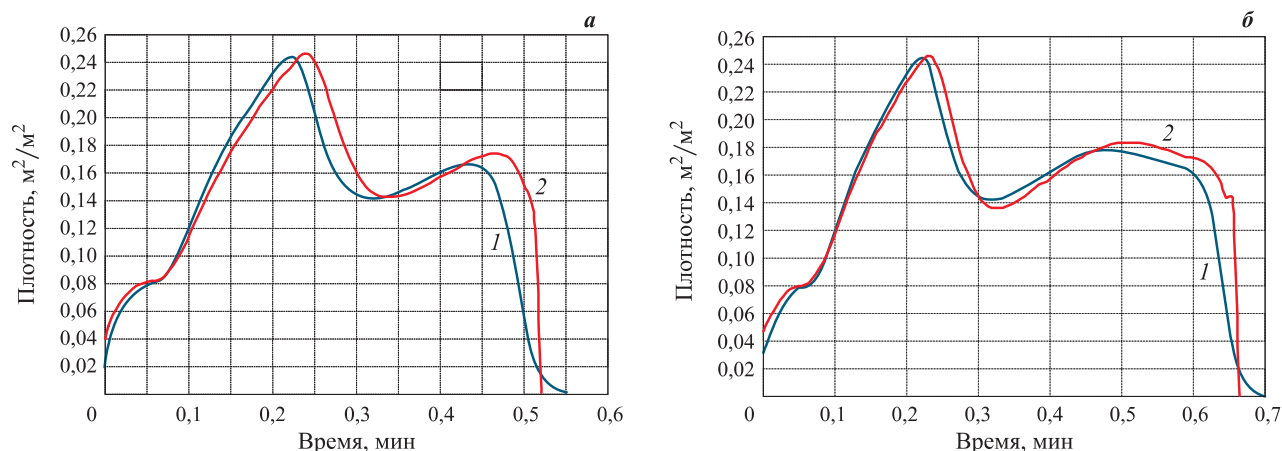


Рис. 2. Результаты сравнительного анализа (изменение плотности во времени) программ “Флоутек ВД” (1) и ADLPV-2.0 (2) для сечений 1 (а) и 2 (б)

Таблица 1. Числовые результаты сравнительного анализа программ “Флоутек ВД” и ADLPV-2.0

Расчетное сечение	Максимальная плотность, $\text{м}^2/\text{м}^2$		Расчетное время эвакуации, мин		Расхождение, %	
	ADLPV-2.0	Флоутек ВД	ADLPV-2.0	Флоутек ВД	по плотности	по времени
					ADLPV-2.0	Флоутек ВД
1	0,255	0,245	0,51	0,53	3,9	3,8
2	0,252	0,245	0,66	0,69	2,8	4,3

В модели “Эватек” скорость движения пешехода зависит от плотности потока, которая рассчитывается для каждого человека отдельно. Для этого вокруг него строится область в виде прямоугольника, бо́льшая сторона которого ориентирована по направлению движения человека. Область смещается также по направлению движения человека с коэффициентом 0,4, т. е. центр области находится от центра человека на расстоянии, равном длине большей стороны, умноженной на 0,4. Построенная область разбивается на отдельные, не связанные в ее пределах районы (т. е. перейти из одного района в другой, не покидая область, невозможно). Плотность потока для данного человека D равна плотности потока в районе, в котором он находится, и вычисляется как

$$D = \sum_{i=1}^m f_i / S_p, \quad (1)$$

где m — число человек в районе (считается, что человек находится в районе, если его центр лежит внутри его);

f_i — площадь горизонтальной проекции i -го человека в районе;

S_p — площадь района.

Результаты сравнительного анализа программных продуктов ADLPV-2.0 и “Эватек” представлены на рис. 5.

При расчете параметров движения и времени эвакуации при помощи программы ADLPV-2.0 моделирование производилось для одной реализации

с учетом стохастичности распределения скорости свободного движения на каждом шаге моделирования. В программе “Эватек” в качестве исходных данных для каждого индивида (человека) скорость свободного движения выбиралась случайным образом из совокупности, распределенной по нормальному закону. Расчет при этом проводился один раз, так же как и для индивидуально-поточной модели.

Сопоставление графиков, изображенных на рис. 5 для сечений 1 и 2, обнаруживает определенную общность динамики процесса, описываемой программами ADLPV-2.0 и “Эватек”, несмотря на то что в программах заложены разные алгоритмы расчета процесса движения людей. При этом расхождения во времени прохождения участков последним (закрывающим поток) человеком оказываются незначительными.

На рис. 6 приведено сопоставление кривых, характеризующих время прохождения последним человеком различных сечений по длине общего прохода для разных моделей, включая графоаналитический метод расчета. На рис. 6 показан также вероятный разброс значений времени прохождения участков при имитационно-стохастическом моделировании, алгоритм которого заложен в программных продуктах ADLPV-2.0 и “Флоутек ВД”.

Графики на рис. 6 наглядно демонстрируют ожидаемую общность и различие моделей, заложенных теорией людских потоков в нормирование [7]. При этом на рис. 6 показана и область возможных (допу-

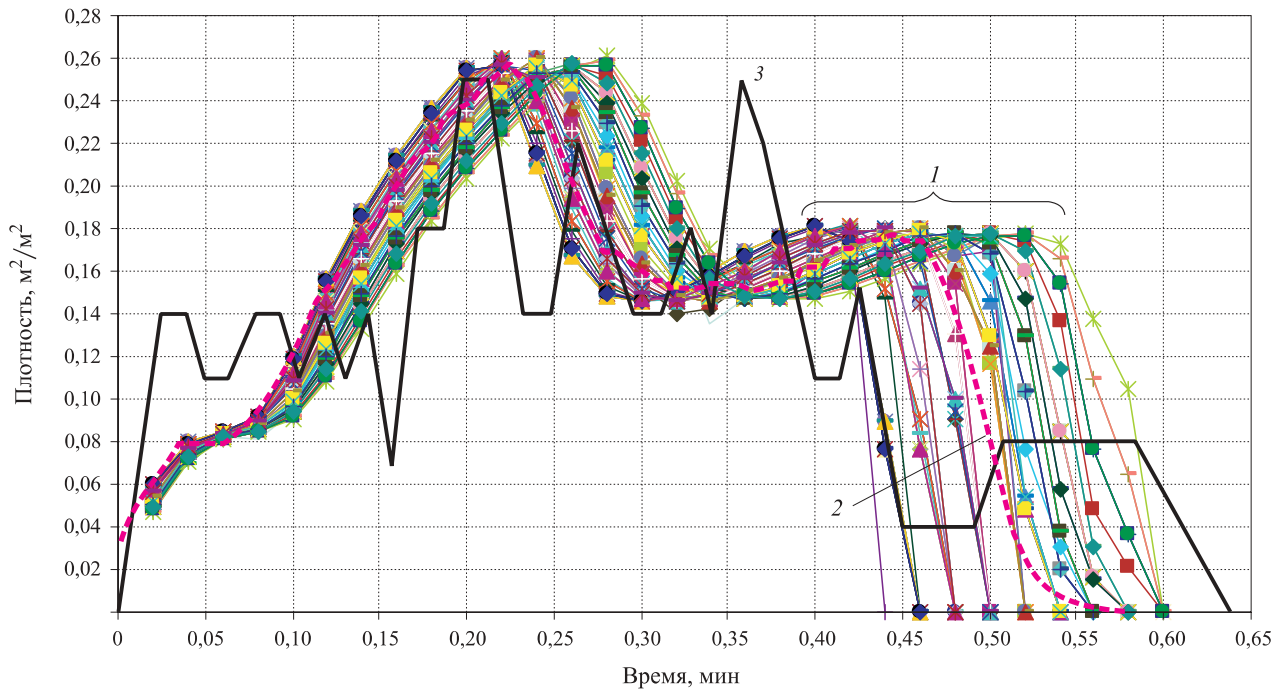


Рис. 3. Изменение плотности людских потоков во времени для сечения 1 в программах: 1 — ADLPV-2.0 (100 расчетов); 2 — Флоутек ВД; 3 — индивидуально-поточная модель

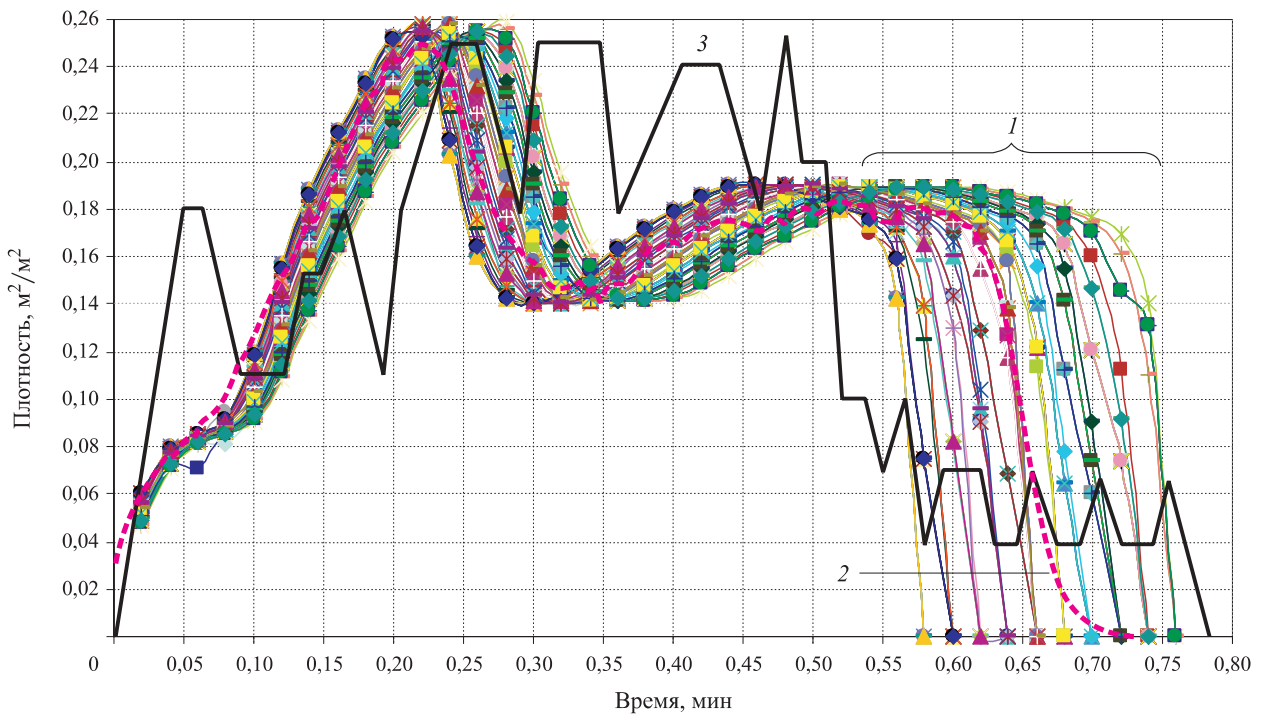


Рис. 4. Изменение плотности людских потоков во времени для сечения 2 в программах: 1 — ADLPV-2.0 (100 расчетов); 2 — Флоутек ВД; 3 — индивидуально-поточная модель

стимых) отклонений значений расчетного времени эвакуации t_p (пунктирные линии), обусловленных дисперсией значений случайной величины скорости свободного движения людей в потоке V_0 при повышенной категории его движения.

Графики t_p , построенные по результатам расчетов в программах ADLPV-2.0 и “Флоутек ВД” с ис-

пользованием математического ожидания элементарной случайной функции

$$V_{jD_j}^3 = V_{0j}^3 [1 - a_j \ln (D_j / D_{0j})], \quad (2)$$

показывают некоторое смещение их от средних к нижним границам возможных значений. Здесь $V_{jD_j}^3$ — математическое ожидание скорости движения люд-

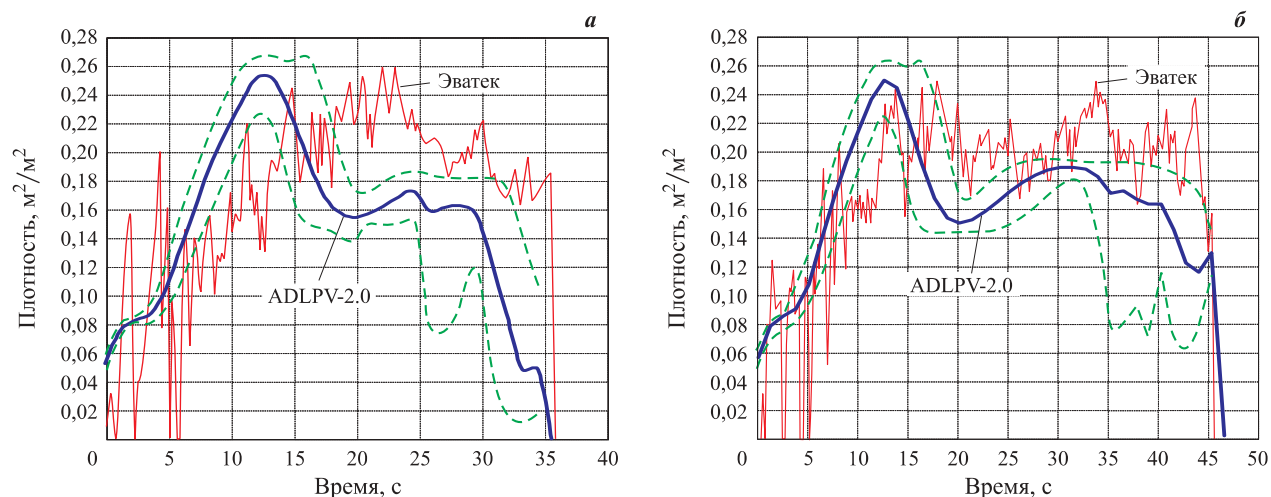


Рис. 5. Изменение плотности людских потоков во времени для сечений 1 (а) и 2 (б) в программах ADLPV-2.0 и “Эватек”:
— — — — — разброс значений плотности

ского потока в эмоциональном состоянии при плотности потока на j -м участке D_j ; V_{0j}^3 — случайная величина скорости свободного движения людей в потоке при его плотности D_0 ; a_j — коэффициент, отражающий психофизическую адаптацию людей к движению в составе потока по j -му виду пути [6].

В то же время графики согласуются с результатами графоаналитического метода расчетов, что свидетельствует о том, что **они отображают и не предписываемые им кинематические закономерности изменения параметров людских потоков в процессе их движения**. Следует отметить, что результаты этого метода лежат в области допустимых отклонений при моделировании движения людских потоков как случайного процесса.

Результаты расчетов t_p , полученные по упрощенной аналитической модели, дают заниженные значения данного параметра на тех участках эвакуационного пути, на которых проявляется значительное влияние процессов переформирования и растекания людских потоков, описание которых не входит в эту модель. За счет этого она и дает “запас” времени на эвакуацию при нормировании размеров эвакуационных путей и выходов, когда нет возможности учитывать такие нюансы процесса эвакуации [1, 2].

Полученные по программе “Эватек” значения t_p лежат вблизи нижней границы допустимых значений при учете стохастичности процесса эвакуации. Результаты же индивидуально-поточной модели стабильно значительно ниже области допустимых отклонений значений расчетного времени эвакуации t_p .

Результаты этого анализа показывают отсутствие модели индивидуально-поточного движения людей, адекватной реальному потоку. Актуальность модели мотивируется необходимостью пристально-

го внимания к движению людей с ограниченными мобильными возможностями в потоке смешанного состава в достаточно обширной номенклатуре общественных зданий разных классов функциональной пожарной опасности.

Анализ аналогичных зарубежных моделей, имеющих многочисленные оперативные возможности и методы видеопредставления [8–12], показывают, что они **используют некорректные зависимости между параметрами людских потоков**. Так, например, в модели “PathFinder” при плотности потока $D > 0,55$ чел./м² влияние плотности на скорость v описывается соотношением

$$v(D) = v_{\max} \frac{k - 0,266kD}{1,19}, \quad (3)$$

а интенсивность движения F_s через дверной проем рассчитывается по формуле

$$F_s = (1 - 0,266D)kD, \quad (4)$$

где $v_{\max}$ — максимальная скорость движения пешехода, задаваемая пользователем;

k — коэффициент скорости свободного движения, равный 1,4 м/с.

В модели “Simulex” скорость движения людей V (м/с) зависит от расстояния между ними:

$$V = \frac{V_0 d - 0,25}{0,87}, \quad (5)$$

где V_0 — скорость свободного движения человека в потоке, выбираемая в интервале от 0,8 до 1,7 м/с в зависимости от пола и возраста человека, м/с;

d — расстояние между людьми, м;

$$d = \sqrt{1/D}. \quad (6)$$

В модели “FDS+Evac” для оценки скорости движения пешеходов в зависимости от расстояния меж-

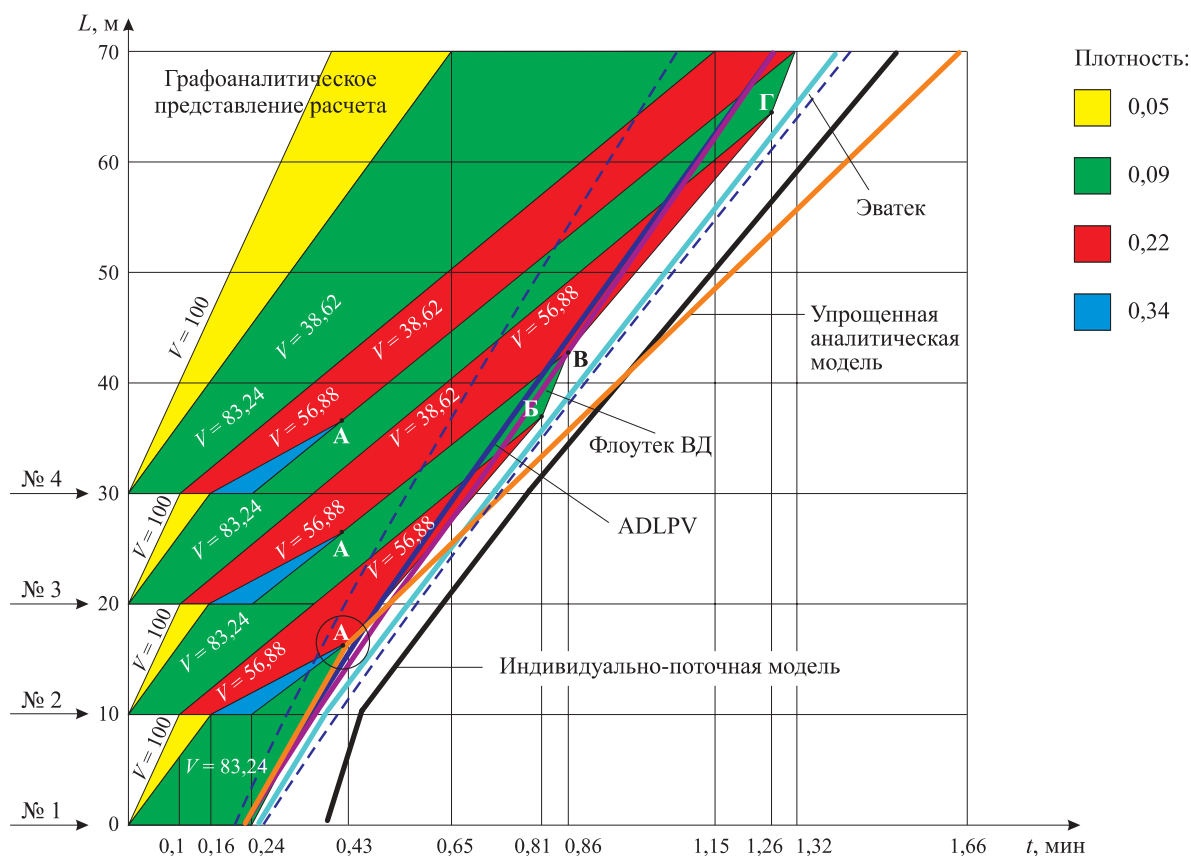


Рис. 6. Сопоставление кривых, характеризующих время прохождения последним человеком различных сечений по длине общего прохода: — — — — — разброс при имитационно-стохастическом моделировании

ду ними, а также от расстояния до преград используется модель социальных сил, определяемых в том числе законами механики.

Для проверки адекватности моделей индивидуально-поточного движения реальным ситуациям может быть использован прежде всего ее частный случай — свободное движение людских потоков. В этом случае распределение людей в потоке по длине пути и времени их прихода в любое его сечение определяется чисто вероятностными методами, поскольку

они являются функциями случайного аргумента — случайной величины скорости свободного движения V_{0j} . Для их оперативного построения сегодня существует соответствующая программа FMT 1.0 [13]. Очевидно, что достаточно многочисленная совокупность реализаций, осуществленных по любой из индивидуально-поточных моделей, должна давать статистическую совокупность значений, идентичных совокупности, получаемой по этой программе для тех же условий.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Холицевников В. В., Самошин Д. А., Галушка Н. Н. Обзор компьютерных программ моделирования эвакуации зданий и сооружений // Пожаровзрывобезопасность. — 2002. — Т. 11, № 5. — С. 40–49.
2. Парфёненко А. П. Методология моделирования людских потоков и практика программирования их движения при эвакуации // Пожаровзрывобезопасность. — 2014. — Т. 23, № 12. — С. 46–55.
3. Шеннон Р. Имитационное моделирование систем — искусство и наука. — М.: Мир, 1978.
4. Karkin I. N., Parfenenko A. P. Flowtech VD — computer-simulation method from evacuation calculation // International Scientific and Technical Conference Emergency Evacuation of People from Buildings. — Warsaw, 2011. — P. 111–118.
5. Холицевников В. В., Самошин Д. А. Эвакуация и поведение людей при пожарах: учебное пособие. — М.: Академия ГПС МЧС России, 2009.
6. Холицевников В. В. Закономерность связи между параметрами людских потоков: диплом № 24-S на открытие в области социальной психологии. — М.: Российская академия естественных наук, Международная академия авторов научных открытий и изобретений, Международная ассоциация авторов научных открытий, 2005.

7. Холщевников В. В. Исследования людских потоков и методология нормирования эвакуации людей из зданий при пожаре. — М. : МИПБ МВД России, МГСУ, 1999.
8. Kubawara H., Doi H., Ishimi A. A fire-escape simulation method by describing actions of evacuees as probabilistic phenomena // CIB Symposium "Systems Approach to Fire Safety in Building", Tzukuba (Japan). — 1979. — Vol. 1. — P. 105–122.; Muta K., Sato H., Ouchi T., Hara V. Study on total Safety System // CIB Symposium "Systems Approach to Fire Safety in Building", Tzukuba (Japan). — 1979. — Vol. 1. — P. 79–92.
9. Thompson P. A., Marchant E. W. A computer model for the evacuation of large building populations // Fire Safety Journal. — 1994. — Vol. 24, Issue 2. — P. 131–148. doi: 10.1016/0379-7112(95)00019-p.
10. Pathfinder : Technical reference. Thunderhead Engineering Consultants, Inc., 2009. URL : <http://www.thunderheadeng.com/pathfinder> (дата обращения: 10.03.2015).
11. Mott MacDonald: Evacuation modeling. URL : <http://www.mottmac.com> (дата обращения: 10.03.2015).
12. Owen M., Galea E. R., Lawrence P. J. The Exodus evacuation model applied to building evacuation scenarios // Journal of Fire Protection Engineering. — 1996. — Vol. 8, Issue 2. — P. 65–84. doi: 10.1177/104239159600800202.
13. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2011614752 от 17.06.2011 г. Программа FMT 1.0 / Шишов И. А., Холщевников В. В. — М. : Федеральная служба по интеллектуальной собственности (Роспатент), 2011.

Материал поступил в редакцию 25 марта 2015 г.

English

COMPARISON OF DIFFERENT MODELS OF THE MOVEMENT OF HUMAN FLOWS AND RESULTS OF PROGRAM COMPUTER SYSTEMS

KHOLSHCHEVNIKOV V. V., Doctor of Technical Sciences, Professor, Professor of Department of Complex Safety in Construction, Moscow State University of Civil Engineering (Yaroslavskoye Shosse, 26, Moscow, 129337, Russian Federation; e-mail address: reglament2004@mail.ru)

PARFENENKO A. P., Candidate of Technical Sciences, Associated Professor of Department of Complex Safety in Construction, Moscow State University of Civil Engineering (Yaroslavskoye Shosse, 26, Moscow, 129337, Russian Federation; e-mail address: parf01@inbox.ru)

ABSTRACT

With consider regulation process of evacuation of people in emergency situations program computer systems which have to give the chance to analyse different settlement situations at the solution of problems of ensuring fire safety in buildings of different classes of functional fire danger are developed now. Compliance of results of the calculations performed by these program computer systems, to data of natural supervision of the movement of human flows in actual practice has to be an indispensable condition of possibility of their application in rationing. Therefore paramount criterion of applicability of any of such program complexes is the validity of model of evacuation which they use.

It is shown that simplified the analytical and imitating and stochastic models based on extensive statistical material of researches of human streams in buildings of various functional purpose with their various structure of the main contingent of people and on the determined consistent patterns of communication between parameters of flows of people of any psychophysiological state are correctly described by program computer systems ADLPV-2.0, "Floutek VD". These models reflect also the kinematic dependences of change of parameters of a flow occurring upon its transition through the borders of adjacent sites of an evacuation way described by a graphic-analytical method.

The comparative analysis with these results of results of the individual and line model given in "A technique of determination of settlement sizes of fire risk in buildings, constructions and structures of various classes of functional fire danger" demonstrates a dissonance of this model.

The analysis of results of the program of the individual flow movement "Evatek" model shows their convergence with the results close to the lower bound of a confidential interval of an estimated time of evacuation. The model demands completion of reproduction of kinematics of individual behavior of people.

The analysis of foreign models of the individual flow movement of people which is carried out on the example of the program “PathFinder” and “FDS+Evac” complexes shows that they use dependences between parameters of streams not corresponding to human streams.

As a result of the carried-out analysis comes to light that for modeling of process of evacuation it is necessary to use imitating and stochastic model of the movement of human flows which most precisely reflects dynamics of process in different exploitation conditions of the building.

Keywords: safety of people; individual fire risk; human stream; estimated time of evacuation; program computer systems and models; comparison of results.

REFERENCES

1. Kholshchevnikov V. V., Samoshin D. A., Galushka N. N. Obzor kompyuternykh programm modelirovaniya evakuatsii zdaniy i sooruzheniy [Review of computer simulation models for computation build environment evacuation]. *Pozharovzryvobezopasnost — Fire and Explosion Safety*, 2002, vol. 11, no. 5, pp. 40–49.
2. Parfenenko A. P. Metodologiya modelirovaniya lyudskikh potokov i praktika programmirovaniya ikh dvizheniya pri evakuatsii [Methodology for modeling human movements and practice of programming their movement during evacuation]. *Pozharovzryvobezopasnost — Fire and Explosion Safety*, 2014, vol. 23, no. 12, pp. 46–55.
3. Shannon R. *Imitatsionnoye modelirovaniye system — iskusstvo i nauka* [Imitating modeling of systems — art and science]. Moscow, Mir Publ., 1978.
4. Karkin I. N., Parfenenko A. P. Flowtech VD — computer-simulation method from evacuation calculation. *International Scientific and Technical Conference Emergency Evacuation of People from Buildings*. Warsaw, 2011, pp. 111–118.
5. Kholshchevnikov V. V., Samoshin D. A. *Evakuatsiya i povedeniye lyudey pri pozharakh. Uchebnoye posobiye* [Evacuation and behavior of people at the fires. Schoolbook]. Moscow, State Academy of Fire Safety of Emercom of Russia Publ., 2009.
6. Kholshchevnikov V. V. *Zakonornost svyazi mezhdu parametrami lyudskikh potokov. Diplom No. 24-S na otkrytiye v oblasti sotsialnoy psikhologii* [Relationship between parameters of human flow. Diploma No. 24-S on the discovery in the field of social psychology]. Moscow, Russian Academy of Natural Sciences, International Academy of Authors of Scientific Discoveries and Inventions, International Association of Authors of Scientific Discoveries Publ., 2005.
7. Kholshchevnikov V. V. *Issledovaniya lyudskikh potokov i metodologiya normirovaniya evakuatsii lyudey iz zdaniy pri pozhare. Monografiya* [Researches of human streams and methodology of rationing of evacuation of people from buildings at the fire. Scientific monograph]. Moscow, Moscow Institute of Fire Safety of Ministry of the Interior of Russia, Moscow State University of Civil Engineering Publ., 1999.
8. Kubawara H., Doi H., Ishimi A. A fire-escape simulation method by describing actions of evacuees as probabilistic phenomena. *CIB Symposium "Systems Approach to Fire Safety in Building"*, Tzokuba (Japan), 1979, vol. 1, pp. 105–122.; Muta K., Sato H., Ouchi T., Hara V. Study on total Safety System. *CIB Symposium "Systems Approach to Fire Safety in Building"*, Tzokuba (Japan), 1979, vol. 1, pp. 79–92.
9. Thompson P. A., Marchant E. W. A computer model for the evacuation of large building populations. *Fire Safety Journal*, 1994, vol. 24, issue 2, pp. 131–148. doi: 10.1016/0379-7112(95)00019-p.
10. Pathfinder: Technical reference. Thunderhead Engineering Consultants, Inc., 2009. Available at: <http://www.thunderheadeng.com/pathfinder> (Accessed 10 March 2015).
11. Mott MacDonald: Evacuation modeling. Available at: <http://www.mottmac.com> (Accessed 10 March 2015).
12. Owen M., Galea E. R., Lawrence P. J. The Exodus evacuation model applied to building evacuation scenarios. *Journal of Fire Protection Engineering*, 1996, vol. 8, issue 2, pp. 65–84. doi: 10.1177/104239159600800202.
13. Shishov I. A., Kholshchevnikov V. V. *Program FMT 1.0. Certificate on the state registration of the computer program no. 2011614752 on 17.06.2011*. Moscow, Russian Federal Service for Intellectual Property Publ., 2011 (in Russian).

**ВОПРОС:**

Основное уравнивание потенциалов применяется для всех сторонних проводящих частей, которые могут оказаться под напряжением и/или связаны с землей.

В то же время сторонние проводящие части, которые практически не могут оказаться под напряжением и не связаны с землей (например, установленные на изоляционном основании металлические кровати, сейфы и т. п.), основного уравнивания потенциалов не требуют, и, соответственно, было бы бессмысленно привязывать их к дополнительному уравниванию потенциалов.

Отсюда можно сделать вывод, что дополнительное уравнивание потенциалов касается только тех сторонних проводящих частей, которые охвачены основным уравниванием потенциалов. Если это так, то части, подлежащие одновременному охвату основным и дополнительным уравниванием потенциалов, должны соединяться соответствующими проводниками, удовлетворяющими требованиям ПУЭ [1], предъявляемым к проводникам основного и дополнительного уравнивания.

С учетом сказанного узел со сторонней проводящей частью “С8” (2-й этаж) на рис. 1.7.7 ПУЭ [1], кроме дополнительного уравнивания (проводники с индексом “3”), следует охватывать основным уравниванием с подводкой к части “С8” проводника с индексом “2”, который должен удовлетворять требованиям п. 1.7.137 [1] (отличным от требований к проводнику дополнительного уравнивания) и который, видимо, должен идти или от шины РЕ квартирного щитка (как это предлагается в подп. 6 п. 1.7.82 [1]), или напрямую от главной распределительной шины (ГЗШ) (рис. 1.7.7 [1] для воздуховода с индексом “С4”).

Правильным ли будет такое решение?

ОТВЕТ:

Защитное уравнивание потенциалов является обязательной составляющей такой меры защиты, как автоматическое отключение питания (см. п. 411 ГОСТ Р 50571.3–2009 (МЭК 60364-4-41:2005 [2]), и предназначено для того, чтобы в электроустановке (в целом) не было доступных для одновременного прикосновения частей, между которыми может возникнуть опасная разность потенциалов при повреждении изоляции в каком-либо месте электроустановки. Защита выполняется в двух аспектах:

- 1) основная система уравнивания потенциалов, обязательная для всех электроустановок, включающая присоединение всех входящих в здание коммуникаций к ГЗШ на вводе в электроустановку,

а также каркаса здания (всех связанных с ним сторонних проводящих частей), заземляющего устройства (если имеется) и шины РЕ вводно-распределительного устройства здания (соединяет все открытые проводящие части);

- 2) дополнительное уравнивание потенциалов, представляющее собой дополнительную меру защиты в отдельных помещениях, если условия срабатывания защиты в соответствии с ГОСТ Р [2] не обеспечиваются основной системой (например, в протяженных цепях или в помещениях с повышенной опасностью).

Изоляция металлических кроватей (если имеются в виду кровати медицинских учреждений) должна соответствовать требованиям ГОСТ Р 50571.28–2006 (МЭК 60364-7-710:2002) [3].

Что касается рис. 1.7.7 [1], то следует отметить, что узел “С8” показан на нем как находящийся в данном помещении фрагмент сторонней проводящей части, присоединенной на вводе к ГЗШ.

В настоящее время вместо рис. 1.7.7 [1] в качестве примера следует использовать рисунок, приведенный в прил. В ГОСТ Р 50571.5.54–2013 (МЭК 60364-5-54:2011) [4], на котором аналогичная сторонняя часть имеет обозначение “С7”.

**ВОПРОС:**

Правильно ли, что информацию, приведенную в п. 1.7.83 [1] относительно дополнительного уравнивания потенциалов, следует рассматривать как возможность одновременного прикосновения к открытым проводящим частям электрооборудования, с одной стороны, и к сторонним проводящим частям — с другой? Означает ли это, что уравнивание потенциалов между двумя электродвигателями, доступными для одновременного прикосновения, не требуется?

ОТВЕТ:

П. 1.7.83 [1] учитывает возможность одновременного прикосновения к любым открытым и/или сторонним проводящим частям в любой комбинации.

Уравнивать потенциал между двумя электродвигателями, доступными для одновременного прикосновения, не требуется только в том случае, если при повреждении изоляции на одном из них возникновение опасной разности потенциалов невозможно на время, превышающее значения, указанные в п. 411 ГОСТ Р [2].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Правила устройства электроустановок (ПУЭ). — 7-е изд. — М. : Изд-во НЦ ЭНАС, 2002.
2. ГОСТ Р 50571.3–2009 (МЭК 60364-4-41:2005). Электроустановки низковольтные. Часть 4-41. Требования для обеспечения безопасности. Защита от поражения электрическим током. — Введ. 01.01.2011. — М. : Стандартинформ, 2011.
3. ГОСТ Р 50571.28–2006 (МЭК 60364-7-710:2002). Электроустановки зданий. Часть 7-710. Требования к специальным электроустановкам. Электроустановки медицинских помещений. — Введ. 01.01.2008. — М. : Стандартинформ, 2008.

4. ГОСТ Р 50571.5.54–2013 (МЭК 60364-5-54:2011). Электроустановки низковольтные. Часть 5-54. Выбор и монтаж электрооборудования. Заземляющие устройства, защитные проводники и защитные проводники уравнивания потенциалов. — Введ. 01.01.2015. — М. : Стандартинформ, 2014.

Ответ подготовили сотрудники кафедры специальной электротехники, автоматизированных систем и связи Академии ГПС МЧС России: канд. техн. наук, профессор, академик НАНПБ **В. Н. ЧЕРКАСОВ**; старший преподаватель **А. С. ХАРЛАМЕНКОВ** (e-mail: h_a_s@live.ru)

УВАЖАЕМЫЕ ЧИТАТЕЛИ!

Вы можете присылать свои вопросы на электронную почту издательства (info@fire-smi.ru), и специалисты в области пожарной безопасности дадут Вам на них исчерпывающие и квалифицированные ответы.

СПЕЦИАЛИЗИРОВАННЫЙ ЭКСОСКЕЛЕТ
ОБЛЕГЧИТ РАБОТУ ПОЖАРНЫМ

Средний вес обмундирования пожарного составляет около 25 кг. Кроме того, в зависимости от ситуации ему приходится переносить на себе инструменты и оборудование, вес которых может достигать 70 кг. А теперь представьте, что человеку, обремененному таким грузом, требуется подняться на несколько десятков лестничных пролетов и затем действовать в условиях, представляющих немалую опасность для его жизни и жизни окружающих людей. Помочь пожарным в таких ситуациях может использование специализированных экзоскелетов, подобных тем, которые разрабатываются для военных и астронавтов. Свой проект экзоскелета для пожарных AFA (Advanced Firefighting Apparatus) представил Кен Чен (г. Мельбурн, Австралия).

С учетом особенностей предлагаемой конструкции экзоскелет позволит пожарному переносить груз порядка 90 кг. Все механизмы и приводы AFA получают энергию от литий-полимерных аккумуляторных батарей, одного заряда которых хватит на 2 ч непрерывной работы. Экзоскелет может одеваться поверх стандартного костюма пожарного, а в случае возникновения чрезвычайной ситуации или неисправности оборудования экзоскелета в его конструкции предусмотрен специальный предохранительный механизм, который позволит пожарному избавиться от экзоскелета одним простым движением.

“Проведя исследования, я выяснил, что в современных высотных зданиях могут находиться тысячи людей, до которых пожарные попросту не могут добраться, применяя пожарные лестницы и другие средства. Шансы на получение помощи и спасение у таких людей близки к нулю, — рассказывает Чен. — Единственным реальным способом добраться до людей в горящем здании является использование обычных внутренних лестниц. Существующие ныне технологии и технологии ближайшего будущего смогут помочь пожарным преодолеть ограничения, накладываемые возможностями человеческого организма, что позволит спасти множество жизней в различных чрезвычайных ситуациях”.

www.theloop.com.au/kenchen420/project/166140

ПРАВИЛА ДЛЯ АВТОРОВ!

Направляемые в журнал “ПОЖАРОВЗРЫВОБЕЗОПАСНОСТЬ” статьи должны содержать результаты научных исследований и испытаний, описания новых технических устройств и программно-информационных продуктов, проблемные обзоры, комментарии к нормативно-техническим документам, справочные материалы и т. п. Методы расчета и экспериментальные данные, полученные автором, должны быть оформлены в соответствии с рекомендациями КОДАТА. Остальные численные данные, за исключением общеизвестных величин, следует снабжать ссылками на первоисточник. Научные статьи должны иметь практическую направленность. В начале работы (например, во введении) целесообразно кратко изложить состояние проблемы и место в ней данной задачи. В конце публикации должны быть сделаны краткие выводы с указанием научной новизны и практической полезности материала.

Редакция просит авторов при подготовке рукописи руководствоваться изложенными ниже правилами.

1. Статья и сопутствующие ей материалы должны быть направлены в редакцию в электронном виде по электронному адресу (info@fire-smi.ru), а также в бумажном виде по почте (121352, Российская Федерация, г. Москва, а/я 43). Статья должна быть ясно изложена, тщательно отредактирована и подписана всеми авторами.

2. Материал статьи должен излагаться в следующем порядке.

2.1. Номер УДК (универсальная десятичная классификация).

2.2. Заглавие статьи (на русском и английском языках). Заглавия научных статей должны быть информативными; в них можно использовать только общепринятые сокращения. В переводе заглавий статей на английский язык недопустимы транслитерации с русского языка, кроме непереводаемых названий собственных имен, приборов и других объектов, имеющих собственные названия, а также непереводаемый сленг, известный только русскоговорящим специалистам. Это также касается аннотаций, авторских резюме и ключевых слов.

2.3. Информация об авторах.

2.3.1. Имена, отчества и фамилии всех авторов. Они должны приводиться полностью на русском языке и в транслитерации в соответствии с системой Госдепартамента США, которая в настоящее время является наиболее распространенной (<http://fotosav.ru/services/transliteration.aspx>). Авторами являются лица, принимавшие участие во всей работе или в ее главных разделах. Лица, участвовавшие в работе частично, указываются в сносках.

2.3.2. Ученые степени, звания, должность, место работы всех авторов с полным юридическим адресом (на русском и английском языках). Здесь необходимо указать: полное официальное название организации, индекс, страну, город, название улицы, номер дома, а также контактные телефоны и электронный адрес всех или хотя бы одного из авторов. При этом не следует приводить составные части названий организаций, обозначающие принадлежность ведомству, форму собственности, статус организации (например, “Учреждение Российской академии наук...”, “Федеральное государственное унитарное предприятие...”, “ФГОУ ВПО...” и т. п.), что затрудняет идентификацию организации. Обращаем Ваше внимание, что при переводе необходимо указывать официально принятое название организации на английском языке. Все почтовые сведения (кроме наименования улицы, которое должно быть в транслитерированном виде) должны быть также переведены на английский язык, в том числе название города и страны.

Пример: Institute for Problem in Mechanics, Russian Academy of Sciences (Vernadskogo Avenue, 101, Moscow, 119526, Russian Federation).

2.4. Аннотация на русском языке (не менее 4–5 предложений).

2.5. Расширенное резюме на русском и английском языках. Необходимо иметь в виду, что авторские резюме на английском языке в русскоязычном издании являются для иностранных ученых и специалистов основным и, как правило, единственным источником информации о содержании статьи и об изложенных в ней результатах исследований. Поэтому авторское резюме должно быть:

- информативным (не содержать общих слов);
- оригинальным (не быть калькой с русскоязычной аннотации с дословным переводом);
- содержательным (отражать существенные результаты работы; не должно включать материал, который отсутствует в основной части публикации);
- структурированным (т. е. следовать логике описания результатов в публикации);
- “англоязычным” (написанным качественным английским языком, без использования программ автоматизированного перевода);
- объем текста авторского резюме должен быть не менее 150–200 слов.

Приветствуется структура резюме, повторяющая структуру статьи и включающая введение, цели и задачи, методы, результаты, заключение (выводы). Однако предмет, тема, цель работы указываются в том случае, если они неясны из заглавия статьи. Метод или методологию проведения работы целесообразно описывать в том случае, если они отличаются новизной или представляют интерес с точки зрения данной работы.

Результаты работы следует описывать предельно точно и информативно. При этом приводятся основные теоретические и экспериментальные результаты, фактические данные, установленные взаимосвязи и закономерности.

Выводы могут сопровождаться рекомендациями, оценками, предложениями, гипотезами, описанными в работе.

Сведения, содержащиеся в заглавии статьи, не должны повторяться в тексте авторского резюме.

Текст должен быть связным; излагаемые положения должны логично вытекать один из другого.

Сокращения и условные обозначения, кроме общеупотребительных, следует применять в исключительных случаях или давать их расшифровку и определение при первом употреблении в авторском резюме.

В авторское резюме не рекомендуется включать схемы, таблицы, иллюстрации, формулы, а также ссылки на публикации, приведенные в списке литературы к статье.

2.6. Ключевые слова на русском и английском языках (не менее 5 слов или словосочетаний). Указываются через точку с запятой. Недопустимо в качестве ключевых слов использовать термины общего характера (например, проблема, решение и т. п.), не являющиеся специфической характеристикой публикации.

2.7. Текст статьи. Текст должен быть набран через 1,5 интервала и предоставляться в формате Word. Формулы должны быть набраны в Microsoft Equation или MathType.

Цитируемый текст из других публикаций следует брать в кавычки.

Если представленные в статье исследования выполнены авторами при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований, Российского научного фонда, Министерства образования и науки Российской Федерации и др., то в конце статьи обязательно следует дать информацию об этом с указанием номера и названия гранта (научного проекта, госконтракта и т.п.).

Сокращения и условные обозначения физических величин в тексте статьи должны соответствовать действующим международным стандартам. Формулы и буквенные обозначения должны быть четкими и ясными. Все буквенные обозначения, входящие в формулы, должны быть расшифрованы с указанием единиц измерения. Размерность всех характеристик должна соответствовать системе СИ.

Иллюстрации в электронной версии прилагаются отдельно. Фотографии должны быть сделаны с хорошего негатива контрастной печатью (файлы растровых изображений представляются с разрешением не менее 300 dpi, черно-белая штриховая графика — 600 dpi). Файлы векторной графики следует предоставлять в формате той программы, в которой они созданы, либо напечатать PDF-файл из этой программы. Все иллюстрации должны иметь сквозную нумерацию. Чертежи и карты в качестве иллюстраций не приемлемы. Ссылки на все рисунки в тексте обязательны.

Таблицы должны быть составлены лаконично и содержать только необходимые сведения; однотипные таблицы следует строить одинаково. Цифровые данные необходимо округлять в соответствии с точностью эксперимента. Сведения в таблицах и на рисунках не должны повторяться. Ссылки на все таблицы в тексте обязательны.

2.8. Пристатейные списки литературы на русском языке и языке оригинала (если книга переводная).

Список литературы должен включать библиографические сведения обо всех публикациях, упоминаемых в статье, и не должен содержать указаний на работы, на которые в тексте нет ссылок. Литература должна быть оформлена в виде общего списка в порядке упоминания. В тексте ссылка на литературу отмечается порядковой цифрой в квадратных скобках, например [1]. Библиографические данные приводятся по титульному листу издания. Порядок изложения элементов библиографического описания определяется требованиями ГОСТ 7.1–2003 и ГОСТ Р 7.0.5–2008.

В описании источников необходимо указывать всех авторов.

Список литературы должен содержать не менее 10 источников (не включая в это число нормативные документы, патенты и т. п.), в том числе не менее 3 иностранных. Выполнение данного требования будет свидетельствовать о том, что авторы используют предыдущие научные достижения в необходимой мере.

Не менее половины источников должны быть включены в один из ведущих индексов цитирования: Российский индекс научного цитирования eLibrary, Web of Science, Scopus, Chemical Abstracts, MathSciNet, Springer и др. В случае присвоения публикации цифрового идентификатора объекта (DOI) его необходимо указать, что позволит однозначно идентифицировать объект в базах данных.

Состав источников должен быть актуальным и содержать не менее 5 современных (не старше 10 лет) статей из научных журналов или других публикаций.

В списке литературы не должно быть более 30 % источников, автором либо соавтором которых является автор статьи.

Следует обратить внимание на публикации диссертаций (особенно докторских), защищенных в последние годы по ближайшей научной специальности или группе специальностей. Для поиска рекомендуется использовать ресурс <http://www.disserscat.com>.

2.9. References (пристатейные списки литературы в транслитерации (на латинице) и на английском языке). Представление в References только транслитерированного (без перевода) описания недопустимо.

При переводе русскоязычного источника (книги, монографии, диссертации, электронного ресурса и пр.) приводится транслитерация фамилий и инициалов авторов, транслитерация названия источника и в квадратных скобках его перевод на английский язык, год, место издания, название издательства, количество страниц. Место издания должно быть указано на английском языке (Moscow, Saint Petersburg и т. п.). Транслитерированное название издания выделяется курсивом.

Если приводится русскоязычная статья в журнале, то, помимо транслитерации названия статьи и его перевода на английский язык, указанного в квадратных скобках, необходимо дать официальную английскую версию названия журнала (перевод обычно есть на сайте журнала). Если ее нет, то приводится обычная транслитерация. Указывается также год издания, том, номер выпуска, страницы статьи. Название издания выделяется курсивом.

Примеры описаний в References можно найти на сайте издательства (www.fire-smi.ru).

На сайте издательства Emerald даны достаточно подробные рекомендации по составлению пристатейных списков литературы по стандарту Harvard (Harvard Reference System) практически для всех видов публикаций (<http://www.emeraldinsight.com/authors/guides/write/harvard.htm?part=2>), а также программные средства для их формирования.

3. К статьям следует прилагать рецензию стороннего специалиста (т. е. он не должен быть связан с местом работы (учебы) авторов статьи), которая должна быть подписана рецензентом (с указанием его Ф. И. О., ученого звания, ученой степени, должности, места работы), заверена отделом кадров (ученым секретарем) и печатью. Все рецензенты должны являться признанными специалистами по тематике рецензируемых материалов и иметь в течение последних 3 лет публикации по тематике рецензируемой статьи. Обращаем Ваше внимание, что рецензент не должен входить в Редакционный совет нашего журнала.

4. Непринятые к публикации статьи автору не возвращаются. Просьба редакции о переработке материала не означает, что он принят к печати.

5. Не допускается направление в редакцию работ, которые были опубликованы и/или приняты к печати в других изданиях.

УВАЖАЕМЫЕ ЧИТАТЕЛИ!

Издательство “ПОЖНАУКА” предлагает Вам оформить подписку на журнал “Пожаровзрывобезопасность” на 2-е полугодие 2015 г., а также годовую подписку.

ПЕРСОНАЛЬНАЯ ПОДПИСКА
на журнал

ПОЖАРОВЗРЫВО-
БЕЗОПАСНОСТЬ



ISSN 0869-7493

КУПОН '2015

Издание	Цена подписки, руб.	Количество экземпляров	Стоимость подписки, руб.
Журнал “Пожаровзрывобезопасность” (2-е полугодие 2015 г.)	5700		
Журнал “Пожаровзрывобезопасность” (годовая подписка)	10400		

Для соискателей ученой степени кандидата
и доктора наук действуют особые условия подписки!

*По вопросам подписки просьба
обращаться по телефонам
(495) 228-09-03, 8-909-940-01-85*

ПОДПИСКА ОСУЩЕСТВЛЯЕТСЯ:

через ООО “Издательство “Пожнаука”;
через агентство “РОСПЕЧАТЬ”, индекс 83340;
через агентство “АПР”, индекс 83647
(в любом почтовом отделении в каталоге
“Газеты и журналы”);

через подписные агентства:
ООО “Урал-Пресс”, ООО “Информнаука”,
ЗАО “МК-ПЕРИОДИКА”



ИНСТИТУТ КОМПЛЕКСНОЙ БЕЗОПАСНОСТИ В СТРОИТЕЛЬСТВЕ

Московский государственный
строительный университет

Научно-
исследовательские
и сертификационные
испытания:

- ♦ строительных материалов;
- ♦ строительных конструкций;
- ♦ огнезащитных составов;
- ♦ кабельных изделий;
- ♦ пенообразователей;
- ♦ фасадных систем.

Аттестат аккредитации № РОСС RU.0001.21AM09 от 24.06.2014 г.

Контакты:

Тел.: (495) 662-69-70

e-mail: ikbs@mgsu.ru

www.ikbs-mgsu.ru