

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ РФ
ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ

№ 3-4

март - апрель 2016

**НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ
ЖУРНАЛ**

ИЗДАЕТСЯ С ЯНВАРЯ 1999 ГОДА

СО Д Е Р Ж А Н И Е

ЭНЕРГЕТИКА

НОВОСЕЛОВ В.Б., БРОДОВ Ю.М., ЛИТВИНОВ Е.В., ЛЕБЕДЕВ В.В., МИХАЙЛОВ А.Г. Развитие систем защиты паровых турбин при внедрении электрогидравлических систем регулирования	3
САДЫКОВ А.В. К расчету лучистых тепловых потоков в прямоугольных областях методом дискретных ординат.	13
ВАРЕНОВ А.А., ЯКИМОВ Н.Д., ЕРАШОВА Ю.Н. Инженерная модель теплового режима в индивидуальном доме.	22
МОСКАЛЕНКО Н.И., ХАМИДУЛЛИНА М.С., САФИУЛЛИНА Я.С. Влияние антропогенных воздействий на работу солнечных электрических и тепловых станций. ...	29
ТАЙМАРОВ М.А., КУВШИНОВ Н.Е., ЧИКЛЯЕВ Д.Е., ЧИКЛЯЕВ Е.Г. Регулирование выбросов окислов азота при сжигании мазута в котлах.	40
ФЕДОТОВ А.И., БАХТЕЕВ К.Р., ЛЕОНОВ А.В. Влияние малой распределенной генерации на уровень остаточного напряжения при коротких замыканиях.	45

**ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЕ, МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОЕ И ХИМИЧЕСКОЕ
МАШИНОСТРОЕНИЕ**

АНКУДИНОВА М.С., ЛАРИН Е.А., САНДАЛОВА Л.А. Методика расчета показателей надежности котла-утилизатора ПГУ.	50
ХАКИМУЛЛИНА Л.Ш. О проблеме учета эмпирического закона "сухого" трения в динамике эллиптического маятника	62
БРОДОВ Ю.М., КОМАРОВ О.В., БЛИНОВ В.Л., СЕДУНИН В.А., СКОРОХОВ А.В., СОЗОНОВ Е.П. Метод оценки технического состояния газотурбинных установок с изменяемой геометрией проточной части.	68
ГЕРАСИМОВ В.В. Электронно-микроскопическое обнаружение и поэлементный химический анализ инородных включений в хром-молибден-ванадиевых трубах.	77
ИСХАКОВ А.Р., БАШАРОВ М.М. Метод расчета эффективности комбинированного сепаратора очистки газов от капельной влаги.	85

**ПРИБОРОСТРОЕНИЕ, МЕТРОЛОГИЯ И ИНФОРМАЦИОННО-
ИЗМЕРИТЕЛЬНЫЕ ПРИБОРЫ И СИСТЕМЫ**

АГИШЕВ Р.Р., ГИЛЬФАНОВ К.Х. Возможности экологического мониторинга атмосферного воздуха вокруг предприятий теплоэнергетики методами лазерного зондирования.	95
ЦВЕТКОВ А.Н., САФИН А.Р., ГИБАДУЛЛИН Р.Р., ИВШИН И.В. Испытательный	

стенд с программно-аппаратным комплексом для исследования электрической машины возвратно-поступательного действия.	105
--	-----

ФИЗИКА

САПОЖНИКОВ Б.Г., ГОРБУНОВА А.М., ЗЕЛЕНКОВА Ю.О., ШИРЯЕВА Н.П. К проблеме охлаждения жидких и твердых компонентов, образующихся при термическом вскрытии твэлов, на вибротранспортирующей поверхности.	112
--	-----

CONTENS	120
---------------	-----

Правила оформления статей.	121
---------------------------------	-----

<i>Вниманию читателей!</i>	123
----------------------------------	-----

РАЗВИТИЕ СИСТЕМ ЗАЩИТЫ ПАРОВЫХ ТУРБИН ПРИ ВНЕДРЕНИИ ЭЛЕКТРОГИДРАВЛИЧЕСКИХ СИСТЕМ РЕГУЛИРОВАНИЯ

НОВОСЁЛОВ В.Б.*, БРОДОВ Ю.М.*, ЛИТВИНОВ Е.В.*, ЛЕБЕДЕВ В.В.**,
МИХАЙЛОВ А.Г.**

*ФГАОУ ВПО «Уральский федеральный университет имени первого Президента
России Б.Н. Ельцина»

**ОАО «Уралэнергоремонт»

Рассмотрены различные схемы систем защиты, применяемых в гидродинамических и электрогидравлических системах регулирования и защиты паровых турбин, выполнен критический анализ их функциональности, показаны преимущества современных многоканальных систем защиты.

Ключевые слова: система защиты паровой турбины, блок золотников защиты, электромагнитные клапаны.

Каждому этапу развития паровых турбин соответствует, наряду с применяемой автоматической системой регулирования (АСР), вполне определённая система защиты (СЗ). Осуществляемый в настоящее время повсеместный переход к электрогидравлическим системам регулирования (ЭГСР) заметно отразился и на подходах к проектированию СЗ.

В настоящей статье представлен опыт исследований и проектирования СЗ, полученный в последнее десятилетие в ОАО «Уралэнергоремонт» (ОАО УЭР) и Уральском федеральном университете (УрФУ) при реконструкциях АСР турбин различных заводов-изготовителей и оснащении турбинными заводами новых турбин электрогидравлической системой регулирования и защиты (ЭГСРЗ)¹.

Сравнительные характеристики систем защиты

В качестве исходной базы для сравнения рассмотрена типичная механогидравлическая система защиты (МГСЗ) от разгона паровой турбины, которой комплектовались отечественные паровые турбины всю вторую половину 20-го века.

МГСЗ [1, 2] (см. рис. 1) выполнялась двухканальной в импульсной и усилительной частях, т.е. содержала 2 бойковых автомата безопасности (АБ) и двухканальный блок золотников автомата (регулятора) безопасности (ЗАБ, ЗРБ). Последующие элементы системы защиты: гидравлическая «линия защиты», сервомотор (автотазатор) и стопорный клапан выполнялись одноканальными, поскольку ни экономически, ни, особенно, конструктивно продолжать дублирование в части исполнительных и парораспределительных органов не представлялось (и не представляется до сих пор) возможным. Здесь следует отметить, что дублирование АБ и ЗАБ не являлось самоцелью, а было следствием осознанной необходимости их периодического поканального расхаживания, в процессе которого расхаживаемый канал выключается из работы, что требует наличия на этот период другого (работающего) канала защиты.

¹ На основе материалов ЗАО «Уральский турбинный завод» (УТЗ)

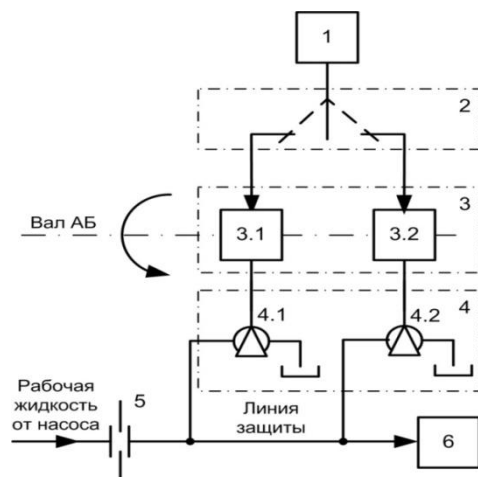


Рис.1. Схема двухканальной ГМСЗ: 1 – рабочая жидкость для расхаживания; 2 – переключатель расхаживания каналов; 3 – бойки автомата безопасности; 4 – золотники автомата безопасности; 5 – дроссель запитки линии защиты; 6 – автозатвор стопорного клапана

Анализ способов контроля работоспособности такой ГМСЗ в процессе эксплуатации турбоагрегата показал следующее:

- проверка (расхаживание) одного из каналов подачей тестового сигнала (для МГСЗ это практически однозначно – налив масла в испытуемый боёк) может быть осуществлена только в импульсной части (боёк – золотник) на часть хода для недопущения останова турбины;
- расхаживание бойка не сопровождается изменением импульсного давления в линии защиты (ЛЗ) и положения автозатвора стопорного клапана (АСК), которые являются неотъемлемыми частями канала защиты, т.е. не реализуется принцип «сквозной» проверки каналов защиты;
- отдельное расхаживание АСК реализует только механическую проверку его подвижности на ограниченную часть хода² и никак не связано с проверкой канала защиты;
- полная проверка любого из каналов защиты возможна только с остановом турбоагрегата;
- для проверки (расхаживания) одного из каналов необходимо изменение структуры защиты (исключение воздействия бойка на золотник, механическое ограничение величины хода золотника и т.п.), т.е. выход из стандартного рабочего состояния СЗ, а после проверки – возвращение в него; это обеспечивается дополнительными конструктивными элементами ЗАБ (ЗРБ), что снижает надёжность СЗ.

Исходя из приведённого анализа, при переходе к новым СЗ в составе ЭГСПЗ, по мнению авторов, необходимо добиваться следующего:

- тестирование (расхаживание) любого канала СЗ должно осуществляться путём подключения тестового сигнала взамен сигнала датчика **при неизменной структуре остальной части СЗ во всех режимах эксплуатации;**
- тестирование любого канала СЗ должно быть максимально глубоким, т.е. затрагивать максимальное количество элементов канала, **включая в предельном случае ЛЗ и АСК.**

² Для турбин с двумя (несколькими) подводами пара имеется возможность расхаживания одного АСК на полный ход

Трёхканальная золотниковая проточная система защиты

Впервые в России трёхканальную СЗ паровой турбины в составе ЭГСРЗ предложил и реализовал ОАО УЭР в 2004 г. [3]. Структурная схема такой СЗ, реализованной по проточной схеме, и её ключевой элемент – блок золотников защиты (БЗЗ) показаны на рис. 2.

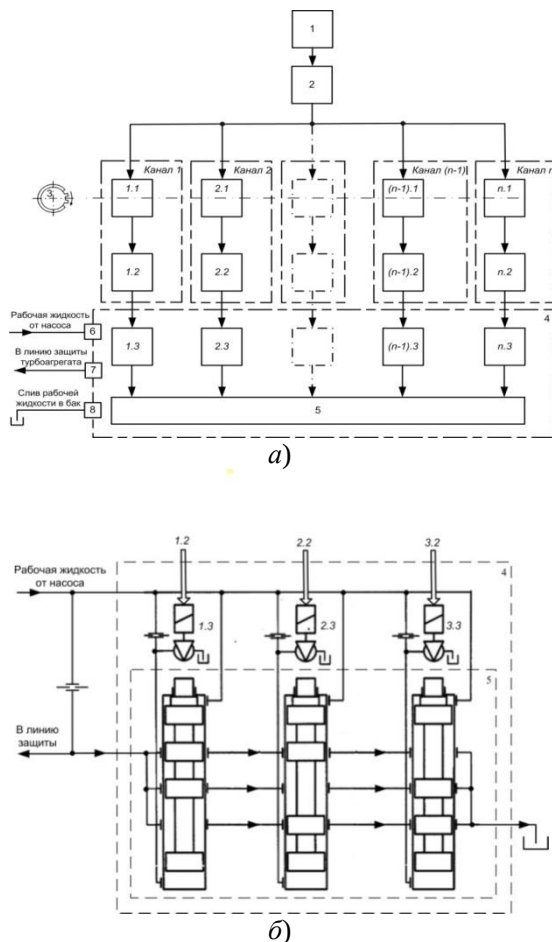


Рис. 2. Многоканальная СЗ (во взведённом состоянии), работающая по проточной схеме:

а) – структурная схема; б) – трёхканальный блок электромагнитных золотников защиты (БЭЗЗ).

- 1 – тестовый сигнал (тестовая частота); 2 – переключатель подачи тестового сигнала в каналы защиты, 1,1 ... n.1 – измерители частоты вращения; 1,2 ... n.2 – формирователи сигнала защиты; 3 – измерительная шестерня; 4 – БЭЗЗ; 1,3 ... n.3 – электромагнитные клапаны БЭЗЗ; 5 – блок гидравлических золотников БЭЗЗ; 6, 7, 8 – гидравлические входы-выходы БЭЗЗ

В реализованном трёхканальном варианте СЗ имеет три независимых электрических АБ, состоящих из измерителя частоты вращения и формирователя сигнала защиты, каждый из которых управляет «своим» золотником защиты (ЗЗ). Все три золотника защиты совместно формируют гидравлический сигнал останова турбины (снижение давления рабочей жидкости в ЛЗ) по логической схеме «2 из 3» в блоке золотников защиты.

ЛЗ запитывается маслом через дроссельную шайбу, а слив масла осуществляется через БЗЗ. Электрогидравлическими преобразователями (ЭГП) каналов защиты являются нормально открытые электромагнитные клапаны. Во взведённом состоянии катушка каждого электромагнитного клапана находится под напряжением, клапаны

закрыты и управляемый им золотник защиты – взведён. Когда взведены любые два (и тем более три) золотника БЗЗ, слив рабочей жидкости из ЛЗ перекрыт, давление в ЛЗ максимально, что соответствует открытому АСК. Напротив, при обесточивании любых двух (и тем более трёх) катушек электромагнитных клапанов соответствующие золотники БЗЗ перемещаются на нижние упоры, открывая слив рабочей жидкости из ЛЗ, что приводит к снижению давления в ней до уровня закрытия АСК.

Такая схема формирования логики «2 из 3» в гидравлической части БЗЗ позволяет осуществить полный контроль (тестирование) каждого канала вплоть до ЛЗ в процессе эксплуатации турбины без изменения режима работы. Практически (на эксплуатируемых турбинах) такой контроль реализован ежесуточно в автоматическом режиме, что, безусловно, демонстрирует существенные преимущества над традиционной двухканальной СЗ. Ложное срабатывание одного из каналов не приводит к останову турбоагрегата, но диагностируется и автоматически преобразует логику оставшихся в работе двух каналов в «1 из 2».

В процессе эксплуатации проявились **некоторые относительные недостатки проточной СЗ³**:

- неполное снижение давления в ЛЗ при её срабатывании, определяемое балансом в ней расходов и сливов рабочей жидкости;
- относительно большие сливные сечения золотников для обеспечения требуемого уровня снижения давления в ЛЗ;
- вероятность заклинивания золотников защиты вследствие наличия боковых усилий на рабочих поясах золотников;
- относительно небольшой подвод рабочей жидкости в ЛЗ через дроссельную шайбу, приводящий к проявлению влияния нерасчётных протечек в ЛЗ и из неё (особенно при их изменении в процессе эксплуатации турбоагрегата) на величину давления в ЛЗ.

Трёхканальная золотниковая отсечная система защиты

Дальнейшим развитием трёхканальной золотниковой СЗ с логикой «2 из 3» явился переход на БЗЗ, работающий по отсечной схеме [4]. Такой БЗЗ был разработан в УТЗ и в настоящее время реализуется во всех ЭГСРЗ завода (см. рис. 3).

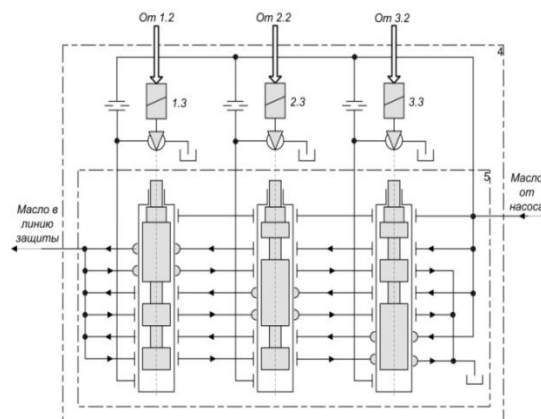


Рис. 3. БЗЗ, работающий по отсечной схеме. Обозначения - как на рис. 2,б

Гидравлическая часть БЗЗ выполнена таким образом, что во взведённом состоянии 2-х или 3-х каналов рабочая жидкость подаётся из напорной линии в ЛЗ,

³ По сравнению с идеальным вариантом СЗ
© Проблемы энергетики, 2016, № 3-4

отсеченную от линии слива в бак, а в сработавшем состоянии ЛЗ отсечена от напорной линии, но соединена со сливной линией в бак.

В остальном отсечная СЗ функционально не отличается от проточной. Её **сравнительными достоинствами**, по отношению к проточной СЗ, являются:

- полное снижение давления (до нуля) в ЛЗ в сработавшем состоянии, что повышает надёжность закрытия АСК;
- при одинаковых конструктивных размерах меньшие в 3–4 раза боковые усилия на золотниках, что снижает вероятность их заклинивания;
- существенное снижение влияния нерасчётных протечек в ЛЗ и из неё на величину давления в ней.

Многоканальная беззолотниковая СЗ

В представленных выше двух вариантах трёхканальной СЗ преобразование электрического сигнала защиты в гидравлический осуществляется электромагнитными клапанами, которые при этом являются только пилотными элементами золотников БЗЗ, реализующих логическую схему «2 из 3». Наличие золотников, как элементов, принципиально способных отказать в работе, снижает надёжность СЗ.

Понимание этого факта объясняет стремление организовать СЗ, в которой необходимая логическая схема формируется непосредственно на электромагнитных клапанах без БЗЗ, что должно по определению повысить надёжность СЗ.

Вариант реализации такой СЗ был предложен в патенте [5] и в дальнейшем реализован в ОАО УЭР при реконструкции ряда турбин. Основное её отличие от предыдущих золотниковых вариантов состоит в применении вместо БЗЗ блока электромагнитных клапанов (БЭК). Применяются двухпозиционные трёхходовые (3/2) электромагнитные клапаны (ЭК), объединённые в единую конструкцию из нескольких клапанов, схема которой в обесточенном состоянии клапанов (турбоагрегат остановлен) показана на рис. 4.

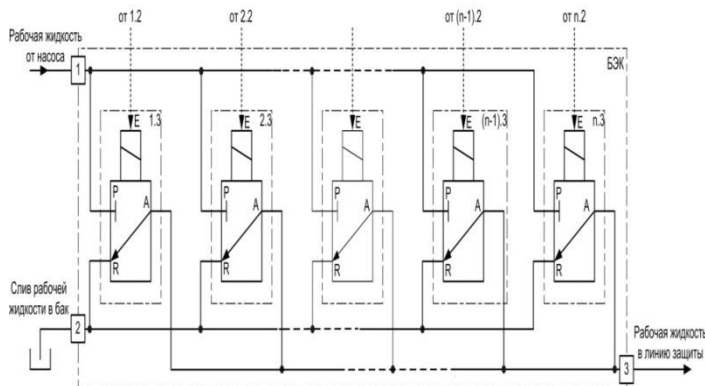


Рис. 4. БЭК в сработавшем (обесточенном) состоянии (турбина остановлена). 1.3...n.3 – двухпозиционные трёхходовые (3/2) электромагнитные клапаны. Остальные обозначения в тексте

Определение количества ЭК (n), необходимого для надёжной защиты турбины, является одной из задач при организации такой защиты, которая в любом случае должна реализовать логическую схему « $(n-1)$ из n », т.е. обеспечить надёжную работу СЗ (закрытие СК) даже при отказе одного из n каналов. С другой стороны, должно быть обеспечено поканальное тестирование защиты, не приводящее к останову турбины.

Каждый ЭК имеет три порта (хода). К порту «P» подключена линия подачи рабочей жидкости от насоса системы регулирования, к порту «A» – ЛЗ турбоагрегата, а порт «R» соединён с линией слива рабочей жидкости в бак системы регулирования.

Как видно из рис. 4, в обесточенном состоянии БЭК (турбина остановлена) рабочая жидкость из линии защиты сливается, давление в ней равно нулю (0), что соответствует закрытому АСК турбины.

При пуске турбины для взведения АСК на ЭК подаётся напряжение и БЭК переходит в состояние, изображённое на рис. 5.

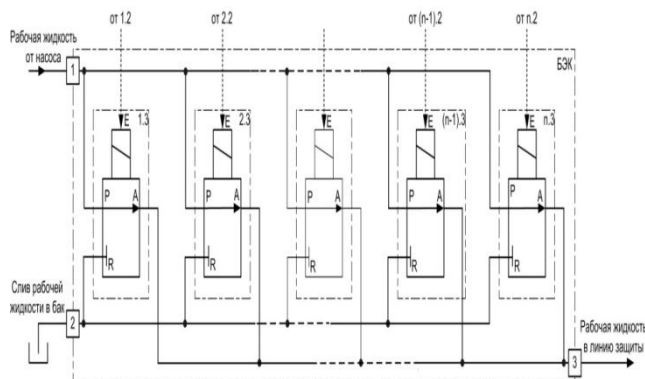


Рис. 5. Блок электромагнитных клапанов во взведённом (под напряжением) состоянии (турбина работает)

При этом через все ЭК рабочая жидкость от насоса системы регулирования подаётся в ЛЗ, слив из которой в бак отсекается. Давление в ЛЗ становится равным давлению за насосом регулирования, что соответствует полному открытию АСК.

Проверка (тестирование) канала защиты может производиться двумя способами:

1. Первый (основной) способ состоит в том, что на вход канала подаётся сигнал с тестового генератора частоты (вместо датчика ЧВ, см. рис. 2,а), соответствующий уставке срабатывания защиты; при этом все элементы канала защиты срабатывают, приводя к обесточиванию соответствующего ЭК (рис. 6), который, переключившись, начинает сливать рабочую жидкость из ЛЗ, в то время когда остальные клапаны продолжают её подавать в ЛЗ.

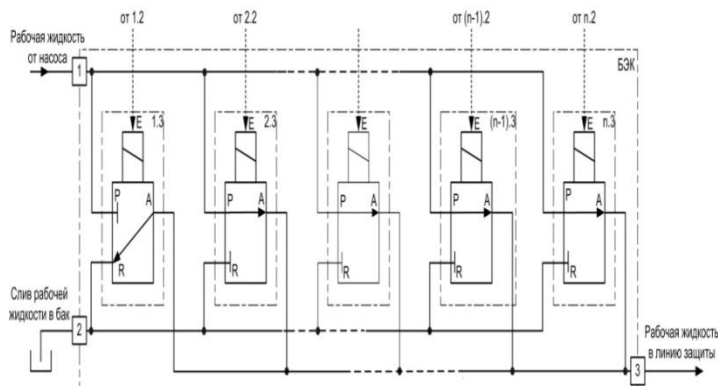


Рис. 6. Блок электромагнитных клапанов во взведённом состоянии при тестировании одного из каналов или ложном срабатывании в нём

2. Второй способ состоит в том, что при проверке только снимается напряжение с электромагнитного клапана, т.е. он распахивается; результат – тот же, что при первом способе.

При этом давление рабочей жидкости в ЛЗ в процессе тестирования (обозначим его как $p_{\text{ЛЗ}}^{\text{тест}}$) определяется из исходного уравнения

$$(n-1)\sqrt{p_{\text{н}} - p_{\text{ЛЗ}}^{\text{тест}}} = \sqrt{p_{\text{ЛЗ}}^{\text{тест}}}, \quad (1)$$

где n – количество каналов защиты (клапанов БЭК); $p_{\text{н}}$ – давление рабочей жидкости за насосом регулирования.

Из формулы (1) получаем величину $p_{\text{ЛЗ}}^{\text{тест}}$:

$$p_{\text{ЛЗ}}^{\text{тест}} = p_{\text{н}} \frac{(n-1)^2}{(n-1)^2 + 1}. \quad (2)$$

В табл. 1 представлены значения давления $p_{\text{ЛЗ}}^{\text{тест}}$ в «линии защиты» для различного n при $p_{\text{н}} = 1,4$ МПа (типичное значение для турбин УТЗ):

Таблица 1

Давления $p_{\text{ЛЗ}}^{\text{тест}}$ в «линии защиты» для различного n при $p_{\text{н}} = 1,4$ МПа

n	1	2	3	4	5	6
$p_{\text{ЛЗ}}^{\text{тест}}$	0	0,7	1,12	1,26	1,318	1,346

Для сравнения на рис. 7 показана типичная для турбин УТЗ зависимость открытия АСК от давления в ЛЗ. Из рис. 7 видно, что для поканального расхаживания БЭК достаточно трёх клапанов ($n=3$), при этом $p_{\text{ЛЗ}}^{\text{тест}} = 1,12$ МПа и АСК при расхаживании не закрывается.

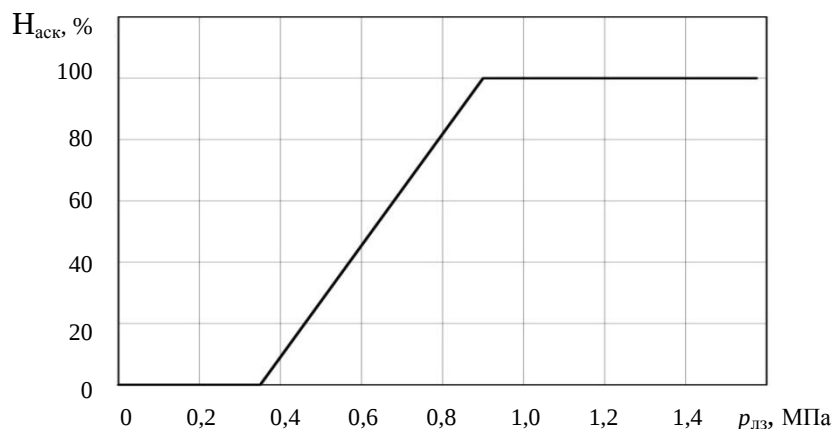


Рис. 7. Зависимость открытия АСК от давления в ЛЗ

Рассмотрим задачу определения количества каналов защиты с позиций надёжной работы. При нормальной работе (срабатывают все каналы) СЗ обеспечивает снижение давления в ЛЗ до нуля (0), что, безусловно, обеспечивает закрытие АСК. В случае отказа одного из каналов защиты (см. рис. 8) $(n-1)$ ЭК сливают рабочую жидкость в бак, а один ЭК (отказавший, в примере на рис. 8 – 1.3) подаёт её в «линию защиты», т.е. реализуется случай, соответствующий логике « $(n-1)$ из n ».

В этом случае в «линии защиты» устанавливается давление $p_{\text{ЛЗ}}^{\text{защ}}$, определяемое из исходного уравнения

$$\sqrt{p_{\text{н}} - p_{\text{ЛЗ}}^{\text{защ}}} = (n-1)\sqrt{p_{\text{ЛЗ}}^{\text{защ}}}, \quad (3)$$

откуда

$$p_{\text{ЛЗ}}^{\text{заш}} = \frac{p_{\text{н}}}{(n-1)^2 + 1}. \quad (4)$$

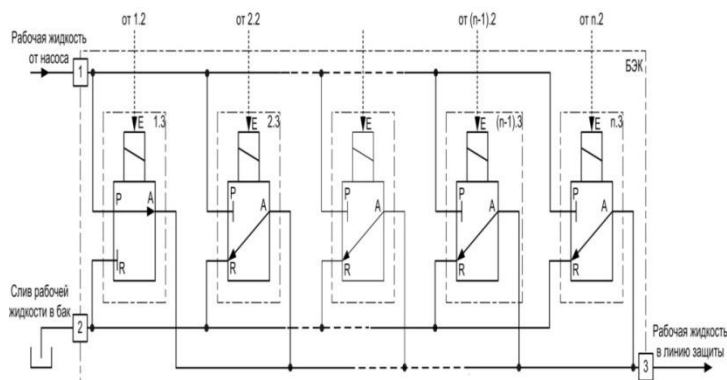


Рис. 8. Блок электромагнитных клапанов в сработанном (обесточенном) состоянии (турбина остановлена) при отказе срабатывания одного из каналов

В табл. 2 представлены значения давления $p_{\text{ЛЗ}}^{\text{заш}}$ в «линии защиты» для различного n при $p_{\text{н}} = 1,4$ МПа.

Таблица 2

Давления $p_{\text{ЛЗ}}^{\text{заш}}$ в «линии защиты» для различного n при $p_{\text{н}} = 1,4$ МПа

n	1	2	3	4	5	6
$p_{\text{ЛЗ}}^{\text{заш}}$	1,4	0,7	0,28	0,14	0,082	0,054

Сравнение данных табл. 2 с рис. 7 показывает, что минимальное количество каналов, при котором показанная беззолотниковая СЗ может использоваться, составляет $n=4$. В этом случае при отказе одного из каналов три оставшихся работоспособными обеспечат снижение давления в ЛЗ до величины 0,14 МПа, что с определённым запасом приведёт к закрытию АСК. При поканальном тестировании (расхаивании) величина снижения давления в ЛЗ также составляет 0,14 МПа, (т.е. $p_{\text{ЛЗ}}^{\text{тест}} = 1,26$ МПа), что гарантированно не приведёт к закрытию АСК.

Необходимое количество каналов защиты может быть определено непосредственно без использования приведённых выше табличных данных: для надёжной работы защиты (гарантии закрытия стопорного клапана) необходимо, чтобы при срабатывании защиты и отказе одного из каналов давление в «линии защиты» снижалось до некоторого заданного минимально значения. Если обозначить такое значение как $p_{\text{ЛЗ}}^{\text{мин}}$, то для нахождения необходимого количества ЭК (каналов) необходимо выполнение условия

$$p_{\text{ЛЗ}}^{\text{мин}} \geq p_{\text{ЛЗ}}^{\text{заш}}, \quad (5)$$

т.е. должно выполняться неравенство

$$p_{\text{ЛЗ}}^{\text{мин}} \geq \frac{p_{\text{н}}}{(n-1)^2 + 1}, \quad (6)$$

из которого получается выражение для необходимого количества ЭК:

$$n \geq 1 + \sqrt{p_{\text{н}} / p_{\text{ЛЗ}}^{\text{мин}} - 1}. \quad (7)$$

Например, если задаться $p_{лз}^{\min} = 0,15 \text{ МПа}$, то из (7) получается $n \geq 3,89$, и с учётом того, что n должно быть целочисленным, имеем $n=4, 5, 6, \dots$

Если принять более жёсткое условие – $p_{лз}^{\min} = 0,1 \text{ МПа}$ (что, однако, вполне оправданно с позиций гарантий надёжности), – то имеем $n \geq 4,6$, т.е. СЗ должна быть как минимум 5-канальной.

ОАО УЭР в своих проектах ЭГСПЗ считает оптимальной 5-канальную беззолотниковую СЗ. В этом случае даже при отказе одного канала из 5 давление в ЛЗ снижается до 0,082 МПа, что гарантирует закрытие АСК в случае значительных смещений характеристики АСК (см. рис. 7) влево (в область пониженных уровней давления в ЛЗ) в результате накапливающихся в процессе эксплуатации дефектов, приводящих к увеличению нечувствительности АСК. Такой 5-канальный вариант защиты применён ОАО УЭР в проектах реконструкции САР паровых турбин различных заводов-изготовителей: УТЗ с турбина ПТ-140/165-130/15 Волжской ТЭЦ-2; ЛМЗ – 3 турбины ПТ-80/100-130/13: 1 – на Новочебоксарской ТЭЦ-3 и 2 – на Омской ТЭЦ-5.

Новое положительное свойство беззолотниковой СЗ, по сравнению с предшествующими золотниковыми, состоит в том, что тестирование (расхаживание) каждого канала защиты приводит к видимому расчётному снижению давления в ЛЗ. **Таким образом реализуется проверка работоспособности большей части элементов канала защиты, включая и саму ЛЗ, чего не было в золотниковых СЗ, где глубина контроля канала ограничивалась контролем посадки золотника.**

Принципиально возможным является вариант проверки защиты, при котором также АСК закрывается на часть хода, не вызывая останова турбины. В представленном 5-канальном варианте к такому результату приводит тестирование с подачей сигнала в 2 канала из 5. В этом случае реально выполняется сквозная проверка системы защиты с видимой расчётной реакцией ЛЗ и АСК. Однако такой вариант требует дальнейшей тщательной практической проверки и отработки (при испытаниях на стоящей турбине был получен положительный результат).

Выводы

1. Проанализированы сравнительные варианты 2-х, 3-х и многоканальных систем защиты паровой турбины с позиции полноты реализации задач защиты турбины.

2. Показано, что переход от 2-х к 3-канальной системе защиты позволил обеспечить поканальную проверку (включая посадку золотника защиты) на работающей турбине без её останова, а также реализовать логическую схему «2 из 3», обеспечив при этом защиту турбины от ложного срабатывания в одном из каналов.

3. Выявлено, что переход к многоканальной беззолотниковой системе защиты позволяет дополнительно увеличить глубину поканальной проверки, включая расчётную реакцию (изменение) давления в «линии защиты», а также (после практической отработки) закрытие на часть хода автоматического стопорного клапана турбины.

4. Представлены расчётные формулы для определения необходимого количества каналов беззолотниковой системы защиты, исходя из требуемой надёжности её работы. В проектах ОАО УЭР обосновано решение, согласно которому в качестве оптимальной принята 5-канальная система защиты.

Summary

Different schemes of protection systems used in hydrodynamic and electrohydraulic control and protection systems of steam turbines are considered, the critical analysis of

their functionality is performed, the advantages of modern multi-channel protection systems are shown.

Keywords: *protection system of the steam turbine unit, spools protection unit, solenoid valves.*

Литература

1. Щегляев А.В. Регулирование паровых турбин: учеб. пособие для вузов / А.В. Щегляев, С.Г. Смелъницкий. М.-Л.: Госэнергоиздат, 1962. 256 с.
2. Бененсон Е.И. Теплофикационные паровые турбины / Е.И. Бененсон, Л.С. Иоффе.; под ред. Д.П. Бузина. 2-е изд., перераб. и доп. М.: «Энергия», 1986. 272 с.
3. Система защиты турбоагрегата: пат. 2272153 Рос. Федерация. / Новосёлов В.Б., Вдовиков К.В. 2006, Бюл. № 8(III).
4. Трёхканальная система защиты турбоагрегата: пат. 2431046 Рос. Федерация / Новосёлов В.Б. 2011, Бюл. № 28.
5. Многоканальная система защиты турбоагрегата: пат. 2477801 Рос. Федерация./ Новосёлов В.Б. 2013, Бюл. № 8.

Поступила в редакцию

12 марта 2016 г.

Новоселов Владимир Борисович – д-р техн. наук, профессор кафедры «Турбины и двигатели» Уральского федерального университета имени первого Президента России Б.Н. Ельцина (УрФУ). Тел.: 8(922)2087953. E-mail: vnowoselov@mail.ru.

Бродов Юрий Миронович – д-р техн. наук, заведующий кафедрой «Турбины и двигатели» Уральского федерального университета имени первого Президента России Б.Н. Ельцина (УрФУ). Тел.: 8(343)375-48-51. E-mail: turbine66@mail.ru.

Литвинов Егор Владимирович – аспирант кафедры «Турбины и двигатели» Уральского федерального университета имени первого Президента России Б.Н. Ельцина (УрФУ). Тел: 8(912)2912688. E-mail: litvinov@uer.ru.

Лебедев Владимир Вадимович – начальник цеха регулирования и автоматики ОАО «УРАЛЭНЕРГОРЕМОНТ». Тел.: 8(343)3881442. E-mail: v-lebedev-55@mail.ru.

Михайлов Алексей Геннадьевич – инженер цеха регулирования и автоматики ОАО «УРАЛЭНЕРГОРЕМОНТ». Тел.: 89193766547. E-mail: mixailov070@mail.ru.

К РАСЧЕТУ ЛУЧИСТЫХ ТЕПЛОВЫХ ПОТОКОВ В ПРЯМОУГОЛЬНЫХ ОБЛАСТЯХ МЕТОДОМ ДИСКРЕТНЫХ ОРДИНАТ

А.В. САДЫКОВ

Нижекамский химико–технологический институт (филиал) ФГБОУ ВО
«Казанский национальный исследовательский технологический университет»

Приводятся результаты численного решения тестовых задач для двумерной прямоугольной области с использованием S_2 , S_4 , S_6 приближений метода дискретных ординат и сравнение полученных результатов с данными других авторов.

Ключевые слова: радиационный теплообмен, интенсивность излучения, контрольный объем.

Радиационный теплообмен является основным в большинстве технологических трубчатых печей нефтехимической промышленности. При заданном поле температуры, радиационных свойств излучающей среды и ограничивающих поверхностей расчет лучистого теплообмена в стационарном случае сводится к решению интегродифференциального уравнения переноса излучения (УПИ) при соответствующих граничных условиях. Для решения УПИ применяется множество различных методов. В задачах лучистого теплообмена широко используется метод дискретных ординат (МДО), предложенный Чандрасекаром [1]. Метод получил развитие в работах как зарубежных, так и отечественных ученых. Преимуществом этого метода является то, что он удачно объединяется с алгоритмами, основанными на применении контрольных объемов. В частности, метод был использован автором статьи в ряде работ [2–4 и др.].

Рассмотрим уравнение переноса излучения в двумерной прямоугольной области, показанной на рис. 1.

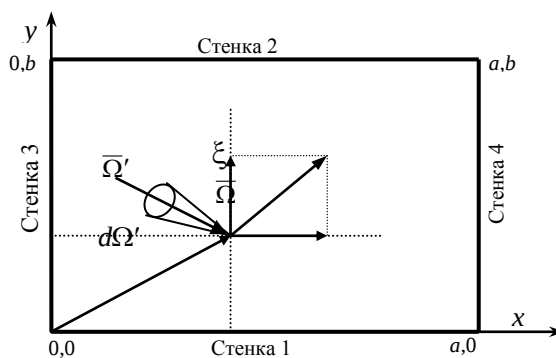


Рис. 1. Система координат

Для излучающей, поглощающей и рассеивающей серой среды уравнение имеет вид

$$\mu \frac{\partial I(\bar{r}, \bar{\Omega})}{\partial x} + \xi \frac{\partial I(\bar{r}, \bar{\Omega})}{\partial y} = \alpha I_b(T) - (\alpha + \beta) I(\bar{r}, \bar{\Omega}) + \frac{\beta}{4\pi} \int_{(4\pi)} I(\bar{r}, \bar{\Omega}') \gamma(\bar{\Omega}', \bar{\Omega}) d\Omega'. \quad (1)$$

Здесь μ, ξ – направляющие косинусы; $I(\bar{r}, \bar{\Omega})$ – интенсивность излучения, зависящая от положения и направления; α, β – коэффициенты поглощения и рассеяния среды соответственно; $\gamma(\bar{\Omega}', \bar{\Omega})$ – индикатриса рассеяния; $I_b(T)$ – интенсивность излучения черного тела при температуре T .

Граничное условие к уравнению (1), с учетом диффузного излучения и отражения, имеет вид

$$I(\bar{r}, \bar{\Omega}) = \varepsilon I_b(T) + \frac{\rho}{\pi} \int_{\bar{n} \cdot \bar{\Omega}' < 0} |\bar{n} \cdot \bar{\Omega}'| I(\bar{r}, \bar{\Omega}') d\Omega' \quad (2)$$

для таких направлений $\bar{\Omega}$, для которых $\bar{n} \cdot \bar{\Omega} > 0$. Здесь $\bar{\Omega}'$ – направление падающего излучения; $\bar{\Omega}$ – направление испускаемого излучения; ε – степень черноты граничной поверхности; ρ – отражательная способность поверхности; $\bar{n}$ – единичный вектор внутренней нормали к границе.

В МДО УПИ (1) заменяется системой дифференциальных уравнений относительно интенсивности излучения вдоль ограниченного количества выделенных направлений $\bar{S}_m$ $\{m = 1, 2, \dots, N_0\}$. Эти направления задаются угловыми координатами $\{\mu_m, \xi_m; m = 1, 2, \dots, N_0\}$, равными величине проекции единичного вектора направления $\bar{S}_m$ на оси координат Ox и Oy соответственно. Исходя из числа выделенных направлений, различают S_2 -приближение ($N_0=4$), S_4 -приближение ($N_0=12$) и другие. Таким образом, получаем систему дифференциальных уравнений относительно интенсивности излучения I_m вдоль каждого из этих направлений:

$$\mu_m \frac{\partial I_m}{\partial x} + \xi_m \frac{\partial I_m}{\partial y} = \alpha I_b - (\alpha + \beta) I_m + \frac{\beta}{4\pi} \sum_{m'=1}^{N_0} w_{m'} \Phi_{m'm} I_{m'}, \quad m=1, 2, 3, \dots, N_0, \quad (3)$$

где w_m – угловые весовые коэффициенты. Индексы m', m обозначают направления падающего и испускаемого излучения соответственно. Угловые весовые коэффициенты w_m связывают между собой интенсивности излучения вдоль различных направлений. Эти коэффициенты численно равны площади единичной сферы, отсекаемой соответствующим направлением $\bar{S}_m$ телесным углом $\Delta\Omega$.

Интегральный член в уравнении переноса (1) заменяется квадратурной формулой Гаусса. Индикатриса рассеяния, характеризующая рассеяние лучистой энергии мельчайшими частицами сажи во всех направлениях, записывается в упрощенном виде:

$$\gamma(\theta) = 1 + g_1 \cos \theta.$$

Коэффициент $\Phi_{m'm}$, учитывающий анизотропию рассеяния при квадратурном представлении интегрального члена, определяется по выражению

$$\Phi_{m'm} = 1 + g_1 [\mu_m \mu_{m'} + \xi_m \xi_{m'} + \eta_m \eta_{m'}].$$

Показателем асимметрии является коэффициент g_1 , который заключен в диапазоне $-1 \leq g_1 \leq 1$. Для изотропного рассеяния $g_1 = 0$ ($\Phi_{m'm} = 1$).

Граничное условие (2), характеризующее излучение раскаленных стенок и отражение лучей, падающих со всех направлений, в МДО для различных стенок аппроксимируется следующим образом:

$$I_m = \varepsilon I_b(T_w) + \frac{\rho}{\pi} \sum_{m'=1}^{N_0} w_{m'} |\mu_{m'}| I_{m'} \quad (4)$$

при $x=0$ (стенка 3 рис.1) $\mu_m > 0$ и $\mu_{m'} < 0$; при $x=a$ (стенка 4) $\mu_m < 0$ и $\mu_{m'} > 0$;

$$I_m = \varepsilon I_b(T_w) + \frac{\rho}{\pi} \sum_{m'=1}^{N_0} w_{m'} |\xi_{m'}| I_{m'} \quad (5)$$

при $y=0$ (стенка 1) $\xi_m > 0$ и $\xi_{m'} < 0$; при $y=b$ (стенка 2) $\xi_m < 0$ и $\xi_{m'} > 0$.

В выражениях (4)–(5) вторым членом в правых частях описывается отраженный поток лучистой энергии, при этом суммирование ведется только по направлениям падения лучей.

Дискретные аналоги уравнения (3) получаются интегрированием его по контрольному объему вокруг точки (i, j) , показанному на рис. 2. В результате получаем систему алгебраических уравнений:

$$\left. \begin{aligned} \mu_m A_j (I_{m(i+1,j)} - I_{m(i-1,j)}) + \xi_m B_i (I_{m(i,j+1)} - I_{m(i,j-1)}) &= F_{i,j} - \psi_{i,j} + S_{i,j}; \\ F_{i,j} &= \alpha_{i,j} I_b(T_{i,j}) \sigma_{i,j}; \quad \psi_{i,j} = (\alpha_{i,j} + \beta_{i,j}) \sigma_{i,j}; \\ S_{i,j} &= \frac{\beta_{i,j} \sigma_{i,j}}{4\pi} \sum_{m'=1}^{N_0} w_{m'} \Phi_{m'm} I_{m'(i,j)}; \quad \sigma_{i,j} = 4B_i A_j; \\ A_j &= 0,5(y_{j+1} - y_j); \quad B_i = 0,5(x_{i+1} - x_i). \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

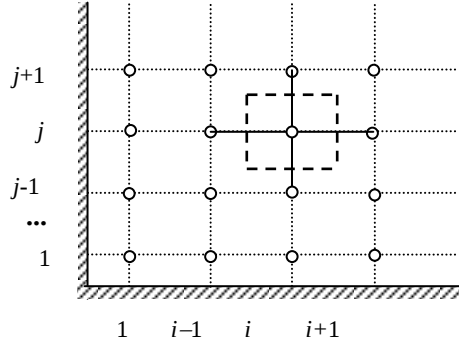


Рис. 2. Разностная сетка

Решение системы уравнений (6) для каждого из ординатных направлений находится методом итераций. В каждой итерации используется метод покоординатной прогонки. Допустим, что искомая величина $I_{m(i,j)}$ в узловой точке (i, j) связана со значениями в соседних узловых точках следующими выражениями:

$$I_{m(i,j)} = \omega I_{m(i,j+1)} + (1-\omega) I_{m(i,j-1)}, \quad I_{m(i,j)} = \omega I_{m(i+1,j)} + (1-\omega) I_{m(i-1,j)},$$

где ω – интерполяционный коэффициент.

Формулы для численного решения алгебраических уравнений получаются следующим образом. Рассмотрим направление интегрирования, для которого $\mu_m > 0$ и $\xi_m > 0$ и индексы возрастают. Значения интенсивностей $I_{m(i,j-1)}$ и $I_{m(i-1,j)}$ будем считать известными, которые назовем опорными значениями. Из соотношения (7) выражаем

интенсивности $I_{m(i,j+1)}$, $I_{m(i+1,j)}$ через опорные значения и подставляем в уравнение системы (6). В результате приходим к следующей прогоночной формуле:

$$I_{m(i,j)} = \frac{\mu_m A_j I_{m(i-1,j)} + \xi_m B_i I_{m(i,j-1)} + \omega(F_{i,j} + S_{i,j})}{\omega \Psi_{i,j} + \mu_m A_j + \xi_m B_i}.$$

Пусть теперь $\mu_m > 0$, $\xi_m < 0$. Опорными значениями интенсивностей считаем $I_{m(i-1,j)}$ и $I_{m(i,j+1)}$. Из соотношения (7) выражаем $I_{m(i,j-1)}$, $I_{m(i+1,j)}$ и подставляем в уравнение системы (6). В результате получаем формулу для значения интенсивности в средней узловой точке $I_{m(i,j)}$

$$I_{m(i,j)} = \frac{\mu_m A_j I_{m(i-1,j)} - \frac{\omega}{1-\omega} \xi_m B_i I_{m(i,j+1)} + \omega(F_{i,j} + S_{i,j})}{\omega \Psi_{i,j} + \mu_m A_j - \frac{\omega}{1-\omega} \xi_m B_i}$$

Для других значений угловых координат μ_m и ξ_m получаются аналогичные выражения.

Итерационный процесс для решения системы (6) совместно с дискретными аналогами граничных условий (4), (5) реализуется по следующей схеме.

1. Задается начальное приближение для $I_{m(i,j)}$ в узловых точках области.
2. В граничных узловых точках области производится расчет интенсивностей излучения по выражениям (4), (5). В первой итерации границы считаются черными, а слагаемые, описывающие рассеяние излучения во внутренние ячейки, равными нулю. В последующих итерациях используются заданные значения степени черноты стенок и учитываются члены, описывающие рассеяние излучения на частицах сажи.
3. Для каждого ординатного направления (μ_m, ξ_m) ($m=1, 2, 3, \dots, N_0$) обходятся все узлы разностной сетки и вычисляются значения интенсивностей $I_{m(i,j)}$ по соответствующей прогоночной формуле с учетом знаков μ_m и ξ_m .
4. Полученные значения интенсивностей $I_{m(i,j)}$ принимаются за начальные значения для следующего шага итерации и происходит переход к пункту 2. Итерационный процесс продолжается до выполнения условия

$$\max_{i,j} \left| \frac{\varphi_{i,j}^n - \varphi_{i,j}^{n+1}}{\varphi_{i,j}^n} \right| < \delta,$$

где n – номер предыдущей итерации; δ – заданная малая величина;

$$\varphi_{i,j} = \sum_{m=1}^{N_0} w_m I_{m(i,j)} - \text{объемная плотность энергии излучения.}$$

После завершения итерационного процесса компоненты вектора плотности результирующего потока излучения в направлениях x и y в узловых точках определяются суммированием по всем направлениям:

$$q_x = \sum_{m=1}^{N_0} \mu_m w_m I_m; \quad q_y = \sum_{m=1}^{N_0} \xi_m w_m I_m.$$

В работе [5] приведены результаты численного решения задачи лучистого теплообмена в двумерной прямоугольной области, заполненной изотропно-рассеивающей, поглощающей и излучающей средой (рис. 3), зональным методом, ©Проблемы энергетики, 2016, № 3-4

методом сферических гармоник (в P_3 -приближении) и точное решение. В указанной работе рассмотрены три случая: 1) объем с изотропно рассеивающей средой с черными границами; 2) объем с изотропно рассеивающей средой и с серыми границами; 3) объем с поглощающей средой с черными границами. Здесь приведены результаты численного решения этих задач в S_2 -, S_4 -, S_6 -приближениях МДО с помощью разработанных нами программ. При этом использовались конечно-разностные сетки 10×20 , 20×20 . На всех рисунках приведены результаты, полученные с использованием сетки 20×20 . Численные исследования показали, что дальнейшее дробление сетки в случае однородной среды не приводит к уточнению результатов. Направляющие косинусы и весовые множители такие же, что и в работе [5].

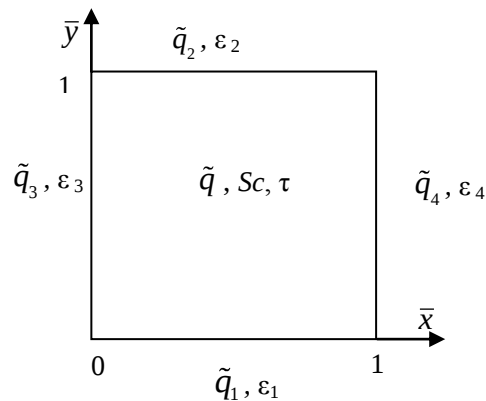


Рис. 3. Область интегрирования.
Индексы параметров соответствуют номерам стенок

Итерации прекращались при достижении максимального отличия значений объемной плотности лучистой энергии в двух последовательных итерациях не более 0,1%. Результаты расчетов приведены в безразмерном виде. Значения поверхностных плотностей радиационных тепловых потоков отнесены к интегральной энергетической светимости абсолютно черного тела соответствующей температуры $q_b = \sigma T^4$ ($\tilde{q} = q_p / q_b$). В качестве линейного масштаба принята длина стороны квадрата.

Изотропно рассеивающая однородная среда

Предположим, что излучающей стенкой является 1-я стенка ($\tilde{q}_1 = 1$), для других границ приняты условия $\tilde{q}_2 = \tilde{q}_3 = \tilde{q}_4 = 0$. В расчетах критерий Шустера $Sc=1$, оптическая толщина среды $\tau=1$.

На рис. 4 показаны графики изменения безразмерных поверхностных плотностей потока результирующего излучения на стенке 1 от ее края к середине для значений ее степени черноты: $\epsilon_1 = 1; 0,5; 0,1$. Результаты, полученные с использованием S_4 -, S_6 -приближений хорошо согласуются с результатами расчета по зональному методу. Для абсолютно черных границ ($\epsilon=1$) отличия не превышают 2% для S_6 -приближения, 7% – для S_2 -приближения.

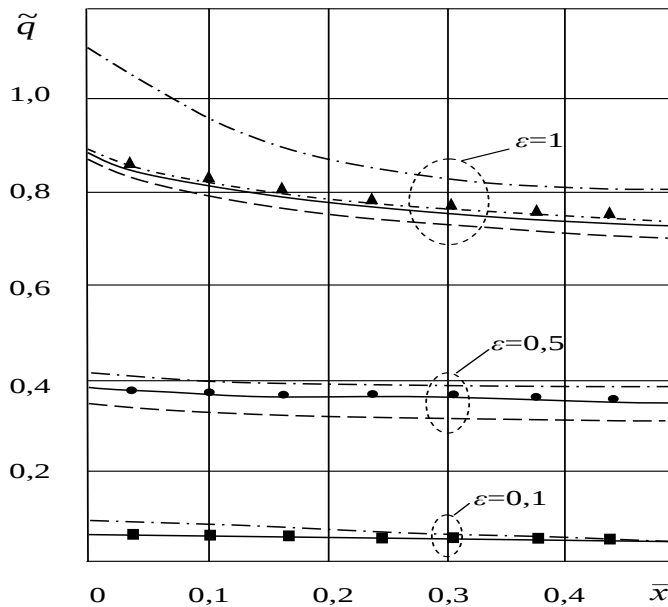


Рис.4. Распределения безразмерных поверхностных плотностей лучистых потоков к ст. 1:

— · — · — $P_3[6]$, - - - S_2 , — S_4 ; - · - · - S_6 ; ●, ■, ▲ – зональный метод [6]

Для серых границ ($\varepsilon = 0,5$; $\varepsilon = 0,1$) для S_4 -, S_6 -приближений наблюдается хорошее соответствие с зональным методом, при этом кривые для этих приближений практически совпадают. Поэтому на этом рисунке для этих случаев приведена кривая только для S_4 -приближения.

При уменьшении степени черноты стенки точность S_2 -приближения ухудшается. При $\varepsilon = 0,5$ отличия достигают почти 15%. Однако следует отметить, что в топочных устройствах степень черноты обычно меняется в пределах от 0,6 до 0,9.

Ухудшение точности S_2 -приближения при уменьшении ε объясняется тем, что увеличивается доля отраженного излучения, и в граничных условиях преобладающим становится слагаемое, учитывающее падающее на стенку излучение, а собственное излучение стенки становится незначительным. Ввиду того, что в МДО угловое распределение интенсивности излучения аппроксимируется конечным числом угловых интервалов, то анизотропии рассеяния и отражения в низших приближениях этого метода не учитываются.

Графики изменения относительной объемной плотности энергии излучения $\tilde{U}$ в зависимости от безразмерной координаты $\bar{y}$ для сечений $\bar{x} = 0,5$; 0,3; 0,1 при $\tau = 1$ показаны на рис. 5. При этом границы считались абсолютно черными.

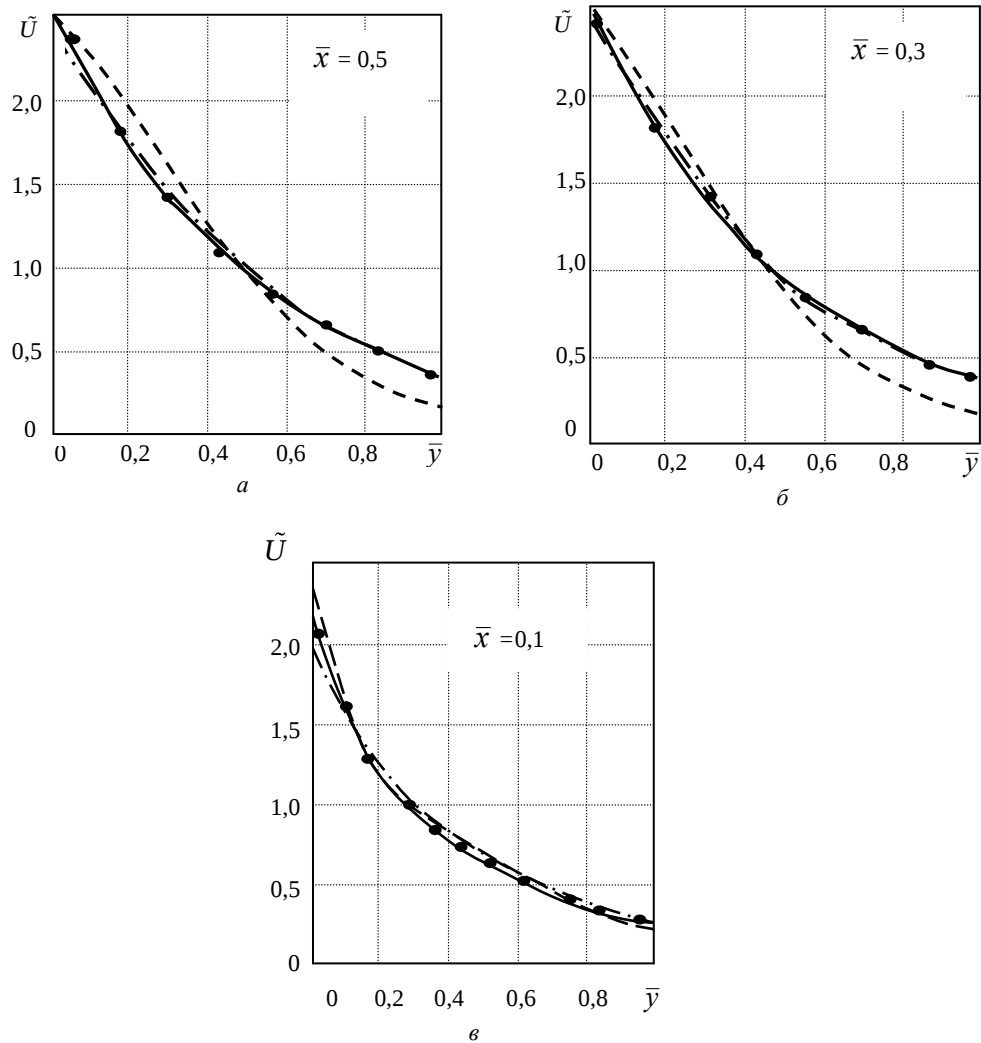


Рис. 5. Изменение объемной плотности энергии излучения в поперечном направлении:
— S_6 ; — · — · — P_3 [6]; - - - - S_2 ; • — зональный метод [6]

Результаты расчетов, полученные с использованием S_2 -, S_4 -, S_6 -приближений сравниваются с результатами, полученными зональным методом и в P_3 -приближении метода сферических гармоник (МСГ) [6]. Использование S_2 -приближения приводит к завышенным значениям вблизи горячей поверхности и к заниженным – вблизи холодной стенки. Как видно из рис. 5, погрешности являются наибольшими вблизи средней линии ($\bar{x}=0,5$) и убывают при приближении к боковым стенкам ($\bar{x}=0,3; 0,1$). Следует также отметить, что вблизи боковой стенки ($\bar{x}=0,1$) S_4 -, S_6 -приближения дают почти одинаковые результаты.

Однородная среда без рассеяния излучения

Здесь даются сопоставления результатов расчетов с аналогичными результатами, полученными при следующих идеализированных случаях: 1) границы двумерной прямоугольной области полностью поглощают излучение среды, но сами не излучают ($\tilde{q}_1 = \tilde{q}_2 = \tilde{q}_3 = \tilde{q}_4 = 0$, $\varepsilon_1 = \varepsilon_2 = \varepsilon_3 = \varepsilon_4 = 1$ – абсолютно черные холодные стенки); 2) в среде отсутствуют центры рассеивания ($Sc=0$); 3) мощность излучения среды

поддерживается равной единице ($\tilde{q}=1$). Оптическая толщина среды принимает значения: $\tau=0,1; 1; 10$.

Распределения безразмерных поверхностных плотностей потока результирующего излучения на стенке 1 при трех оптических условиях показаны на рис. 6.

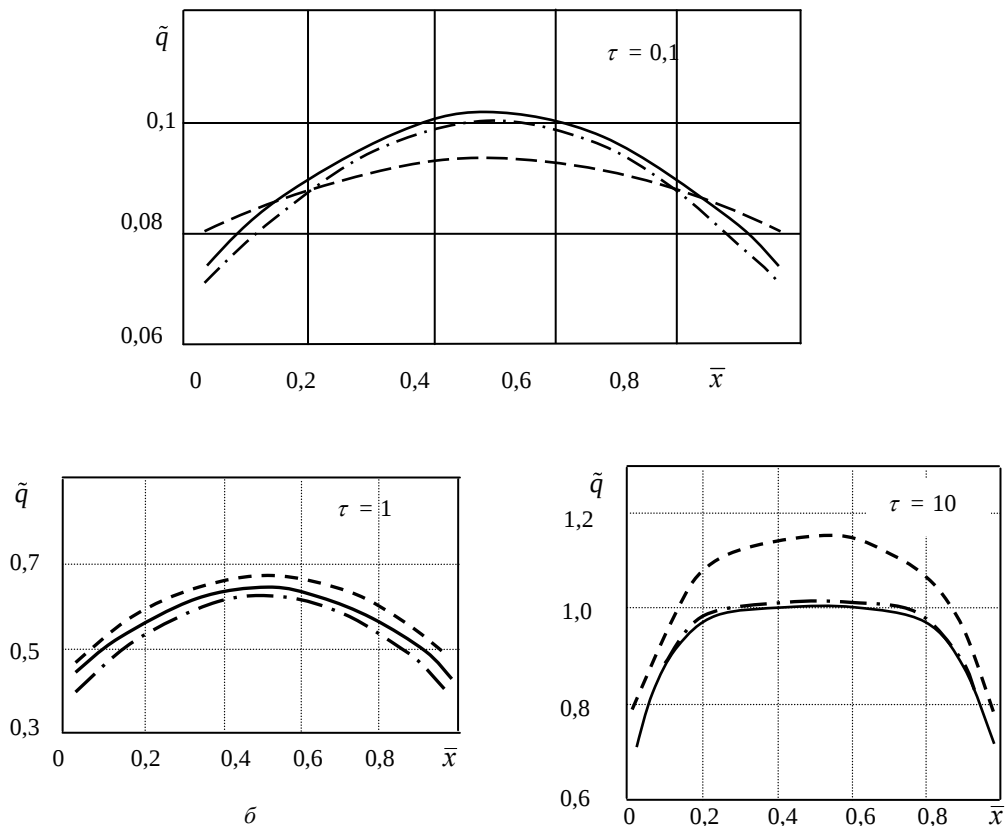


Рис.6. Распределения безразмерных плотностей результирующих потоков излучения:

— точное решение [5]; - · - · - S_6 , - - - S_2

Решение, полученное в S_2 -приближении, дает значения $\tilde{q}$, значительно отличающиеся от точного решения во всех точках для оптических условий $\tau=0,1$; $\tau=10$. S_4 -, S_6 -приближения дают значения с более высокой точностью, причем наибольшие отклонения наблюдаются в центре поверхности. Результаты расчетов, полученные с использованием этих приближений, почти совпадают. Например, при $\tau=0,1$ максимальные отличия результатов не превышают 0,001. При таком выборе масштаба кривые практически совпадают. Поэтому на рисунке кривая для S_4 -приближения не приведена.

Во всех рассмотренных случаях S_6 -приближение обеспечивает наилучшее согласие с точным решением, при этом отличия результатов расчетов от точного решения не превышают 6%. В проведенных численных исследованиях интерполяционный коэффициент $\omega=0,5$.

Преимуществом МДО, как уже было отмечено выше, является сочетаемость с алгоритмами, основанными на применении контрольных объемов. Кроме этого, важным преимуществом МДО является то, что для перехода от низшего приближения к более высокому достаточно изменить в расчетной программе значение N_0 , массивы μ_m ,

ξ_m , $w_m (m=1, 2, 3, \dots, N_0)$. Опыт использования МДО и МСГ при решении задач сложного теплообмена показал, что МДО экономичен как в плане затрат машинного времени, так и в плане необходимого объема оперативной памяти компьютера.

S_2 -приближение непригодно для расчетов излучения в чисто поглощающей среде. Причиной расхождений между численными результатами и точным решением является «лучевой эффект». Такая погрешность обусловлена конечной дискретизацией угловой переменной в уравнении переноса излучения. Излучение может распространяться только вдоль фиксированных дискретных направлений. Излучение от изолированного источника может не восприниматься некоторой точкой, если эта точка и источник не лежат на каком-либо из дискретных направлений. В задачах с чисто поглощающей средой и малым числом ординатных направлений точки области слабо связаны с соседними точками. Члены, описывающие рассеяние внутрь, связывают данную точку с ее соседними точками, в результате чего уменьшается погрешность метода. «Лучевой эффект» можно ослабить, увеличивая число ординатных направлений. В большинстве задач, имеющих практическое значение, рассеяние нужно учитывать. При уменьшении степени черноты стенки точность S_2 -приближения ухудшается. S_2 -приближение рекомендуется использовать при значениях ε в пределах от 0,6 до 1.

Литература

1. Чандрасекар С. Перенос лучистой энергии. М.: ИЛ, 1953. 431с.
2. Садыков А.В., Вафин Д.Б., Садыкова Д.А. Зависимость тепловых и аэродинамических характеристик трубчатых печей от расположения ярусов веерных горелок // Известия вузов. Проблемы энергетики. 2014. №11–12. С.3–10.
3. Садыков А.В. Методика расчета сопряженного теплообмена в трубчатой печи производства водорода в рамках дифференциального метода // Известия вузов. Проблемы энергетики. 2013. №7–8. С.3–11.
4. Садыков А.В. Влияние подсоса воздуха на сопряженный теплообмен в трубчатой печи производства водорода // Известия вузов. Проблемы энергетики. 2014. №1–2. С.37–44.
5. Fiveland W. A. Discrete – ordinate solutions of the radiative transport equation for rectangular enclosures // Trans. ASME: J. Heat Transfer. 1984. V. 106, №4. P. 699 – 706.
6. Ratzel A., Howell J. Two – Dimensional Radiation in Absorbing – Emitting – Scattering Media Using the P N Approximation // ASME Paper No. 82 HT 19, 1982.

Поступила в редакцию

15 марта 2016 г.

Садыков Айдар Вагизович – канд. техн. наук, доцент, декан факультета управления и автоматизации Нижнекамского химико–технологического института (филиал) (НХТИ), г. Нижнекамск. Тел.: 8(8555)392314; 8(917)8624162. E-mail: sadykov_av@mail.ru; sadykov@land.ru.

ИНЖЕНЕРНАЯ МОДЕЛЬ ТЕПЛОВОГО РЕЖИМА В ИНДИВИДУАЛЬНОМ ДОМЕ

А.А. ВАРЕНОВ, Н.Д. ЯКИМОВ, Ю.Н. ЕРАШОВА

Казанский государственный энергетический университет

В статье приводится математическое описание процессов теплообмена во всех элементах системы отопления, начиная от автоматического газового водонагревателя и заканчивая конструкциями самого жилого помещения. При этом учтены основные источники теплоты и возможные способы её рассеивания. Результатом является разработанная структурная схема динамической модели системы отопления, которая вместе со структурой автоматического управляющего устройства может выполнять роль основного инструмента для проведения анализа и синтеза этой сложной автоматической системы.

Ключевые слова: энергоэффективность, структурная схема, погодозависимая автоматика, теплообмен.

Сегодня самые большие затраты при эксплуатации жилого дома – это его отопление. При повышении цен на энергоносители приходится задаваться вопросом энергосбережения собственного жилища [5]. Если посмотреть на дом через тепловизор, то можно увидеть картину, в которой большие тепловые потери происходят через окна, стены, пол и крышу наших домов. При этом чем больше разница температур между помещением и улицей, тем больше тепловые потери и для их сокращения необходимо увеличить тепловое сопротивление R_T теплопередачи ограждающих конструкций. Так, например, наибольшим тепловым сопротивлением обладают стены из бруса толщиной 20 см

($R_T = 0,806 \frac{^\circ\text{C}}{\text{Вт/м}^2}$), потолочное (чердачное) перекрытие ($R_T = 1,43 \frac{^\circ\text{C}}{\text{Вт/м}^2}$),

деревянные полы ($R_T = 1,85 \frac{^\circ\text{C}}{\text{Вт/м}^2}$). Самые большие тепловые потери

происходят через окна. Всё это, в первую очередь, необходимо учитывать в строительном бизнесе при выборе строительных и отделочных материалов и конструкций. Однако только этим проблему сбережения тепловой энергии в погодных условиях России не всегда удаётся решить. На помощь может прийти погодозависимая автоматика, обеспечивающая поддержание благоприятного температурного режима в помещении и повышающая энергоэффективность системы отопления.

Назначение уравнений модели имеет два аспекта, которые определяют требования к её точности. Первый связан с определением температур в установившемся режиме, когда и погода и внутреннее тепловыделение не изменяются длительное время. Второй аспект связан с необходимостью анализа переходных режимов при изменении требуемой уставки вследствие изменений возмущающих воздействий на систему отопления (наружная температура, скорость и направление ветра).

На наш взгляд расчёт установившихся (длительных) режимов требует большей точности, которая зависит от точности расчёта тепловыделения котлом и тепловых потерь через окна, наружные стены и т.п., но не зависит от теплоёмкостей. Расчет переходных режимов, обусловленных инерционностью, является ориентировочным и определяется теплоёмкостью соответствующих элементов модели. Следует отметить, что система уравнений модели должна быть простой и пригодной для инженерной практики. Она должна учитывать только основные факторы, поскольку на практике многие характеристики не будут известны точно. Дело в том, что теплофизические характеристики сред и материалов меняются с изменением температуры. Так, например, коэффициенты теплоотдачи внутри помещений при свободной конвекции зависят от разности температур поверхности и воздуха. Учёт данного фактора в модели приведёт к появлению нелинейностей, что осложняет решение задачи, но вряд ли принципиально скажется на полученных результатах. Всё это говорит о том, что точность расчёта, при желании учесть все факторы при составлении уравнений модели, в конечном счёте окажется ограниченной. Кроме этого, при составлении каждого из уравнений инженерной модели будем делать ряд оправданных допущений, не приводящих к искажению результатов.

Очевидно, что эта модель является многопараметрической и требует учёта следующих основных параметров и характеристик как самого жилого дома, так и системы отопления на основе автоматического газового нагревателя (АГВ):

θ_{co} – температура в системе отопления °С; $\theta_{\text{к}}$ – температура воздуха в комнатах °С; $\theta_{\text{вн}}$ – температура стен внутри дома (кроме наружных стен изнутри) °С; $\theta_{\text{н}}$ – температура наружных стен изнутри °С; $\theta_{\text{пт}}$ – температура потолков °С; $\theta_{\text{пл}}$ – температура полов °С; $\theta_{\text{рм}}$ – температура рам °С; $\theta_{\text{чд}}$ – температура на чердаке °С; $m_{\text{АГВ}}$ – масса АГВ, кг; $m_{\text{труб}}$ – масса труб (полипропилен), кг; $m_{\text{б}}$ – масса батарей, кг; $m_{\text{тн}}$ – масса теплоносителя (тосол), кг; $c_{\text{АГВ}}$ – удельная теплоёмкость АГВ, $\frac{\text{Дж}}{\text{кг} \times ^\circ\text{С}}$; $c_{\text{труб}}$ – удельная теплоёмкость труб, $\frac{\text{Дж}}{\text{кг} \times ^\circ\text{С}}$; $c_{\text{б}}$ – удельная теплоёмкость батарей, $\frac{\text{Дж}}{\text{кг} \times ^\circ\text{С}}$; $c_{\text{тн}}$ – удельная теплоёмкость теплоносителя, $\frac{\text{Дж}}{\text{кг} \times ^\circ\text{С}}$; $m_{\text{с}} = m_{\text{АГВ}} c_{\text{АГВ}} + m_{\text{труб}} c_{\text{труб}} + m_{\text{б}} c_{\text{б}} + m_{\text{тн}} c_{\text{тн}}$; γ – теплотворная способность АГВ, $\frac{\text{Дж}}{\text{кг}}$; η – КПД АГВ, %; $k_{\text{б}}$ – коэффициент теплоотдачи батарей, $\frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \times ^\circ\text{С}}$; $k_{\text{труб}}$ – коэффициент теплоотдачи труб, $\frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \times ^\circ\text{С}}$; $S_{\text{б}}$ – площадь батарей, м^2 ; $S_{\text{труб}}$ – площадь поверхности труб, м^2 ; $kS = k_{\text{б}} S_{\text{б}} + k_{\text{труб}} S_{\text{труб}}$; $m_{\text{к}}$ – масса воздуха в помещениях дома, кг; $c_{\text{к}}$ – удельная теплоёмкость, $\frac{\text{Дж}}{\text{кг} \times ^\circ\text{С}}$; $q_{\text{к}}(t)$ – расход воздуха наружу при закрытых форточках и окнах, $\frac{\text{кг}}{\text{с}}$; $k_{\text{вн}}$ – коэффициент теплоотдачи воздуха внутренним стенам (кирпич, гипсолит), $\frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \times ^\circ\text{С}}$; $k_{\text{н}}$ – коэффициент теплоотдачи воздуха наружным стенам (кирпич),

$\frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{С}}$; $k_{\text{пт}}$ – коэффициент теплоотдачи воздуха потолкам верхнего этажа, $\frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{С}}$;
 $k_{\text{пл}}$ – коэффициент теплоотдачи воздуха полам нижнего этажа, $\frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{С}}$;
 $k_{\text{рм}}$ – коэффициент теплоотдачи воздуха рамам (тройной стеклопакет), $\frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{С}}$;
 $S_{\text{вн}}$ – площадь внутренних стен, м^2 ; $S_{\text{н}}$ – площадь наружных стен, м^2 ;
 $S_{\text{пт}}$ – площадь потолков верхнего этажа, м^2 ; $S_{\text{пл}}$ – площадь полов нижнего этажа, м^2 ;
 $S_{\text{рм}}$ – площадь рам, м^2 ; $kS = kS + q_k S_k + k_{\text{вн}} S_{\text{вн}} + k_{\text{н}} S_{\text{н}} + k_{\text{пт}} S_{\text{пт}} + k_{\text{рм}} S_{\text{рм}}$;
 $M_{\text{вн}}$ – масса внутренних стен, кг; $M_{\text{н}}$ – масса наружных стен, кг; $M_{\text{пт}}$ – масса потолков верхнего этажа, кг; $M_{\text{пл}}$ – масса полов нижнего этажа, кг; $M_{\text{рм}}$ – масса рам, кг;
 $c_{\text{вн}}$ – удельная теплоёмкость внутренних стен, $\frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot ^\circ\text{С}}$; $c_{\text{н}}$ – удельная теплоёмкость наружных стен, $\frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot ^\circ\text{С}}$; $c_{\text{пт}}$ – удельная теплоёмкость потолков, $\frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot ^\circ\text{С}}$;
 $c_{\text{пл}}$ – удельная теплоёмкость полов, $\frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot ^\circ\text{С}}$; $c_{\text{рм}}$ – удельная теплоёмкость рам, $\frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot ^\circ\text{С}}$;
 $\lambda_{\text{рм}}$ – теплопроводность рам, $\frac{\text{Вт}}{\text{м}}$; $\lambda_{\text{пт}}$ – теплопроводность потолков, $\frac{\text{Вт}}{\text{м}}$;
 $\lambda_{\text{пл}}$ – теплопроводность полов, $\frac{\text{Вт}}{\text{м}}$; $\delta_{\text{рм}}$ – толщина рам, м; $\delta_{\text{пт}}$ – толщина потолков, м; $\delta_{\text{пл}}$ – толщина полов, м; $q_k(t)$ – массовый расход газа, $\frac{\text{кг}}{\text{с}}$.

При составлении каждого из уравнений инженерной модели будем учитывать положения, изложенные в работах [1,2,3] и делать ряд оправданных допущений, не приводящих к искажению результатов.

1). Будем считать циркуляцию теплоносителя в системе отопления интенсивной, а саму систему в разных помещениях достаточно однородной, чтобы можно было учитывать единую (осредненную) температуру $\theta_{\text{со}}$ теплоносителя и единый (осреднённый) коэффициент теплопередачи k от теплоносителя к воздуху в комнатах через поверхности обогревающих устройств. Кроме того, будем считать, что при высокой теплоотдаче от поверхности теплоносителя к поверхности стенок и теплопроводности самих стенок можно считать температуру наружной поверхности всех устройств и труб равной $\theta_{\text{со}}$, а k равным просто среднему коэффициенту теплоотдачи от наружной поверхности отопительной аппаратуры к воздуху. С учётом указанных допущений уравнение теплового баланса системы отопления в операторной форме (s – оператор Лапласа) примет вид

$$m c \theta_{\text{со}}(s) s + k S \theta_{\text{со}}(s) = q(s) \gamma \eta + k S \theta_k(s). \quad (1)$$

2). Температуру воздуха θ_k считаем единой во всех комнатах (теплообмен через межкомнатные двери). Общую теплоёмкость воздуха принимаем постоянной и тогда уравнение теплового баланса запишется так:

$$m_k c_k \theta_k(s) s + k S \theta_k(s) + q_k c_k \theta_k(s) + k_{\text{вн}} S_{\text{вн}} \theta_k(s) + k_{\text{н}} S_{\text{н}} \theta_k(s) + k_{\text{пт}} S_{\text{пт}} \theta_k(s) + k_{\text{пл}} S_{\text{пл}} \theta_k(s) + k_{\text{рм}} S_{\text{рм}} \theta_k(s) = q_k(t) c_k \theta_0(s) + k_{\text{вн}} S_{\text{вн}} \theta_{\text{вн}}(s) +$$

$$k_H S_H \theta_H(s) + k_{HT} S_{HT} \theta_{HT}(s) + k_{ПЛ} S_{ПЛ} \theta_{ПЛ}(s) + k_{рм} S_{рм} \theta_{рм}(s)$$

или после преобразования

$$m_k c_k \theta_k(s) s (kS + q_k c_k + k_{BH} S_{BH} + k_H S_H + k_{HT} S_{HT} + k_{ПЛ} S_{ПЛ} + k_{рм} S_{рм}) \theta_k(s) =$$

$$q_k(t) c_k \theta_0(s) + k_{BH} S_{BH} \theta_{BH}(s) + k_H S_H \theta_H(s) + k_{HT} S_{HT} \theta_{HT}(s) + k_{ПЛ} S_{ПЛ} \theta_{ПЛ}(s) +$$

$$k_{рм} S_{рм} \theta_{рм}(s). \quad (2)$$

3). Учёт теплоёмкости внутренних стен и обстановки будем проводить упрощенно, так как её влияние распространяется на переходной режим, но не на установившийся. Пренебрежём деталями процесса перераспределения температуры внутри стен, предметов обстановки и будем учитывать единую (осреднённую) температуру θ_{BH} и стен, и обстановки. Тогда имеем уравнение

$$M_{BH} c_{BH} \theta_{BH}(s) s + k_{BH} S_{BH} \theta_{BH}(s) = k_{BH} S_{BH} \theta_k(s). \quad (3)$$

4). Толщина наружных стен бывает значительной, поэтому время перераспределения температур будет заметным, а из-за большей теплоёмкости её вклад в тепловой режим существенным. Ограничимся случаем однородных наружных стен, когда конструкция и толщина всех стен одинакова, а их наружные поверхности непосредственно соприкасаются с окружающей средой. Однородную стену разбивают на N слоёв и получают грубую реализацию конечно-разностной схемы расчёта нестационарной теплопроводности. Подробность разбиения на слои, как и учёт их теплоёмкости, влияет только на точность определения «запаздывания» (мало слоёв – занижение «запаздывания»). Для осреднённых теплофизических характеристик однородных стен уравнение теплового баланса имеет вид

$$M_H c_H \theta_H(s) s + k_H S_H \theta_H(s) - \frac{\lambda_H S_H}{\delta_H} \theta_H(s) = k_H S_H \theta_k(s) + \frac{\lambda_H S_H}{\delta_H} \theta_0(s). \quad (4)$$

5). Рассуждая аналогично, можно получить уравнения теплового баланса для потолков верхнего этажа, полов нижнего этажа и окон:

$$M_{HT} c_{HT} \theta_{HT}(s) s + k_{HT} S_{HT} \theta_{HT}(s) - \frac{\lambda_{HT} S_{HT}}{\delta_{HT}} \theta_{HT}(s) = k_{HT} S_{HT} \theta_k(s) + \frac{\lambda_{HT} S_{HT}}{\delta_{HT}} \theta_{чд}(s); \quad (5)$$

$$M_{ПЛ} c_{ПЛ} \theta_{ПЛ}(s) s + k_{ПЛ} S_{ПЛ} \theta_{ПЛ}(s) - \frac{\lambda_{ПЛ} S_{ПЛ}}{\delta_{ПЛ}} \theta_{ПЛ}(s) = k_{ПЛ} S_{ПЛ} \theta_k(s) + \frac{\lambda_{ПЛ} S_{ПЛ}}{\delta_{ПЛ}} \theta_{ПЛ}(s); \quad (6)$$

$$M_{рм} c_{рм} \theta_{рм}(s) s + k_{рм} S_{рм} \theta_{рм}(s) - \frac{\lambda_{рм} S_{рм}}{\delta_{рм}} \theta_{рм}(s) = k_{рм} S_{рм} \theta_k(s) + \frac{\lambda_{рм} S_{рм}}{\delta_{рм}} \theta_0(s). \quad (7)$$

Уравнения (1-7) позволяют получить передаточные функции:

$$W_{co}(s) = \theta_{co}(s)/q(s) = K_{co}/(T_{co}s + 1);$$

$$W_{co}^k(s) = \theta_{co}(s)/\theta_k(s) = K_{co}/(T_{co}s + 1);$$

$$W_k(s) = \theta_k(s)/\theta_0(s) = K_0/(T_{co}s + 1);$$

$$W_k^{BH}(s) = \theta_k(s)/\theta_{BH}(s) = K'_{BH}/(T_k s + 1);$$

$$W_k^H(s) = \theta_k(s)/\theta_H(s) = K'_H/(T_k s + 1);$$

$$W_k^{HT}(s) = \theta_k(s)/\theta_{HT}(s) = K'_{HT}/(T_k s + 1);$$

$$W_k^{ПЛ}(s) = \theta_k(s)/\theta_{ПЛ}(s) = K'_{ПЛ}/(T_k s + 1);$$

$$\begin{aligned}
W_k^{\text{PM}}(s) &= \theta_k(s)/\theta_{\text{PM}}(s) = K'_{\text{PM}}/(T_k s + 1); \\
W_{\text{BH}}(s) &= \theta_{\text{BH}}(s)/\theta_k(s) = 1/(T_{\text{BH}} s + 1); \\
W_{\text{H}}^k(s) &= \theta_{\text{H}}(s)/\theta_k(s) = K''_{\text{H}}/(T_{\text{H}} s + 1); \\
W_{\text{H}}^0(s) &= \theta_{\text{H}}(s)/\theta_0(s) = K_{\text{H1}}/(T_{\text{H}} s + 1); \\
W_{\text{ПТ}}^k(s) &= \theta_{\text{ПТ}}(s)/\theta_k(s) = K''_{\text{ПТ}}/(T_{\text{ПТ}} s + 1); \\
W_{\text{ПТ}}^{\text{ЧД}}(s) &= \theta_{\text{ПТ}}(s)/\theta_{\text{ЧД}}(s) = K_{\text{ПТ1}}/(T_{\text{ПТ}} s + 1); \\
W_{\text{ПЛ}}^k(s) &= \theta_{\text{ПЛ}}(s)/\theta_k(s) = K''_{\text{ПЛ}}/(T_{\text{ПЛ}} s + 1); \\
W_{\text{ПЛ}}^{\text{ЧД}}(s) &= \theta_{\text{ПЛ}}(s)/\theta_{\text{ЧД}}(s) = K_{\text{ПЛ1}}/(T_{\text{ПЛ}} s + 1); \\
W_{\text{PM}}^k(s) &= \theta_{\text{PM}}(s)/\theta_k(s) = K''_{\text{PM}}/(T_{\text{PM}} s + 1); \\
W_{\text{PM}}^0(s) &= \theta_{\text{PM}}(s)/\theta_0(s) = K_{\text{PM1}}/(T_{\text{PM}} s + 1),
\end{aligned}$$

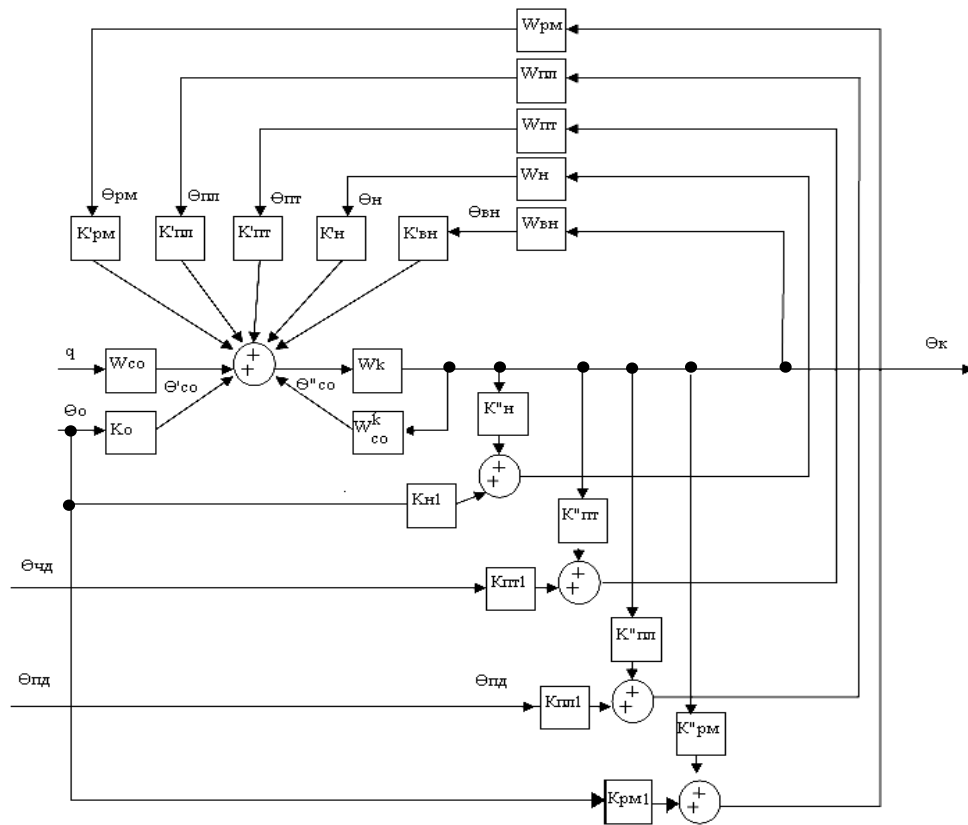
которые являются одной из форм математической модели объекта управления и основным инструментом для проведения его анализа и синтеза [4]. В приведенных передаточных функциях использованы следующие обозначения:

$$\begin{aligned}
K_{\text{CO}} &= \gamma\eta/kS; \\
T_{\text{CO}} &= mC/kS; \\
T_k &= m_k c_k / k^* S^*; \\
K_0 &= q_k c_k / k^* S^*; \\
K'_{\text{BH}} &= k_{\text{BH}} c_{\text{BH}} / k^* S^*; \quad T_{\text{BH}} = M_{\text{BH}} C_{\text{BH}} / k_{\text{BH}} S_{\text{BH}}; \\
K'_{\text{H}} &= k_{\text{H}} S_{\text{H}} / k^* S^*; \quad T_{\text{H}} = M_{\text{H}} C_{\text{H}} / \left(k_{\text{H}} S_{\text{H}} - \frac{\lambda_{\text{H}} S_{\text{H}}}{\delta_{\text{H}}} \right); \quad K''_{\text{H}} = k_{\text{H}} S_{\text{H}} / \left(k_{\text{H}} S_{\text{H}} - \frac{\lambda_{\text{H}} S_{\text{H}}}{\delta_{\text{H}}} \right); \\
K_{\text{H1}} &= \frac{\lambda_{\text{H}} S_{\text{H}}}{\delta_{\text{H}} \left(k_{\text{H}} S_{\text{H}} - \frac{\lambda_{\text{H}} S_{\text{H}}}{k_{\text{H}} \delta_{\text{H}}} \right)}; \\
K'_{\text{ПТ}} &= k_{\text{ПТ}} S_{\text{ПТ}} / k^* S^*; \quad T_{\text{ПТ}} = M_{\text{ПТ}} C_{\text{ПТ}} / \left(k_{\text{ПТ}} S_{\text{ПТ}} - \frac{\lambda_{\text{ПТ}} S_{\text{ПТ}}}{\delta_{\text{ПТ}}} \right); \\
K'' &= k_{\text{ПТ}} S_{\text{ПТ}} / \left(k_{\text{ПТ}} S_{\text{ПТ}} - \frac{\lambda_{\text{H}} S_{\text{H}}}{\delta_{\text{H}}} \right); \quad K_{\text{ПТ1}} = \frac{\lambda_{\text{ПТ}} S_{\text{ПТ}}}{\delta_{\text{ПТ}} \left(k_{\text{ПТ}} S_{\text{ПТ}} - \frac{\lambda_{\text{ПТ}} S_{\text{ПТ}}}{\delta_{\text{ПТ}}} \right)}; \\
K'_{\text{ПЛ}} &= k_{\text{ПЛ}} S_{\text{ПЛ}} / k^* S^*; \quad T_{\text{ПЛ}} = M_{\text{ПЛ}} C_{\text{ПЛ}} / \left(k_{\text{ПЛ}} S_{\text{ПЛ}} - \frac{\lambda_{\text{ПЛ}} S_{\text{ПЛ}}}{\delta_{\text{ПЛ}}} \right); \\
K''_{\text{ПЛ}} &= k_{\text{ПЛ}} S_{\text{ПЛ}} / \left(k_{\text{ПЛ}} S_{\text{ПЛ}} - \frac{\lambda_{\text{ПЛ}} S_{\text{ПЛ}}}{\delta_{\text{ПЛ}}} \right); \quad K_{\text{ПЛ1}} = \frac{\lambda_{\text{ПЛ}} S_{\text{ПЛ}}}{\delta_{\text{ПЛ}} \left(k_{\text{ПЛ}} S_{\text{ПЛ}} - \frac{\lambda_{\text{ПЛ}} S_{\text{ПЛ}}}{\delta_{\text{ПЛ}}} \right)};
\end{aligned}$$

$$K'_{pm} = k_{pm} S_{pm} / k^* S^*; T_{pm} = M_{pm} C_{pm} / \left(k_{pm} S_{pm} - \frac{\lambda_{pm} S_{pm}}{\delta_{pm}} \right);$$

$$K''_{pm} = k_{pm} S_{pm} / \left(k_{pm} S_{pm} - \frac{\lambda_{pm} S_{pm}}{\delta_{pm}} \right); K_{pm1} = \frac{\lambda_{pm} S_{pm}}{\delta_{pm} \left(k_{pm} S_{pm} - \frac{\lambda_{pm} S_{pm}}{\delta_{pm}} \right)}.$$

Используя приведенные передаточные функции, построим структурную схему динамической модели теплового режима (рис.1). Эта схема представляет собой одну из форм математической модели объекта управления погодозависимой автоматической системы управления.



Управляющим воздействием в объекте управления является массовый расход газа $q_k(t)$, управляемой величиной – температура воздуха в жилых помещениях θ_k , а возмущающими воздействиями – температура наружного воздуха θ_o , температура воздуха на чердаке $\theta_{чд}$, температура воздуха под полом первого этажа $\theta_{пл}$.

Выводы: Предложенная модель может быть использована для проведения анализа, синтеза и компьютерного моделирования погодозависимой системы

отопления, что является очередным намерением авторов статьи. При этом предполагается решить задачи такого определения её параметров, которые обеспечат рациональный выбор строительных материалов и конструкций, заданное быстродействие и точность регулирования температуры в жилом доме и главное – экономное расходование энергетических ресурсов.

Summary

The article gives a mathematical description of heat transfer processes in all the heating elements, ranging from automatic gas water heater and ending on the residential areas. At the same time takes into account the major sources of heat, and possible ways of its dissipation. The result is a block diagram of a developed dynamic model of the heating system, which, together with the structure of the automatic control device can serve as a basic tool for the analysis and synthesis of the complex automated system.

Keywords: *energy efficiency, a block diagram, Weather-dependent automatic, heat transfer.*

Литература

1. Цветков Ф.Ф., Григорьев Б.А. Тепломассообмен. Москва: МЭИ, 2006.
2. Тепломассообмен влажного воздуха в компактных пластинчаторебристых теплообменниках: монография / А.В. Чичиндаев. Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2009.
3. WONG.N.Y. Heat transfer for engineers. LONDON: 1977.
4. Топчиев Ю.И. Атлас для проектирования систем автоматического регулирования. М.: Машиностроение, 1989.
5. Варенов А.А., Якимов Н.Д. Математическая модель системы отопления индивидуального дома // Приборостроение и автоматизированный электропривод в топливно-энергетическом комплексе и ЖКХ: материалы Первой поволжской науч.-практ. конф. Казань, 2015.

Поступила в редакцию

21 апреля 2016 г.

Варенов Александр Андреевич – канд. техн. наук, профессор кафедры «Теоретические основы электротехники» (ТОЭ) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ). Тел.: 8(843)519-42-76.

Якимов Николай Дмитриевич – д-р физ.-мат. наук, профессор кафедры «Теоретические основы теплотехники» (ТОТ) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ). Тел.: 8(843)519-42-58.

Ерашова Юлия Николаевна старший преподаватель кафедры «Теоретические основы электротехники» (ТОЭ) Казанского государственного энергетического университета. Тел.: 8(843)519-42-76. E-mail: erashova.yuliya@mail.ru.

ВЛИЯНИЕ АНТРОПОГЕННЫХ ВОЗДЕЙСТВИЙ НА РАБОТУ СОЛНЕЧНЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ И ТЕПЛОВЫХ СТАНЦИЙ

Н.И. МОСКАЛЕНКО, М.С. ХАМИДУЛЛИНА, Я.С. САФИУЛЛИНА

Казанский государственный энергетический университет

Рассматривается моделирование сложного радиационного теплообмена в системах антропогенно-возмущенная атмосфера – солнечные электрические и тепловые станции. Обсуждается структурная схема моделирования притоков солнечного излучения на тепловоспринимающую поверхность солнечных тепловых и электрических станций. Расчеты спектральных интенсивностей и потока солнечного излучения выполняются с учетом селективности молекулярного поглощения излучения ингредиентами газовой фазы атмосферы, рассеяния и поглощения излучения атмосферным аэрозолем и облаками с учетом статистики их распределения в зависимости от места расположения станций и времени года.

Ключевые слова: радиационный теплообмен, солнечное излучение, солнечные тепловые станции.

Введение

Несмотря на то, что использование Солнца как источника тепловой и электрической энергий сопряжено с высокой стоимостью устройств для преобразования солнечного излучения (СИ) в тепловую или электрическую энергию, география его теплоэнергетического использования с каждым годом расширяется, так как Солнце является неисчерпаемым экологически чистым источником энергии. При этом коэффициент полезного действия (КПД) различных гелиотехнических устройств составляет 10÷50 % полной световой энергии Солнца, достигающей преобразователя [1]. Следует отметить сильную пространственно-временную изменчивость достигающего подстилающей поверхности потока СИ, обусловленную вариациями положения Солнца на небосводе (суточными и сезонными), локализацией места (широта, долгота), изменчивостью метеосостояния атмосферы, влиянием антропогенных загрязнений атмосферы (особенно в окрестности крупных городов и промышленно развитых регионов). Разработанное в работах [2–6] моделирование спектральных полей коротковолновой радиации в условиях ясной, замутненной, облачной и антропогенно-возмущенной атмосферы позволяет оценить влияние хозяйственной деятельности человека на работу перспективных солнечных тепловых и электрических станций (СТС, СЭС), оценить их рентабельность. Сам растительный покров поверхности Земли можно рассматривать как естественный преобразователь энергии излучения Солнца в органическое топливо.

Разработанные методы расчетов спектральных интенсивностей и потоков коротковолновой и длинноволновой радиации на подстилающую поверхность [2–6] позволяют рассчитать эффективность функционирования установок солнечного горячего водоснабжения (СГВ) для любого места их расположения и конструкторского решения. Наиболее эффективны установки СГВ с системой автоматизированной ориентации тепловоспринимающей поверхности на диск Солнца [1]. В этом случае тепловосприятие СИ в установке СГВ будет максимально возможным. Ориентация тепловоспринимающей поверхности должна производиться как по зенитному, так и азимутальному углам с учетом временных вариаций положения Солнца на небосводе,

© Н.И. Москаленко, М.С. Хамидуллина, Я.С. Сафиуллина

Проблемы энергетики, 2016, № 3-4

которые точно вычисляются для любой локализации места расположения установки СГВ [7]. В случае горизонтального или наклонного расположения тепловоспринимающей поверхности установки СГВ необходимо введение эффективной площади тепловоспринимающей поверхности. В расчетах необходимо учитывать селективность спектров поглощения СИ атмосферными газами прямой и рассеянной солнечной радиации, рассеянное диффузное отраженное подстилающей поверхностью излучение Солнца в заднюю полусферу, тепловое противоизлучение атмосферы, падающее на тепловоспринимающую поверхность, потери тепла, обусловленные конвективным теплообменом и наружным радиационным охлаждением.

Если тепловоспринимающая поверхность является «черной», а теплообмен в тыльную полусферу отсутствует, то по радиационному балансу между приходящим потоком СИ и собственному тепловому излучению тепловоспринимающей поверхности можно определить максимально возможную температуру теплоносителя T_{max} . Например, при температуре атмосферы $T_a=300$ К, и положении Солнца с зенитным углом $\theta_0=0^\circ$ $T_{max}\approx 420$ К. Действительная температура теплоносителя в солнечном коллекторе всегда будет ниже T_{max} и будет зависеть от зенитного угла Солнца θ_0 , угла наклона плоскости коллектора к горизонту θ_0^* и азимутального угла φ^* , площади коллектора, метеосостояния атмосферы, производительности горячего водоснабжения D , конструкции солнечного коллектора.

Метод расчета эффективности работы преобразователей энергии солнечных тепловых станций

Рассмотрим далее метод расчета эффективности работы преобразователей СТС с учетом статистических характеристик по метеосостоянию атмосферы, которая характеризуется высокой пространственно-временной изменчивостью, одним из факторов которой являются антропогенные возмущения атмосферы и антропогенные воздействия на защитные покрытия преобразователя. Полный поток излучения, достигающий тепловоспринимающей поверхности преобразователя, определяется соотношением

$$F^*(t) = \sum_i f \left[\bar{F}_i(s, \theta_0^*, \varphi^*, t) P_i(\theta_0^*, \varphi^*) + \bar{F}_{iT}^*(t) + \bar{F}_{iT}(t) P_{iT} \right] + \int_{\lambda} \sum_i \bar{F}_{i\lambda}(s, \theta_0^*, \varphi^*, t) \delta_{\lambda}^* \delta_{\lambda} d\lambda, \quad (1)$$

где $\bar{F}_i$ – среднемесячный или среднесуточный поток СИ, падающего на стекольное (пленочное) покрытие солнечного преобразователя, где f_i – вероятность проявления ситуации i , i – номер ситуации (ясно, одноярусная облачность нижнего, среднего и верхнего ярусов, двухярусное перекрытие нижнего и среднего ярусов, двухярусное перекрытие нижнего и верхнего ярусов, двухярусное перекрытие среднего и верхнего ярусов, трехярусное перекрытие небосвода облаками нижнего, среднего и верхнего ярусов; при этом удовлетворяется условие $\sum_i f_i = 1$); s – площадь

тепловоспринимающей поверхности теплового преобразователя; t – время (дня, месяца); δ_{λ} – спектральное альbedo подстилающей поверхности; δ_{λ}^* – спектральное альbedo атмосферы для диффузного отраженного излучения; $\bar{F}_{iT}^*(t)$ – собственное

тепловое излучение защитного покрытия, которое нагревается вследствие поглощения солнечного излучения; $\bar{F}_{iT}(t)$ – поток теплового противоизлучения атмосферы; $P_{iT}(t), P_i^*(t)$ – прозрачность защитного покрытия для теплового излучения и СИ для ситуации i . Величины $P_{iT}(t), P_i^*(t)$ определяются как отражением, так и поглощением излучения защитным покрытием. Величины $P_{iT}(t)$ и $P_i^*(t)$ также могут меняться в связи с антропогенными воздействиями. Поток излучения, воспринятый тепловоспринимающей поверхностью, определяется ее коэффициентом черноты $\bar{\xi}$, так что

$$F_v^*(t) = F^*(t) \bar{\xi}. \quad (2)$$

Путем механической и технологической обработки тепловоспринимающей поверхности возможно достигнуть значений $\bar{\xi} = 0,96 \div 0,98$. Тыльную сторону солнечного коллектора желательно покрывать светоотражающими покрытием для уменьшения тепловых потерь и применять теплоизоляцию для уменьшения наружного охлаждения. Если ввести коэффициент q_{HO} наружного охлаждения, то полезное восприятие $F_n^*(t)$ определится соотношением

$$F_n^*(t) = F^*(t) \bar{\xi} q_{HO}(t). \quad (3)$$

Потоки излучения $\bar{F}_i(s, \theta^*, \varphi^*, t)$ вычисляются путем интегрирования спектральных интенсивностей прямой подсветки поверхности СИ и рассеянным излучением по спектру длин волн и телесному углу в пределах полусферы по соотношениям, рассмотренным в работах [2, 3, 6]. Алгоритмы расчета тепловых потоков излучения $\bar{F}_{iT}$ в системе Земля – атмосфера рассмотрены в работе [4].

Отметим, что в случае перекрытия небосвода облачностью значения $\bar{F}_i(s, \theta^*, \varphi^*, t)$ определяются только рассеянным излучением. Во всех случаях поглощение излучения атмосферой вычисляется с учетом острой селекции спектров поглощения газовой фазой атмосферы двухпараметрическим методом эквивалентной массы [4, 5] или методом прямого численного моделирования тонкой структуры спектров молекулярного поглощения [6].

Температура теплоносителя на выходе солнечного коллектора определяется из уравнения радиационного баланса:

$$C_p D \Delta T = F^*(t) \bar{\xi} q_{HO}, \quad (4)$$

где $\Delta T = T - T_{ПВ}$, C_p – теплоемкость воды; D – производительность тепловодоснабжения; $T_{ПВ}$ – температура питательной воды на входе солнечного коллектора.

Для поддержания постоянной температуры на выходе теплового преобразователя необходимо менять производительность водоснабжения пропорционально величине $F^*(t)$ в течение светового дня, что реализовать достаточно проблематично. В этом заключается основной недостаток, ограничивающий теплоэнергетическое использование солнечных преобразователей.

Оценим влияние антропогенных воздействий на работу установок СГВ. Это влияние проявляется вследствие усиления поглощения СИ промышленными

выбросами в атмосферу газовых ингредиентов и зольных образований, антропогенного влияния на распределение облачности по земному шару и его временным вариациям, роста влагосодержания в атмосфере в результате парникового эффекта атмосферы, роста концентрации тропосферного озона. Установлено, что в окрестности крупных городов осадков выпадает в два раза больше, что снижает перекрытие небосвода облачностью нижнего и среднего ярусов. Снижается перекрытие небосвода облачностью по мере течения воздушной массы вглубь континентов. Выпадение сажистого золя на защищающее покрытие установки СГВ снижает величину $F^*(t)$.

Снижение перекрытия небосвода облаками приводит к увеличению значения $F^*(t)$. Обратим внимание на то обстоятельство, что рост оптической толщины атмосферы за счет поглощения излучения золев возрастает обратно пропорционально $\cos\theta_0$, а для газовых компонентов – обратно пропорционально $(\cos\theta_0)^m$, где m принимает различные значения для различных ингредиентов в диапазоне $\{0,4;0,8\}$. В связи с этим степень влияния золя на снижение величины $F^*(t)$, по сравнению с влиянием газовых ингредиентов, возрастает с ростом зенитного угла $\theta_0(t)$ наблюдения Солнца. Антропогенные воздействия на приток СИ проявляются через его поглощение углеводородами, окислами азота, озоном, промышленным золев, диоксидом серы антропогенно-возмущенными облаками.

Снижение КПД установки СГВ определяется отражением СИ от защитного покрытия и потерями тепла на наружное охлаждение, отличием коэффициента черноты от единицы ($\bar{\xi} < 1$), поглощением СИ защитным покрытием. Величина

$$P_i(\theta_0^*, \varphi^*) = \bar{\delta}_i(\theta_0^*, \varphi_0^*) \cdot \bar{\tau}_i(\theta_0^*, \varphi_0^*), \quad (5)$$

где

$$\bar{\delta}_i(\theta_0^*, \varphi_0^*) = (\bar{n}^2 - 1)(\bar{n}^2 + 1), \quad (6)$$

$$\bar{\tau}_i = \bar{k} \exp(-2\bar{k}d_i), \quad (7)$$

$\bar{n}$ – действительная часть показателя преломления; $\bar{k}$ – коэффициент поглощения материала защитного покрытия; d_i – эффективная толщина защитного покрытия для ситуации i .

В случае двухслойного защитного покрытия

$$P_i(\theta_0^*, \varphi^*) = \bar{\delta}_i^2(\theta_0^*, \varphi^*) \cdot \bar{\tau}_i^2(\theta_0^*, \varphi_0^*). \quad (8)$$

В табл. 1 приведены коэффициенты отражения δ для стекла, полученные с учетом многократного переотражения в зависимости от зенитного угла падения солнечного излучения θ° на поверхность СГВ.

Таблица 1

Зависимость величин δ и δ^2 от зенитного угла Солнца θ°

Зенитный угол θ°	δ	δ^2
0°	0,925	0,85
30°	0,92	0,84
60°	0,85	0,72
70°	0,78	0,53

На рис.1 показаны примеры рассчитанных спектров прозрачности атмосферы для различных углов визирования в диапазоне зенитных углов $0-90^\circ$, вычисленных для среднеглобальной модели атмосферы в условиях безоблачной атмосферы с использованием параметризации функции спектрального пропускания (ФСП) [8] с учетом всех газовых ингредиентов атмосферы и атмосферного аэрозоля. Из рисунка видно, что степень рассеяния СИ с увеличением зенитного угла θ возрастает более интенсивно, чем влияние поглощения газовой фазой атмосферы. Это обусловлено отличием скорости роста оптической толщины для газовой и дисперсной фаз атмосферы с ростом зенитного угла.

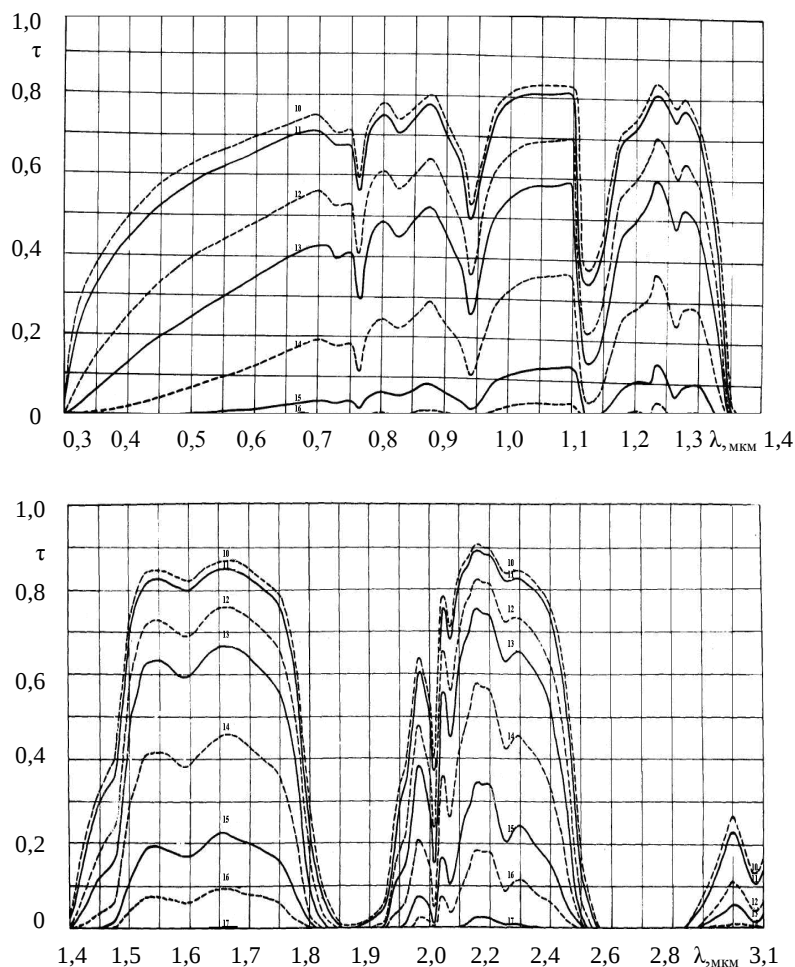


Рис. 1. Спектральная прозрачность атмосферы в области спектра 0,3-31 мкм при зенитных углах визирования $\theta(z_1)$: 10– 0° , 11– 30° , 12– 60° , 13– 70° , 14– 80° , 15– 85° , 16– 87° , 17– 89° , 18– 90° , 19– $90^\circ 20'$.
а) область спектра 0,3–1,04 мкм; б) область спектра 1,4–3,1 мкм

В случае СЭС, СТС воспринимающей поверхностью для СИ служит система зеркал, фокусирующая излучение на поверхность трубной системы парогенератора. Паропроизводительность D парогенератора вычисляется из энергетического баланса между полезно использованным приходящим на зеркальную систему потоком СИ и тепловой энергией пара (энтальпия теплоносителя + его энергия фазового перехода).

При моделировании оптических характеристик (ОХ) атмосферного, антропогенного аэрозолей и облаков использована электронная база данных ОХ, подготовленная с применением расчетных данных полидисперсных ансамблей частиц различного химического состава, разработанная в интересах глобального моделирования радиационного теплообмена [10] и в средах, возмущенных сильными природными и антропогенными воздействиями [11–13].

Влияние антропогенных выбросов в атмосферу на эффективность функционирования солнечных фотоэлектрических станции (СФЭС)

В случае применения в качестве приемников излучения фотоэлектрических модулей воспринимаемый поток СИ преобразуется в электрическую энергию солнечных батарей и определяется соотношением

$$W = \int_{\Delta\lambda} F_{\lambda\Gamma} \downarrow \cdot \delta_{\lambda a} \cdot \eta_{\lambda} d\lambda, \quad (9)$$

где $F_{\lambda\Gamma} \downarrow$ – спектральный поток СИ на внешней границе атмосферы; η_{λ} – спектральная зависимость коэффициента преобразования солнечной радиации в электрическую энергию; $\Delta\lambda$ – спектральный диапазон чувствительности фотоэлементов.

В случае безоблачной атмосферы для расчетов потоков СИ целесообразно использовать метод разложения решения по кратности рассеяния, позволяющий учесть поглощение излучения в рассеивающей излучение атмосфере по аналитическим ФСП [5]. Для облачной атмосферы наиболее надежно применение метода многопотокового приближения в расчетах потоков нисходящего излучения $F \downarrow$. Прямые засветки СИ $F \downarrow_{\Pi}$ приёмных площадок учитываются по спектрам прозрачности $\tau_{\lambda}(\theta)$ атмосферы [8]:

$$F \downarrow_{\Pi} = \int_{\Delta\lambda} F_{\lambda C}(\theta) \downarrow \cdot \tau_{\lambda}(\theta) d\lambda, \quad (10)$$

где $F_{\lambda C} \downarrow$ – спектральная облученность Солнцем внешней границы атмосферы; θ – зенитный угол.

Для примера в табл.2, 3 приведены зависимости спектральных альбедо $\delta_{\lambda a}$ в спектральном диапазоне 0,3–0,8 мкм для различных зенитных углов Солнца θ безоблачной атмосферы. Суточные вариации θ от времени суток вычисляются по онлайн- калькулятору [7] для любого места земного шара.

Таблица 2

Спектральное альбедо безоблачной фоновой атмосферы при наблюдении с подстилающей поверхности (θ – зенитный угол Солнца, λ – длина волны)

θ , град	λ , мкм							
	0,300	0,347	0,400	0,500	0,550	0,600	0,694	0,800
0,0	0,01758	0,2504	0,1722	0,08648	0,06246	0,04898	0,03587	0,02494
5,0	0,01708	0,2640	0,1845	0,09867	0,07251	0,05850	0,04273	0,03099
10,0	0,01658	0,2775	0,1967	0,1109	0,08256	0,06802	0,04958	0,03705
15,0	0,01608	0,2911	0,2006	0,1137	0,09262	0,07754	0,05643	0,04310
30,0	0,01457	0,3138	0,2193	0,1263	0,1036	0,08701	0,06326	0,04843
45,0	0,01197	0,3563	0,2555	0,1506	0,1240	0,1045	0,07654	0,05883
60,0	0,008280	0,4306	0,3241	0,1994	0,1652	0,1402	0,1046	0,08109
75,0	0,005156	0,5532	0,4632	0,3161	0,2652	0,2293	0,1809	0,1440
80,0	0,005111	0,6006	0,5360	0,3934	0,3325	0,2919	0,2422	0,1977
85,0	0,005066	0,6335	0,6127	0,5015	0,4253	0,3844	0,3613	0,3139

Таблица 3

Спектральное альbedo безоблачной атмосферы с городской дымкой при наблюдении
противоизлучения с подстилающей поверхности (θ – зенитный угол Солнца, λ – длина волны)

θ , град	λ , мкм							
	0,300	0,347	0,400	0,500	0,550	0,600	0,694	0,800
0,0	0,0175	0,1250	0,1111	0,0624	0,0519	0,0411	0,0301	0,0216
5,0	0,0169	0,1321	0,1245	0,0692	0,0611	0,0584	0,0369	0,0274
10,0	0,0161	0,1392	0,1353	0,0784	0,0713	0,0599	0,0428	0,0314
15,0	0,0159	0,1462	0,1405	0,0795	0,0801	0,0694	0,0459	0,0336
30,0	0,0141	0,1519	0,1654	0,0899	0,0824	0,0782	0,0541	0,0386
45,0	0,0111	0,1532	0,1896	0,1154	0,1114	0,0899	0,0614	0,0486
60,0	0,0081	0,2163	0,2511	0,1610	0,1433	0,1198	0,0812	0,0649
75,0	0,0050	0,2281	0,3214	0,2594	0,2141	0,1508	0,1622	0,0999
80,0	0,0049	0,3003	0,4192	0,3114	0,2645	0,2251	0,1914	0,1391
85,0	0,0048	0,3167	0,4853	0,4153	0,3664	0,3116	0,2863	0,2342

На рис. 2 показана зависимость отношения спектральных коэффициентов σ_a^a/σ_a сечений поглощения σ_a^a к сечению ослабления излучения σ_a от мнимой части комплексного показателя преломления χ для полидисперсного городского аэрозоля при различных значениях длин волн λ , характеризующих сильную зависимость оптических характеристик атмосферного аэрозоля от антропогенных выбросов сажевого золя. Характерной особенностью сажевого золя является то обстоятельство, что частицы сажевого золя практически не рассеивают излучение в заднюю полусферу.

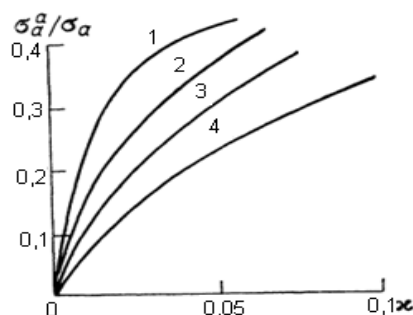


Рис. 2. Зависимость отношения спектральных коэффициентов σ_a^a/σ_a от мнимой части комплексного показателя преломления для различных длин волн λ , мкм: 1 – 0,3; 2 – 0,69; 3 – 1,06; 4 – 1,7

Сажевый золь оказывает значительное влияние на ОХ частиц облаков в связи с захватом тонко-дисперсной фракции сажевого золя частицами облаков. Поток частиц, диффундирующих в облако, определяется соотношением

$$F_p = \int \int_{Rr} 4\pi R D(r) \frac{\partial N(r)}{\partial r} dr \frac{\partial N(R)_0}{\partial R} dR, \quad (11)$$

где $D(r)$ – коэффициент диффузии частиц (меняется в диапазоне $10^{-5} \div 10^{-6}$ см²/сек для частиц более 0,1 мкм); $\frac{\partial N(r)}{\partial r}$ – распределение числа частиц аэрозоля в объеме 1 см³;

$\frac{\partial N(R)}{\partial R}$ – распределение числа частиц облачности в объеме 1 см³; r, R – радиусы частиц аэрозоля и облачности. Для числовой плотности частиц облака

$$N_0 = \int \frac{\partial N(R)}{\partial R} dR = 10^3 \text{ см}^{-3} \text{ и числовой плотности частиц аэрозоля } N_a = \int \frac{\partial N(r)}{\partial r} dr = 10^5 \text{ см}^{-3}$$

в течение одного часа будет захвачено $\approx 10\%$ частиц дыма, а за время жизни облака $\tau_0 = 3$ часа облаком будет захвачено $\approx 30\%$ дыма в пределах облачного покрова.

В связи с ростом эффективного сечения поглощения частицей облака последние испаряются, образуя гигантские частицы радиуса $r > 0,5$ мкм, которые оседают в результате седиментации на подстилающую поверхность. Более мелкие частицы могут служить ядрами конденсации для образования нового облака. Этот процесс очищения атмосферы от дымового и пылевого золья, является более эффективным, чем обычная коагуляция. Его эффективность может усиливаться благодаря электрическим свойствам заряженных частиц.

Для гомогенной коагуляции частиц временной рост частицы описывается простой моделью:

$$r/r_0 = \left[1 + \frac{1}{2} K n_0 \frac{\ln(1 + \alpha t)}{\alpha} \right]^{1/3}, \quad (12)$$

где K – коэффициент броуновской коагуляции; n_0 – число частиц в единице объема; α^{-1} – время, в течение которого размер частиц увеличится в два раза.

Для гетерогенной многокомпонентной коагуляции частиц распределение числа частиц $f[r(t)]$ определяется соотношением

$$\begin{aligned} \frac{f[r(t)]}{f_0(r)} = & \sum_i \left[1 + \frac{1}{2} k_i n_{0i} \ln \left\{ \frac{1 + \alpha_i t}{\alpha_i} \right\} \right]^{1/3} + \\ & + \sum_{i \neq k} \left[1 + \frac{1}{2} k_{ik} (n_{0i} \cdot n_{0k})^{1/2} \cdot \ln \left\{ \frac{1 + \alpha_{ik} t}{\alpha_{ik}} \right\} \right]^{1/3} \end{aligned} \quad (13)$$

где $f[r(t)]$ – временная зависимость распределения частиц по размерам; i – номер фракции; k_i – коэффициент броуновской коагуляции для компонента i ; $k_{i,k}$ – коэффициент броуновского взаимодействия частиц разных фракций i, k .

При выполнении расчетов возможно применение итерационной процедуры в расчетах по времени Δt . Зависимость альбедо δ от массовой концентрации сажи рассмотрена в работе [15]. На коагуляцию частиц аэрозоля сильное влияние оказывают электрические свойства частиц.

Отношения эффективности функционирования СФЭС в условиях антропогенно невозмущенной атмосферы и атмосферы с учетом воздействия городской дымки определяются соотношением

$$\frac{\eta}{\eta_0} = \frac{f_1 \left(\int_{\lambda} F_{\lambda}(\theta) \cdot \delta_{r\lambda}(\theta) \cdot k_{\lambda} d\lambda + \int_{\lambda} F_{\lambda}(\theta) \cdot \tau_{r\lambda}(\theta) \cdot k_{\lambda} d\lambda \right) + f_2 \left(\int_{\lambda} F_{\lambda}(\theta) \cdot \delta_{0r\lambda}(\theta) \cdot k_{\lambda} d\lambda \right)}{f_1 \left(\int_{\lambda} F_{\lambda}(\theta) \cdot \delta_{\lambda}(\theta) \cdot k_{\lambda} d\lambda + \int_{\lambda} F_{\lambda}(\theta) \cdot \tau_{\lambda}(\theta) \cdot k_{\lambda} d\lambda \right) + f_2 \left(\int_{\lambda} F_{\lambda}(\theta) \cdot \delta_{0\lambda}(\theta) \cdot k_{\lambda} d\lambda \right)}, \quad (14)$$

где k_{λ} – спектральная зависимость коэффициента преобразования СИ; f_1 – вероятность безоблачного состояния атмосферы; f_2 – вероятность перекрытия небосвода облачностью, $f_1 + f_2 = 1$.

На рис. 3-4 для примера приведены рассчитанные эффективности $\eta(\theta)$ и отношения эффективности функционирования $\frac{\eta(\theta)}{\eta_0(\theta)}$ в условиях безоблачной атмосферы и атмосферы с учетом городской дымки в зависимости от зенитного угла Солнца кремниевых фотоэлектрических модулей с тонкой пленкой халькогенидов (кадмиевое покрытие *CdTe/CIS/CIGS* при толщине пленки 1,25 мкм) для широты 45° для июня месяца при оптической толщине облаков $\tau_0 = 10$. Спектральный коэффициент преобразования СИ k_λ взят из литературы [16, 17].

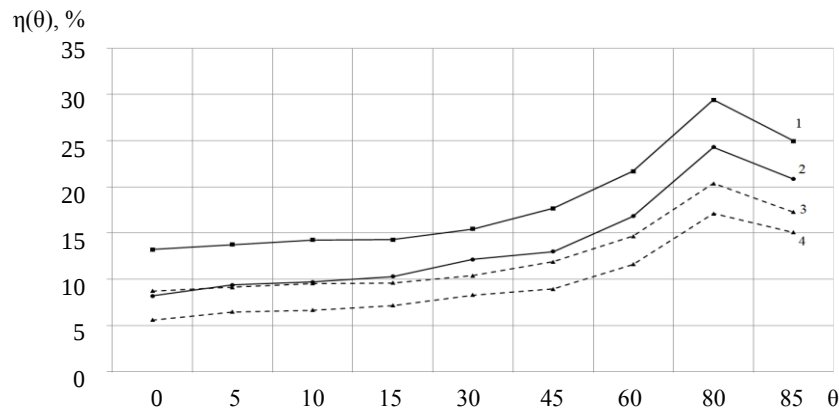


Рис. 3. Эффективность функционирования в условиях антропогенно безоблачной атмосферы и атмосферы с учетом городской дымки для кремниевых фотоэлектрических модулей (1, 2) и фотоэлектрических модулей с тонкой пленкой халькогенидов (3, 4)

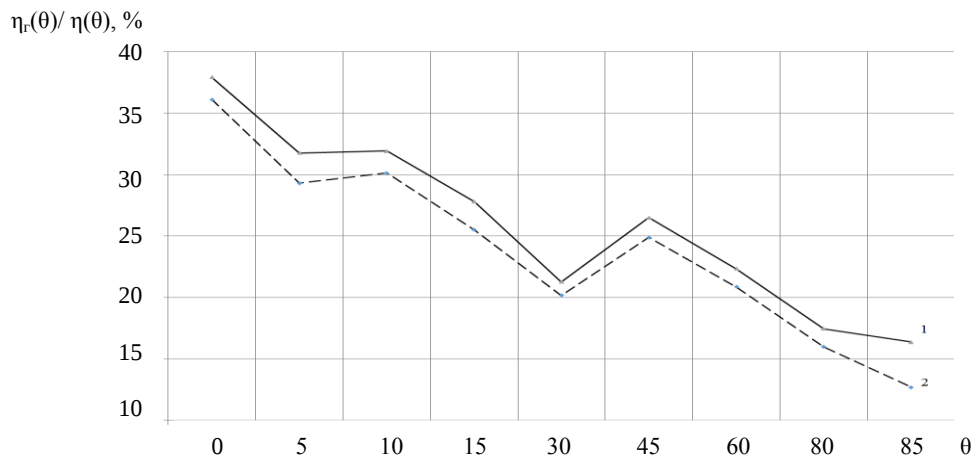


Рис. 4. Отношения эффективности функционирования в условиях антропогенно невозмущенной атмосферы с учетом городской дымки для кремниевых фотоэлектрических модулей (1) и фотоэлектрических модулей с тонкой пленкой халькогенидов (2)

Сравнение спектральных облучённостей СИ для фоновой модели атмосферы и атмосферы, возмущенной антропогенными выбросами, показывает, что антропогенные воздействия на атмосферу в условиях городской дымки занижают поток СИ на тепловоспринимающую поверхность в среднем на 24–30%, снижая эффективность работы СФЭУ. Более значительно оказывает влияние загрязнение облаков сажевым промышленным аэрозолем на облученность приемника СИ солнечной энергетической

© Проблемы энергетики, 2016, № 3-4

установки (СЭУ). Например, при толщине чистого облачного покрова $\tau_0=5$ рассеянное СИ, достигающее тепловоспринимающей поверхности, составляет 45% от потока СИ W_{Π} на внешней границе атмосферы, в то время как уменьшение вероятности выживания кванта до значения $\omega_0=0,98$, вследствие захвата частицами облака сажевого золя, приводит к снижению облученности СИ на тепловоспринимающей поверхности до значения 27% от W_{Π} . Снижение эффективности функционирования СФЭУ составит при этом 40%. В связи со значительным влиянием антропогенных возмущений на эффективность работы СЭУ их необходимо размещать за пределами городской черты. С увеличением оптической толщины облака снижается поток СИ на тепловоспринимающую поверхность и, следовательно, снижается эффективность функционирования СЭУ.

Выводы

1. Получены соотношения и исходная информация, необходимы для вычисления полного потока СИ, достигающего тепловоспринимающей поверхности преобразователя СЭУ, методом численного моделирования радиационного теплообмена, в том числе и в средах, подверженных сильным антропогенным и природным воздействиям.

2. Выполнены расчеты потоков СИ на тепловоспринимающую поверхность СЭУ для фоновой атмосферы и атмосферы, возмущенной сильными антропогенными воздействиями. Полученные результаты расчетов использованы для оценки влияния антропогенных возмущений на функционирование СФЭУ с различными фотоэлементами.

Summary

The modeling of complex systems, radiant heat transfer in anthropogenically disturbed the atmosphere, solar electric and thermal power plants are considered. The structural diagram of the simulation of solar radiation on the tributaries heat perceptive surface and solar thermal power plants is discussed. Calculations of the spectral intensities and flux of solar radiation are carried out taking into account the selectivity of the molecular absorption of the ingredients of the radiation of the gas phase of the atmosphere, scattering and absorption of radiation by atmospheric aerosols and clouds in view statistics of their distribution according to the station's location and time of year.

Key words: radiation heat transfer, solar radiation, solar thermal plants.

Литература

1. Виссарионов В.И., Дерюгина Г.В., Кузнецова В.Л., Малинин Н.К. Солнечная энергетика М.: Издательский дом МЭИ, 2008. 276 с.
2. Кондратьев К.Я., Москаленко Н.И., Федоров Ю.И. и др. Метод полуаналитического моделирования радиационных притоков коротковолновой радиации в вертикально-неоднородной поглощающей и рассеивающей атмосфере // ДАН. 1990. Т.315, №3. С. 580–583.
3. Кондратьев К.Я., Москаленко Н.И., Федоров Ю.И., Якупова Ф.С. Численное моделирование спектральных потоков коротковолновой радиации в облачной атмосфере // ДАН СССР. 1988. Т.299, №2. С. 333–336.
4. Кондратьев К.Я., Москаленко Н.И. Тепловое излучение планет. Л.: Гидрометеиздат, 1977. 264 с.
5. Кондратьев К.Я., Москаленко Н.И., Поздняков В.Д. Атмосферный аэрозоль. Л.: Гидрометеиздат, 1984. 224 с.
6. Москаленко Н.И., Сафиуллина Я.С., Хамидуллина М.С. (Садыкова М.С.) Моделирование радиационного теплообмена в средах, возмущенных сильными антропогенными и природными

воздействиями. I. Структурные и математические модели. // Известия высших учебных заведений. Проблемы энергетики. 2014. №3–4. С.26–35.

7. Онлайн калькулятор: Азимут и высота Солнца над горизонтом. [http://www.planetcalc.ru/320/\(17.03.12\)](http://www.planetcalc.ru/320/(17.03.12)).

8. Москаленко Н.И., Мирумянц С.О. Атлас спектров прозрачности по произвольно ориентированным трассам атмосферы. М: ЦНИИ и ТЭИ, 1979. 494с.

9. Кондратьев К.Я., Москаленко Н.И., Терзи В.Ф., Якупова Ф.С. Оптические характеристики для различных моделей облаков // Труды ГГО. 1982. Вып. 489. С.32–50.

10. Москаленко Н.И., Сафиуллина Я.С. Глобальное моделирование полей излучения и радиационного теплообмена // Международный научный журнал Альтернативная энергетика и экология. 2009. № 6. С.89–98.

11. Москаленко Н.И., Сафиуллина Я.С., Хамидуллина М.С. Моделирование радиационного теплообмена в средах, возмущенных сильными антропогенными и природными воздействиями. II. Пылевые и дымовые выносы в тропосферу. // Известия высших учебных заведений. Проблемы энергетики. 2014. №7–8. С.3–13.

12. Москаленко Н.И., Родионов Л.В., Хамидуллина М.С., Афанасьев И.А. Численное моделирование сложного радиационного теплообмена. // Известия высших учебных заведений. Проблемы энергетики. 2015. №1–2. С.33–43.

13. Кондратьев К.Я., Москаленко Н.И., Сафёрова Т.М. и др. Автоматизированная система моделирования оптических характеристик атмосферы на ЭВМ ЕС // ДАН СССР. Т.318, № 3. 1991. С.580–583.

14. Казаченко С.В. и др. Солнечная энергетика в Крыму. Симферополь, 2008. 201 с.

15. Москаленко Н.И., Сафиуллина Я.С., Хамидуллина М.С. (Садыкова М.С.) Зональное моделирование парникового эффекта атмосферы и антропогенных изменений климата. // Альтернативная энергетика и экология. 2014. №3(143). С. 48–59.

16. Харченко Н.М., Хрипунов Г.С., Ли Т.А. Оптимизация технологии «хлоридной» обработки тонких пленок халькогенидов кадмия. // ФИП. 2008. Т.6, №3–4. С.128–133.

17. www.mash-xx.info.ru.

Поступила в редакцию

16 февраля 2016 г.

Москаленко Николай Иванович – д-р физ.-мат. наук, профессор кафедры «Котельные установки и парогенераторы» (КУПГ) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ).

Хамидуллина Марьяна Салаватовна – аспирант 3-го года обучения кафедры «Котельные установки и парогенераторы» (КУПГ) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ). Тел: 8(904)6661125. E-mail: maryana1125@mail.ru.

Сафиуллина Яна Салаватовна – канд. техн. наук, кафедра «Котельные установки и парогенераторы» (КУПГ) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ).

РЕГУЛИРОВАНИЕ ВЫБРОСОВ ОКИСЛОВ АЗОТА ПРИ СЖИГАНИИ МАЗУТА В КОТЛАХ

М.А.ТАЙМАРОВ Н.Е. КУВШИНОВ, Д.Е. ЧИКЛЯЕВ, Е.Г. ЧИКЛЯЕВ

Казанский государственный энергетический университет

В данной статье рассматривается регулирование выбросов окислов азота при сжигании мазута в котлах. Дается сравнение выбросов при сжигании мазута с выбросами при сжигании топливного газа. Регулирование осуществляется посредством отключения или включения определенных горелок. Исследования проводились на Набережно – Челнинской ТЭЦ на котле ТГМ-84.

Ключевые слова: КПД, сжигание мазута, горелки, окислы азота, ТГМ-84Б, кислород, факел, смешанное топливо

Описание проблемы. Для котлов мощностью до 420 т/ч при сжигании мазута ПДК по массовой концентрации окислов азота NO_x в дымовых газах, при коэффициенте избытка воздуха $\alpha = 1,4$, не должно превышать 350 мг/м^3 . Нормируемой величиной для сжигания мазута является также массовый выброс NO_x на единицу тепловой энергии, равный $0,086 \text{ г/МДж}$, что в 2 раза выше по сравнению с выбросами при сжигании топливного газа.

При сжигании мазута, ввиду наличия сажистых частиц в пламени, падающие потоки от факела имеют гораздо более высокие значения по сравнению с газовым пламенем [1–3]. Поэтому исследование параметров, с помощью которых можно регулировать интенсивность образования окислов азота на стадии управления процессом горения, является актуальным. В данной работе представлены результаты исследования процессов регулирования образования окислов азота на котле ТГМ-84Б Набережно-Челнинской ТЭЦ при сжигании обводненного мазута. Методика выполнения экспериментов описана в работах [4–5].

Результаты исследования и их обсуждение. Во время экспериментов сжигался мазут с низшей теплотой сгорания в рабочей массе $9073,73 \text{ ккал/кг}$ с содержанием воды 5,2 %. Плотность мазута при 20°C составляла $0,991 \text{ г/см}^3$, температура вспышки равнялась 136°C , содержание серы составляло 2,55 %, вязкость в условных градусах при 80°C равнялась 16,93. Для поддержания температуры продуктов сгорания перед пароперегревателем в топке при проведении некоторых опытов сжигался топливный природный газ с низшей теплотой сгорания в рабочей массе $8028,14 \text{ ккал/м}^3$ и плотностью при 20°C равной $0,683 \text{ кг/м}^3$.

Погрешность измерений в опытах составляла для КПД $\pm 1,5\%$. Котлы ТГМ-84Б укомплектованы горелками типа ГМУ-45. Нумерация горелок по фронтальному экрану, характеристики направлений крутки воздуха показаны на рис. 1. Горелки 1–4 расположены на отметке высоты первого яруса 6,6 м, горелки 5–6 расположены на отметке высоты второго яруса 11,2 м. Крутка тангенциальных и осевых завихрителей воздуха является сходящейся с параметром тангенциальной крутки по номерам горелок 1–6 равной 1,049 (см. рис. 1). Параметр крутки осевых лопаточных завихрителей воздуха на всех горелках составлял 1,45.

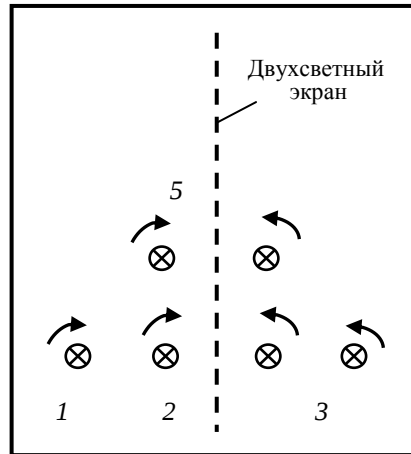


Рис. 1. Нумерация горелок на котлах ТГМ-84Б и направления крутки лопаточных завихрителей воздуха

На рис. 2 показаны опытные данные по выбросам окислов азота NO_x в зависимости от паропроизводительности D_k при сжигании мазута в котле ТГМ-84Б (станционный №4) при различном числе работающих горелок n .

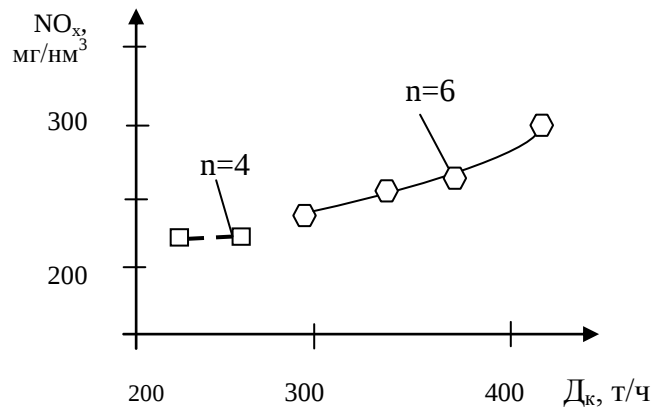


Рис. 2. Выбросы окислов азота NO_x в зависимости от паропроизводительности D_k при сжигании мазута в котле ТГМ-84Б при числе работающих горелок n

Для низких нагрузок D_k (см. рис. 2) в работу включены 4 горелки первого яруса (№№ 1–4), и выбросы окислов азота относительно невысокие. Для нагрузок 300 т/ч и выше включаются в работу дополнительно 2 горелки второго яруса (№№ 5–6) на отметке 11,2 м, и выбросы окислов азота резко возрастают вследствие повышения температуры в ядре факела, которая способствует образованию термических окислов азота. Поэтому работа котла на горелках первого яруса является предпочтительной для снижения выбросов окислов азота. В табл. 1 приведены технико-экономические показатели работы котла ТГМ-84Б (станционный №4) при выбросах окислов азота, показанных на рис. 2.

Как видно из табл. 1, рост паровой нагрузки котла сопровождается увеличением температуры уходящих газов и снижением содержания кислорода в уходящих газах. Это фактически незначительно сказывается на уменьшении КПД котла с ростом нагрузки. Поддержание высокой температуры уходящих газов необходимо для

предупреждения образования двуокиси серы и, в конечном итоге, предотвращения сернокислотной коррозии дымовой трубы, так как содержание серы в мазуте достаточно велико и составляет 2,55 % по массе. Потери теплоты с уходящими газами возрастают с ростом нагрузки и при 420 т/ч равны 6,84 %, что значительно выше по сравнению со сжиганием топливного газа, при котором потери равны в среднем 5,34 %.

Таблица 1

Технико-экономические показатели работы котла ТГМ-84Б
(станционный №4) при экспериментах, отраженных на рис. 2

Параметр	Значение					
Паровая нагрузка D_k , т/ч	220	260	300	340	380	420
Давление перегретого пара, МПа	140					
Температура перегретого пара, °С	560					
Температура питательной воды, °С	230					
Давление мазута перед горелками, МПа	1,7	2	1,4	2	2,4	2,8
Количество работающих горелок, шт.	4	4	6	6	6	6
Давление воздуха перед горелками, кг/м ²	80	100	78	97	140	202
Температура воздуха перед регенеративным воздухоподогревателем, °С	80	78	75	70	70	70
Температура газов за поворотной камерой, °С	560	568	582	595	622	702
Содержание кислорода в режимном сечении, %	2,5	2,2	2	1,6	1,6	1,6
Температура уходящих газов, °С	136	142	148	150	152	154
Разрежение вверху топки, кг/м ²	3,5	3,5	5	3	5	5
Потери тепла с уходящими газами, %	6,45	6,59	6,82	6,71	6,79	6,84
КПД котла brutto, %	92,83	92,79	92,61	92,81	92,76	92,75

На рис. 3 для котла ТГМ-84Б (станционный №4) показаны значения выбросов окислов азота NO_x при сжигании смешанного топлива по схеме: горелки № 2 и №3 – на мазуте, горелки №№ 1,4,5,6 – на газе. При паровой нагрузке 220 т/ч горелки №№ 5,6 второго яруса при работе на газе были отключены, то есть в работе находилось четыре горелки (n=4): две на газе (№№ 1 и 4) и две на мазуте (№№ 2 и 3).

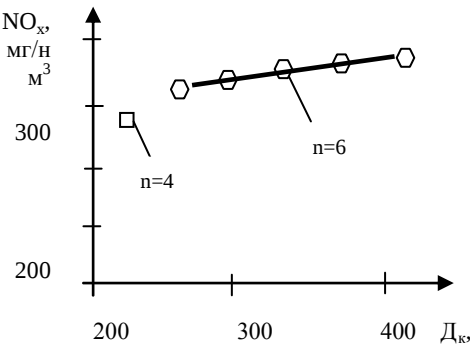


Рис. 3. Выбросы окислов азота при сжигании смешанного топлива по схеме: горелки №№ 2 и 3 – на мазуте, горелки №№ 1,4,5,6 – на газе в зависимости от нагрузки и числа работающих горелок n
При числе горелок n=6: две горелки №№ 2 и 3 первого яруса на отметке 6,6 м работали на мазуте, остальные №№ 1,4,5,6 – на газе (см. рис. 3), с ростом нагрузки

заметно увеличились выбросы окислов азота, по сравнению с числом горелок $n=4$. Сравнивая результаты рис. 2 и 3 можно сделать вывод, что повышение температуры в зоне горения, связанное со сжиганием топливного газа, способствует увеличению образования окислов азота при сжигании смешанного топлива.

При числе работающих горелок $n=4$ выбросы окислов азота значительно меньше, что связано не только с долей тепловыделения от сжигания газа, но и с долей воды, содержащейся в мазуте. В данном случае на газе работают 2 горелки, расположенные на первом ярусе, и повышения температуры в зоне факела от сгорания мазута не происходит, так как факелы горелок № 1 и № 4 преимущественно отдают теплоту экранным поверхностям нагрева. На испарение воды в мазуте также расходуется теплота. Включение в работу горелок №№ 5,6 второго яруса при работе на газе повышает температуру продуктов сгорания в факеле от горелок №№ 2,3 первого яруса, и происходит рост интенсивности образования окислов азота.

В табл. 2 приведены технико-экономические показатели по режимам работы котла ТГМ-84Б (станционный №4) при выбросах окислов азота, показанных на рис. 3.

Таблица 2

Технико-экономические показатели по режимам работы котла ТГМ-84Б
(станционный №4) при экспериментах, отраженных на рис. 3

Параметр	Значение					
Паровая нагрузка D_k , т/ч	220	260	300	340	380	420
Давление перегретого пара, МПа	140					
Температура перегретого пара, °С	560					
Температура питательной воды, °С	230					
Давление мазута перед горелками, МПа	1,2	1,4	1,7	2,1	2,6	3,1
Давление газа перед горелками, кГ/см ²	0,1	0,12	0,15	0,21	0,25	0,29
Расход газа на котел, тыс. м ³ /ч	2	3	4	6	8	10
Количество горелок на газе, шт.	2	4	4	4	4	4
Количество горелок на мазуте, шт.	2	2	2	2	2	2
Давление воздуха перед горелками, кГ/м ²	35	40	58	88	123	153
Температура воздуха перед регенеративным воздухоподогревателем, °С	75	75	75	70	70	70
Температура газов за поворотной камерой, °С	620	643	655	670	695	730
Содержание кислорода в режимном сечении, %	1,8	1,6	1,3	1,3	1,2	1,2
Температура уходящих газов, °С	140	144	149	150	152	155
Разрежение вверху топки, кГ/м ²	2	2	2	3	3	3
Потери тепла с уходящими газами, %	3,66	3,82	4,04	4,32	4,45	4,60
КПД котла брутто, %	95,57	95,53	95,40	95,19	95,10	95,01

Как видно из табл. 2, значения КПД при сжигании смешанного топлива значительно выше по сравнению со сжиганием в котле только одного топлива – мазута. Одной из причин низких значений выбросов окислов азота при сжигании мазута, как уже отмечено выше (см. рис. 2), является то, что мазут сжигался сильно обводненный с содержанием воды по массе 5,2 %. По регламенту допускается содержание воды по массе 3 %. Повышенное содержание воды способствовало снижению температуры в факеле и снижению выбросов окислов азота. Снижение содержания кислорода в режимном сечении до 1,2 % при нагрузке 420 т/ч при сжигании смешанного топлива позволяет получить высокие КПД – до 95,01 % – даже при высокой температуре уходящих газов, равной 155 °С.

Выводы:

1. Наибольшая эффективность при регулировании выбросов окислов азота при сжигании мазута в котлах может быть достигнута за счет применения в качестве топлива обводненного мазута. Основной недостаток этого метода – повышенное содержание кислорода в уходящих газах, что приводит к снижению КПД котла.

2. Для регулирования выбросов окислов азота при сжигании мазута в смеси с топливным газом для котлов ТГМ-84Б предпочтительным является режим с меньшим количеством горелок, работающих на топливном газе.

Summary

Dieser Artikel beschreibt die Regulierung von Emissionen von Stickstoffoxiden bei der Verbrennung von Heizöl in den Kesseln. Auch gibt es einen Vergleich der Heizölverbrennungsemissionen bei der Verbrennung von Brenngas. Die Verordnung ist durch Abschalten oder auf bestimmten Brennern drehen. Methoden der Ausführung wurde an der Küste durchgeführt - Chelny CHP Kessel TGM - 84.

Keywords: *Effizienz, brennende Ölbrenner, Stickoxide, TGM - 84B, Sauerstoff-Brenner, der gemischte Kraftstoff*

Литература

1. Таймаров М.А. Современные проблемы энергомашиностроения. - Казань : КГЭУ, 2004. 106 с.
2. Таймаров М.А., Чикляев Д.Е. Образование термических окислов азота при сжигании газа. // Вестник Казан. технол. ун-та. 2013. Т.16, № 23. С.73–75.
3. Таймаров М.А. Разработка методов снижения выбросов окислов азота котлами ТЭС. Казань: КГЭУ, 2013. 69 с.
4. Таймаров М.А. Лабораторный практикум по курсу «Котельные установки и парогенераторы». Казань: Казан. гос. энерг. ун-т, 2004. 107 с.
5. Таймаров М.А. Практические занятия на ТЭЦ. Казань: Казан. гос. энерг. ун-т. 2003. 64 с.
6. Таймаров М.А., Кувшинов Н.Е. Технология утилизации смол пиролиза и водяносмоляной эмульсии на ПАО «Казаньоргсинтез» // Вестник Казан. технол. ун-та. 2015. Т. 18, № 24.

Поступила в редакцию

25 апреля 2016 г.

Таймаров Михаил Александрович – д-р техн наук, профессор кафедры «Котельные установки и парогенераторы» (КУПГ) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ). Тел. 8(843)527-92-20. E-mail: Taimarovma@yandex.ru.

Кувшинов Никита Евгеньевич – магистрант кафедры «Котельные установки и парогенераторы» (КУПГ) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ). Тел. 8(927)442-83-83. E-mail: kuvshinovnikita@mail.ru.

Чикляев Дмитрий Евгеньевич – аспирант кафедры «Котельные установки и парогенераторы» (КУПГ) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ). Тел. 8(906)111-56-33.

Чикляев Евгений Геннадьевич – старший преподаватель кафедры «Физическое воспитание» Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ). Тел. 8(903)314-39-84.

ВЛИЯНИЕ МАЛОЙ РАСПРЕДЕЛЕННОЙ ГЕНЕРАЦИИ НА УРОВЕНЬ ОСТАТОЧНОГО НАПРЯЖЕНИЯ ПРИ КОРОТКИХ ЗАМЫКАНИЯХ

А.И. ФЕДОТОВ*, К.Р. БАХТЕЕВ*, А.В. ЛЕОНОВ**

*Казанский государственный энергетический университет

**АО «АК «Уралтранснефтепродукт», г. Уфа

В статье рассматриваются возможности малой распределенной генерации по обеспечению требуемого уровня остаточного напряжения на промышленных нагрузках при коротких замыканиях в системе электроснабжения. Определяется способность оборудования оставаться при таких возмущениях в работе с помощью математического моделирования.

Ключевые слова: математическое моделирование, электрические сети, малая генерация, остаточное напряжение, качество электроэнергии, провал напряжения.

Основной целью функционирования электроэнергетической отрасли является надежное и экономичное снабжение потребителей электрической энергией требуемого качества. Надежность электроснабжения потребителей является одной из характеристик эффективности электроэнергетической системы [1]. Перебои (особенно крупные) в электроснабжении по масштабам ущерба могут быть причислены к наиболее опасным видам бедствий, наносящим удар по национальной экономике и по благополучию людей. Особенно остро проблема надежности стоит перед промышленными предприятиями как основными потребителями электроэнергии с большим количеством электродвигательной нагрузки. Любые перебои в их энергоснабжении приводят к нарушениям технологических процессов. Для ряда производств ущерб от провалов напряжения, с учетом перезапуска технологических процессов, сопоставим с ущербом от длительных перерывов питания, в то время как частота возникновения провалов напряжения выше на несколько порядков [2–4]. Для отечественных систем электроснабжения ситуация усугубляется наличием большого количества физически и морально устаревшего основного оборудования и устройств защиты и автоматики, что ведет к увеличению частоты возникновения отказов и увеличению длительности провалов напряжения. Все это приводит к снижению показателей надежности систем электроснабжения и обуславливает необходимость поиска путей решения данной проблемы.

Кратковременные нарушения электроснабжения (КНЭ) в виде коротких замыканий (КЗ) оказывают особенно ощутимое влияние на непрерывные производственные процессы на химических, нефтеперерабатывающих, машиностроительных и других предприятиях со сложной технологической цепочкой выпуска продукции. Спецификой для ряда станций перекачки газа, нефти и нефтепродуктов можно считать наличие субабонентов [4, 5], которые получают питание от воздушных линий электропередачи на том же напряжении, что и система внутреннего электроснабжения. В результате последняя становится чувствительной к коротким замыканиям на воздушных линиях.

В последнее время широкое развитие получает малая распределенная генерация (МРГ) – малые генерирующие источники, подключаемые к распределительной

электрической сети. Особенно значительные успехи в этой области достигнуты ОАО «Газпром». Подключение устройств МРГ технически осуществимо для станций перекачки нефти за счет использования энергии попутного газа, а для станций перекачки нефтепродуктов – за счет использования части транспортируемых энергоносителей с соответствующей их оплатой. Ниже рассматривается влияние форсировки возбуждения синхронных генераторов (СГ), используемых в МРГ, на глубину провалов напряжения, вызываемых трехфазными короткими замыканиями на воздушных линиях электропередачи субабонентов, с целью оценки требований к кратности форсировки возбуждения устанавливаемых генераторов.

В этой связи разработана модель энергосистемы с МРГ в среде *MATLAB* [6] (рис. 1), схема замещения показана на рис 2.

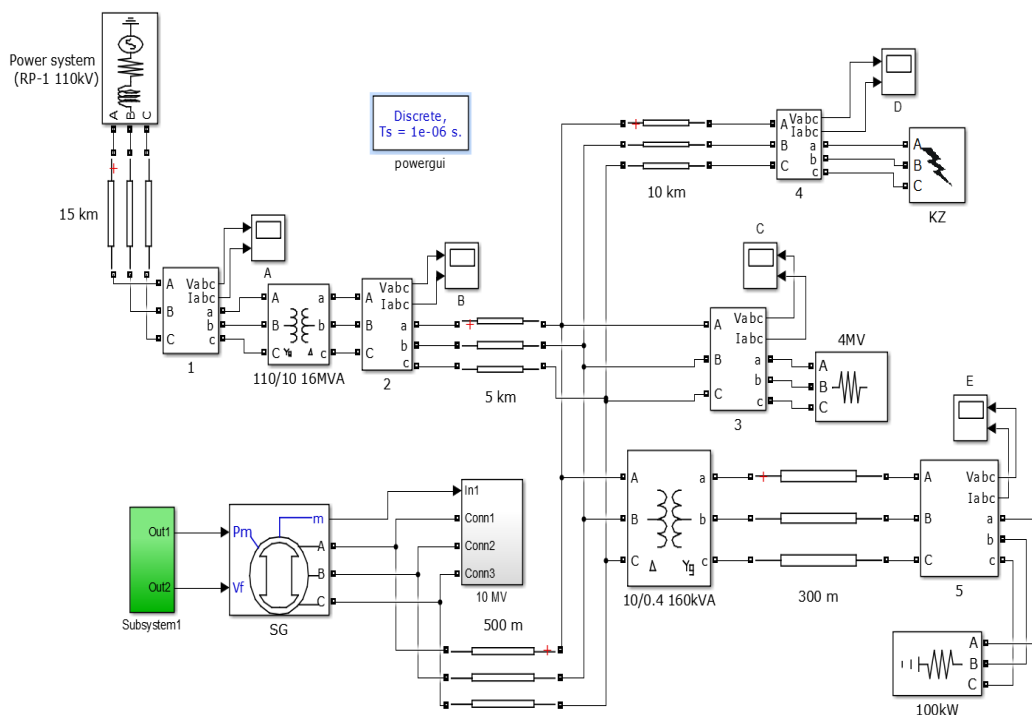


Рис. 1. Модель электрической сети с малой генерацией в среде *MATLAB*. (т. В – системообразующая подстанция), (т. С – крупный промышленный потребитель), (т. Е – население и приравненные к ним потребители)

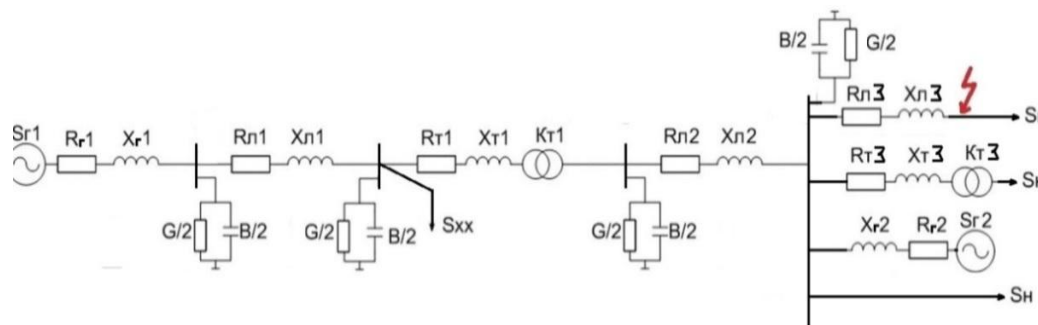


Рис. 2. Схема замещения моделируемой электрической сети

Данная модель позволяет оценить возможность влияния СГ на глубину провалов напряжения при КНЭ с учетом воздействия двух факторов: кратности форсировки возбуждения СГ и изменения мощности генератора.

Параметры схемы замещения следующие: система Sg1 имеет отношение $X/R=0,7/0,1$; длина линии Л1=15 км, линии Л2=5 км, расстояние до места КЗ на линии Л3 изменялось в пределах от 1 до 30 км. Удельные активные и индуктивные сопротивления прямой и нулевой последовательности линий: $X_{л10}=0,37$ Ом/км, $X_{л01}=1,57$ Ом/км, $R_{л0}=0,57$ Ом/км, $R_{л10}=0,72$ Ом/км. Поперечные проводимости линий, одинаково обозначенные на рис. 2 как В/2 и G/2 для линий Л1 и Л2, обнулялись при задании параметров линий на соответствующих элементах рис. 1. Параметры генератора Sg2: $X_d=1,805$ о.е., $X_q=0,474$ о.е., $X_d'=0,214$ о.е., $X_d''=0,101$ о.е. (на рис. 2 условно представлены индуктивным сопротивлением $X_{г2}$). Мощность генератора принималась равной 16 МВт и 8 МВт. Мощность нагрузки, рис. 2, $S_n=10$ МВт. Параметры трансформатора T1: $S_{ном}=25$ МВт, параметры первичной обмотки $U_1=110$ кВ, индуктивность рассеивания $L_1=0,08$ о.е., параметры вторичной обмотки: $U_2=10$ кВ, $L_2=0,08$ о.е.

КЗ производилось в месте, указанном на рис. 1, линия Л3, на разной удаленности от общих шин, на которых измерялся уровень остаточного напряжения. Защита от потери питания (ЗПП) улавливает характерные признаки в течение 0,02–0,04 с. В нашем примере время срабатывания форсировки составило 0,12 с (рис. 3).

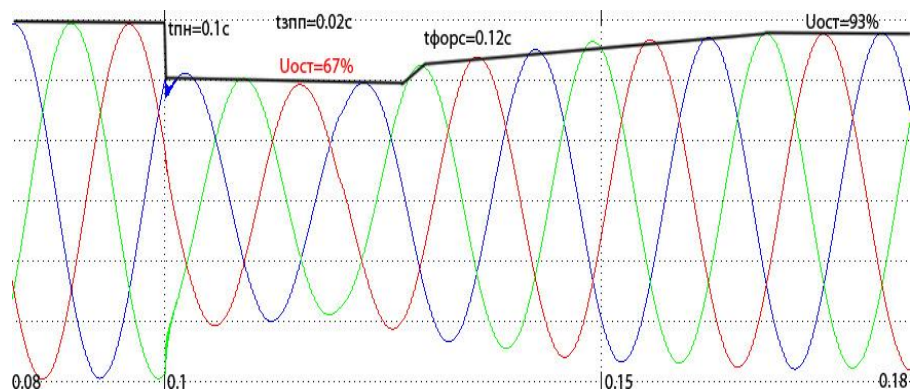


Рис. 3. Время срабатывания форсировки возбуждения

По результатам проведенного исследования при форсировке возбуждения СГ была выявлена зависимость остаточного напряжения от удаленности КЗ, результаты показаны на графике (рис. 4).

Как видно из графика, форсировка возбуждения СГ существенно сокращает граничную длину электропередачи [3, 4], т.е. ту зону электрической сети, внутри которой все КЗ приводят к глубине провала напряжения меньше технологически допустимого. Так, принимая, что остаточное напряжение на секции шин, от которых питается нагрузка, не должно быть ниже 0,8 о.е., получаем (рис. 4), что при отсутствии форсировки граничная длина электропередачи равна 22 км; при двукратной форсировке — 10,8 км; при трехкратной — 6,5 км. Тем самым количество КНЭ, приводящих к недопустимым провалам напряжения, в первом случае снижается в 2,04, во втором — в 3,38 раза.

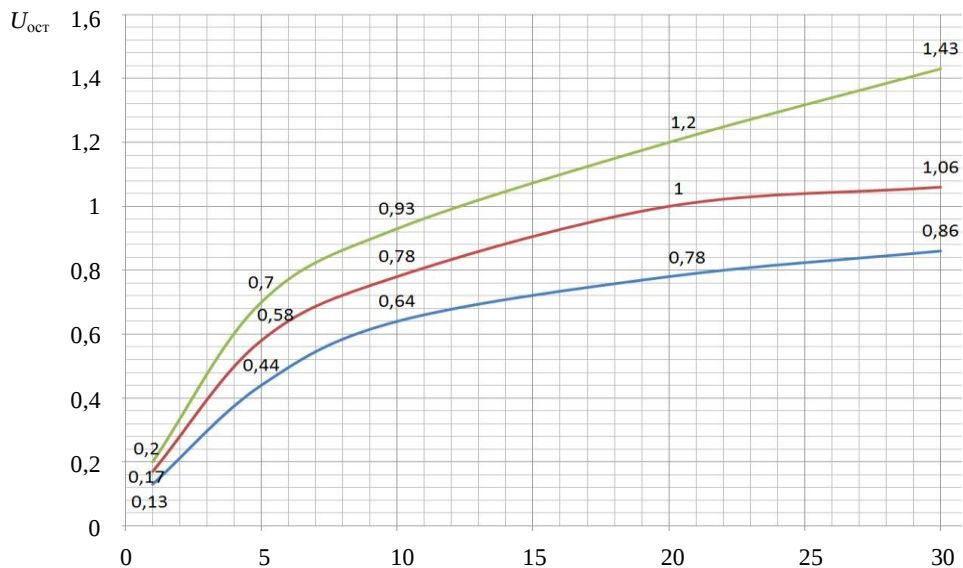


Рис. 4. Выявление граничной длины линии электропередачи в т.С:

— без форсировки; — с 2-кратной форсировкой; — с 3-кратной форсировкой

Вторым фактором, оказывающим влияние на провал напряжения, как уже отмечалось выше, является мощность СГ. Как показывают результаты моделирования, при КЗ на расстоянии 10 км, снижение мощности СГ в два раза при двукратной форсировке возбуждения приводит к уменьшению напряжения на 6%, а при трехкратной – на 4% (таблица).

Таблица

Уровень остаточного напряжения в зависимости от мощности СГ

Мощность генератора	16 МВт	8 МВт
Без форсировки возбуждения	0,64U _{ном}	0,51U _{ном}
С 2х кратной форсировкой	0,78U _{ном}	0,72U _{ном}
С 3х кратной форсировкой	0,93U _{ном}	0,89U _{ном}

В принятой модели системы электроснабжения при установке СГ мощностью 8 МВт из сети будет потребляться активная мощность; при установке СГ мощностью 16 МВт в сеть будет отдаваться избыточная мощность, но при этом возрастает уровень токов КЗ в системе внутреннего электроснабжения. Граничная длина для СГ меньшей мощности возрастает при двукратной форсировке до 14 км, а при трехкратной – до 7 км. Последнее обстоятельство очень важно: повышение кратности форсировки позволяет устанавливать СГ меньшей мощности при незначительном уменьшении граничной длины электропередачи.

Полученные результаты математического моделирования позволяют сделать следующие выводы:

1. Форсировка синхронного генератора эффективна при провалах напряжения. На повышение уровня остаточного напряжения оказывает влияние как мощность генератора, так и кратность форсировки возбуждения.

2. Выбор номинальных параметров генераторов системы внутреннего электроснабжения целесообразно производить в координации с требованием по ограничению глубины провала напряжения.

Статья подготовлена в процессе выполнения НИР «Методы повышения надежности электроснабжения и качества электроэнергии в распределительных электрических сетях», задание № 2014/448 на выполнение государственных работ в сфере научной деятельности в рамках базовой части государственного задания Минобрнауки России.

Литература

1. Калявин В.П. Надежность и диагностика элементов электроустановок: учебное пособие для вузов / В.П.Калявин, Л.М. Рыбаков. СПб.: Элмор, 2009. 331 с. Концепция обеспечения надёжности в электроэнергетике. /Воропай Н. И., Ковалёв Г. Ф., Кучеров Ю. Н. и др. М.: ООО ИД «ЭНЕРГИЯ», 2013. 212 с.
2. GorV., PovhD., YichuanLu, LerchE., RetzmannD., SadekK., ThummG.. SCCL-A new type of FACTS based short-circuit current limiter for application in high voltage systems. CIGRE session 2004, paper B4-209.
3. Абдуллазянов Э.Ю., Леонов А.В. Оценка воздействия на потребителей провалов напряжения с учетом переходных процессов // Известия вузов. Проблемы энергетики. 2010. №5-6. С. 65–70.
4. Абдуллазянов Э.Ю., Забелкин Б.А., Федотов А.И. Электроснабжение предприятий с непрерывным технологическим циклом производства / Материалы Всерос. науч.-техн. конф. «Электроэнергия: от получения и распределения до эффективного использования». Томск, 2008. С. 123–125.
5. Федотов А.И., Кузнецов А.В. Экспериментальные исследования резистивного заземления нейтрали в системе электроснабжения станций нефтепродуктоперекачки // Известия вузов. Проблемы энергетики. 2005. №7-8. С. 75–81.
6. Черных И.В. Моделирование электротехнических устройств в MATLAB, Sim Power Systems и Simulink. 1-е издание. 2007. 288 с. ISBN 978-5-388-00020-0.

Поступила в редакцию

01 апреля 2016 г.

Федотов Александр Иванович – д-р техн. наук, профессор кафедры «Электроэнергетические системы и сети» (ЭСиС) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ). E-mail: fed.ai@mail.ru.

Бахтеев Камиль Равилович – аспирант кафедры «Электроэнергетические системы и сети» (ЭСиС) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ). E-mail: kam1609@mail.ru.

Леонов Александр Владимирович – инженер АО «АК «Уралтранснефтепродукт», г. Уфа. E-mail: 67leonov@mail.ru.

ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЕ, МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОЕ И ХИМИЧЕСКОЕ МАШИНОСТРОЕНИЕ

УДК 621.039.22

МЕТОДИКА РАСЧЕТА ПОКАЗАТЕЛЕЙ НАДЕЖНОСТИ КОТЛА-УТИЛИЗАТОРА ПГУ

АНКУДИНОВА М.С., ЛАРИН Е.А., САНДАЛОВА Л.А

Саратовский государственный технический университет имени Гагарина Ю.А.

Предложена вероятностная модель расчета показателей надежности котла-утилизатора парогазовых установок, выполненных по сложным схемам. В основу методики положен анализ термонапряженного состояния металла поверхностей нагрева и служебных характеристик материалов. Оценка безотказности проведена исходя из условия непревышения действующими напряжениями их предельных значений. Выявлено влияние конструктивных характеристик котла-утилизатора на его безотказность. Методические положения расчета показателей надежности котла-утилизатора ПГУ могут быть использованы при выборе рациональных схем и оптимизации параметров ПГУ.

Ключевые слова: парогазовая установка, котел-утилизатор, вероятностная модель, безотказность, аварийность, коэффициент запаса, коэффициент готовности.

Введение. Системная эффективность бинарных парогазовых установок (ПГУ) определяется их термодинамической и топливной эффективностью при комбинированной выработке электрической и тепловой энергии, показателями надежности и маневренности в соответствии с требованиями энергосистем. Термодинамическое совершенствование циклов ПГУ связано с повышением температуры газа перед газовой турбиной (до 1600–1700°С), начальных параметров пара (вплоть до суперсверхкритических), приближением изобары отвода теплоты в газотурбинном цикле к изобаре подвода теплоты в паротурбинном цикле [1, 2]. Последнее обеспечивается применением котлов-утилизаторов (КУ) с двумя и тремя уровнями давления генерируемого пара. Повышение термодинамической эффективности циклов ПГУ приводит к усложнению тепловых схем установок и обуславливает снижение надежности работы ПГУ в системах теплоэнергоснабжения.

На рис. 1 показаны принципиальная тепловая схема теплофикационной ПГУ с тремя уровнями давления генерируемого пара и TQ-диаграмма КУ, выполненного по различным схемам. Опыт эксплуатации существующих ПГУ [2, 5] показал, что одним из наиболее уязвимых, с точки зрения безотказности, элементов установки является

© М.С. Анкудинова, Е.А. Ларин, Л.А. Сандалова

Проблемы энергетики, 2016, № 3-4

КУ. Это связано со специфическими условиями его эксплуатации (КУ работает в условиях повышенных температур газа и давлений пара, частых пусков и остановов и др.), особенностями генерации пара, в частности, в испарительных поверхностях нагрева, а также его конструктивными особенностями. Все это требует разработки методов расчета показателей надежности КУ и ПГУ в целом.

Методика исследования. Управление надежностью при проектировании КУ с целью оптимизации конструктивных, технологических, схемных и эксплуатационных решений требует разработки моделей и методов расчета единичных и комплексных показателей надежности (ПН) его элементов, в основу которых положено математическое описание и сравнение действующих напряжений с их предельными значениями. Широко применяемые детерминированные методы расчета ПН элементов КУ [5, 7], основанные на расчете абсолютных или относительных запасов прочности, не учитывают ряда реальных эксплуатационных факторов. В действительных условиях эксплуатации значения служебных характеристик металла (предел длительной прочности, предел усталости и др.) и действующих (растягивающих, изгибных, кручения, термических и др.) напряжений являются случайными величинами [3, 9]. Поэтому расчет ПН элементов КУ: пароперегревателя высокого, среднего и низкого давления (ППВД, ППСД, ППНД); испарителя высокого, среднего и низкого давления (ИВД, ИСД, ИНД); экономайзера высокого и среднего давления (ЭВД, ЭСД) котла-утилизатора; газового подогревателя конденсата (ГПК); водоводяного теплообменника (ВВТО); конденсатора пара уплотнений (КПУ); эжектора уплотнений (ЭЖ); охладителя конденсата (ОК) – должен базироваться на основе вероятностных методов, позволяющих учесть статистическое рассеяние характеристик прочности и нагруженности с использованием теории случайных величин и случайных функций.

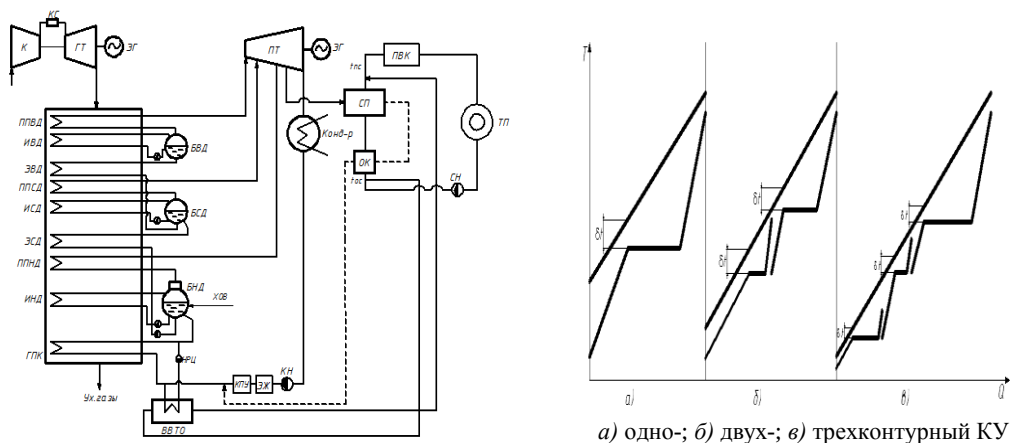


Рис. 1. Принципиальная тепловая схема теплофикационной ПГУ с трехконтурным КУ и TQ-диаграммы процесса генерации пара в одно-, двух- и трехконтурном КУ

Надежность КУ парогазовых установок определяется:

- термонапряженным состоянием трубного пучка, температурный режим которого зависит от параметров теплоносителя, конструктивных особенностей КУ, конструктивных материалов, режимов эксплуатации и ряда других факторов;
- в испарительной зоне КУ возникают пульсации температур, вызванные особенностями генерации пара и нестационарностью расходов, давлений и температур теплоносителей. Одним из наиболее опасных, с точки зрения разрушения, является зона кризиса теплообмена КУ на участке, где степень сухости влажного пара

составляет около 0,8. Причиной пульсаций температуры стенки труб КУ является изменение локальных коэффициентов теплоотдачи в зоне кризиса теплообмена из-за высыхания микроплёнки жидкости на внутренней образующей труб испарительной части. Пульсации температур вызывают соответствующие пульсации термических напряжений, которые, суммируясь со стационарными напряжениями, снижают надежность КУ.

В соответствии с феноменологическим подходом к расчету надежности КУ [3] в основу вероятностной математической модели расчета безотказности элементов КУ положено следующее:

- КУ делится на зоны, каждая из которых вносит свой вклад в вероятность отказа. При этом экономайзерная зона содержит четыре участка, испарительная имеет участки развитого кипения и ухудшенного теплообмена, пароперегревательная зона разделена на два участка;

- действующие напряжения являются случайными величинами, разброс значений которых относительно математического ожидания определяется глобальными и локальными факторами. Глобальные неопределённости характерны для всех зон КУ. Локальные неопределённости статистически независимы, поэтому для получения общего закона распределения случайной величины напряжений используются свёртки дифференциальных функций распределения;

- служебные характеристики применяемых материалов являются случайными величинами, распределёнными по какому-либо вероятностному закону;

- оценка безотказности проводится из условия определения вероятности превышения действующих напряжений над допустимыми значениями на каждом расчётном участке.

Под безотказностью следует понимать вероятность превышения величиной нагружения $X(t) = \{x_1, ..., x_i, ..., x_j, t\}$ величины предела прочности $Y(t) = \{y_1, ..., y_i, ..., y_j, t\}$, то есть попадания случайной функции работоспособности (ФР) $Z(t) = X(t) - Y(t)$ в область отрицательных значений. Значения аргументов функции $X(t)$ и $Y(t)$ в общем случае определяются их номинальными значениями x_i^H и y_j^H . Если в КУ выделено $m(m \in 1, \hat{m})$ зон, а безотказность каждой из них характеризуется $n(n \in 1, \hat{n})$ ФР, то условие безотказности запишется в виде

$$Z_{n,m}(t) = \{\min[Y_{nk}(t) - X_{nk}(t)]\}_m > 0, m \in 1, \hat{m}; n \in 1, \hat{n}, \quad (1)$$

где k – количество анализируемых участков выделенных зон КУ.

Таким образом, функция работоспособности $Z_{n,m}(t)$ является случайной функцией, колеблющейся около некоторого случайного стационарного значения $Z_{n,m}^{cm}(t)$ с математическим ожиданием $M(Z_{n,m}^{cm}(t))$ и дисперсией D_Z , определяемым по формулам:

$$M(Z_{n,m}^{cm}(t)) = M(X_{n,m}(t)) - M(Y_{n,m}(t)), \quad (2)$$

где $M(X_{n,m}(t))$, $M(Y_{n,m}(t))$ – соответственно математические ожидания величин нагружения и прочности в момент времени t ;

$$D_Z = S_Z^2 = (S_Z^I)^2 + (S_Z^{\Gamma})^2, \quad (3)$$

где S_Z^I , S_Z^{Γ} – средние квадратические отклонения ФР, определяемые [3, 6] по формуле

$$S_Z^{II(\Gamma)} = \sqrt{\sum_{i=1}^i \left(\frac{\partial Z_{n,m}(t)}{\partial x_i}\right)^2 [S_i^{II(\Gamma)}]^2 + \sum_{j=1}^j \left(\frac{\partial Z_{n,m}(t)}{\partial y_j}\right)^2 [S_j^{II(\Gamma)}]^2}, \quad (4)$$

где $S_i^{II(\Gamma)}, S_j^{II(\Gamma)}$ – средние квадратические отклонения аргументов x_i и y_j от их номинальных значений x_j^H и y_j^H , которые определяются коэффициентами вариации.

Случайные колебания ФР $Z_{n,m}(t)$ около $Z_{n,m}^{cm}(t)$ определяются стационарными случайными функциями изменения расхода $\partial G(t)$, давления $\partial P(t)$, температуры $\partial T(t)$ и описываются нормальным законом распределения [7]:

$$F\left\{\frac{Z_{n,m}(t)}{Z_{n,m}^{cm}(t)}\right\} = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \cdot \tilde{S}_Z} \exp\left\{-\frac{(Z_{n,m}(t) - Z_{n,m}^{cm})^2}{2\tilde{S}_Z^2}\right\}, \quad (5)$$

где $\tilde{S}_Z^2 = (\tilde{S}_Z^{II})^2 + (\tilde{S}_Z^{\Gamma})^2$, $\tilde{S}_Z^{II}$, $\tilde{S}_Z^{\Gamma}$ – средние квадратические отклонения ФР $Z_{n,m}(t)$, рассчитываемые аналогично (4) [3, 8].

В общем случае, когда несколько ФР определяют безотказность, то есть при $\hat{n} > 1$, вероятность безотказной работы запишется в виде

$$P(t) = P\{Z_{n,m}(t) > 0\}_m, \quad m \in 1, \hat{m}. \quad (6)$$

Если ФР $Z_{n,m}(t)$ независимы, то

$$P(t) = \prod_{m=1}^{\hat{m}} \prod_{n=1}^{\hat{n}} P_{nm}\{Z_{n,m}(t) > 0\}. \quad (7)$$

Величину $P_{nm}\{Z_{n,m}(t) > 0\}$ определим по формуле [3, 8]

$$P_{nm}\{Z_{n,m}(t) > 0\} = P\{Z_{n,m}^{cm}(t) > 0\} \cdot P_{nm}(t) = P\{Z_{n,m}^{cm}(t) > 0\} \exp\{-\nu_{n,m}t\}, \quad (8)$$

где величина $P\{Z_{n,m}^{cm}(t) > 0\}$ характеризует вероятность того, что случайная величина действующего напряжения не превысит допустимых значений за период времени t , а величина $P_{nm}(t) = \exp\{-\nu_{n,m}t\}$ соответствует вероятности отсутствия выброса случайной ФР $Z_{n,m}(t)$ в отрицательную область значений в течение периода времени t . Средняя частота выброса ФР $Z_{n,m}(t)$ в область $Z_{n,m}(t) < 0$, в соответствии с [8], равна

$$\nu_{n,m} = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \cdot \tilde{S}_Z} \cdot S_{nm} \exp\left\{-\frac{[Z_{n,m}(t)]^2}{2\tilde{S}_Z^2}\right\}, \quad (9)$$

где S_{nm} – среднее квадратическое отклонение скорости изменения ФР $Z_{n,m}(t)$, определяемое по автокорреляционной функции случайного процесса $Z_{n,m}(t)$.

Для расчёта первого сомножителя в формуле (8) представим стационарные напряжения на любом выделенном участке КУ случайной величиной с математическим ожиданием $M(\sigma)$ и дисперсией S_σ^2 . Величина $M(\sigma)$ определяется перепадом давлений теплоносителей и температур на стенке и рассчитывается [3, 8] по формуле

$$M(\sigma) = \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{(\sigma_\Gamma - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_\Gamma)^2}, \quad (10)$$

где составляющие напряжений от стационарного перепада температур определяются как

$$\sigma_{\Gamma}^1 = 0; \sigma_{\theta}^1 = \sigma_z^1 = \frac{\alpha E}{1-\nu} \frac{qr_1}{\lambda} \ln \delta \left(\frac{1}{1-\delta^{-2}} - \frac{1}{2 \ln \delta} \right), \quad (11)$$

а составляющие напряжений, обусловленные давлением теплоносителей, рассчитываются по формулам:

$$\sigma_{\Gamma}'' = -P_1; \sigma_{\theta}'' = \frac{\delta^2 + 1}{\delta^2 - 1} P_1 - \frac{2\delta}{r_1(\delta^2 - 1)} P_2, \quad (12)$$

где E – модуль Юнга; α – коэффициент линейного расширения; ν – коэффициент Пуассона; q – тепловой поток; λ – коэффициент теплопроводности; $\delta = r_2 / r_1$, r_1 – внешний и внутренний диаметр трубки участка КУ; P_1, P_2 – давления теплоносителей.

Дисперсия стационарных напряжений S_{σ}^2 определяется коэффициентом вариации $v_{\sigma} = S_{\sigma} / M(\sigma)$, значение которого находится в пределах 0,05...0,15 [3, 6].

Вероятность того, что для m -го участка КУ (опуская индекс m) действующие напряжения $\sigma(t)$ превысят допустимые $\bar{\sigma}(t)$, то есть $Z(t) \geq 0$, определится как [8]

$$F[\sigma(t) > \bar{\sigma}(t)] = \iint f(\sigma, \bar{\sigma}, t) d\sigma d\bar{\sigma}, \quad (13)$$

где $f(\sigma, \bar{\sigma}, t)$ – совместная дифференциальная функция распределения вероятностей приведённых напряжений и длительной прочности.

Используя условие работоспособности $\xi(t) = \sigma(t) - \bar{\sigma}(t) < 0$ для определения областей интегрирования (13), получим

$$P\{\sigma(t) < \bar{\sigma}(t)\} = 1 - F[\xi(t)] = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\xi + \bar{\sigma}} f(\sigma, \bar{\sigma}, t) d\sigma d\bar{\sigma}, \quad (14)$$

В случае, если величины σ и $\bar{\sigma}$ распределены по нормальным законам, решение (14) запишется в виде

$$P\{\sigma < \bar{\sigma}, t\} = 0,5 - \Phi \left[\frac{M(\sigma(t)) - M(\bar{\sigma}(t))}{\sqrt{S_{\sigma}^2(t) + S_{\bar{\sigma}}^2(t)}} \right], \quad (15)$$

где $\Phi[\beta]$ – табулированная функция Лапласа; $M(\sigma(t)), M(\bar{\sigma}(t)), S_{\sigma}^2(t), S_{\bar{\sigma}}^2(t)$ – соответственно математические ожидания и дисперсии действующих стационарных и предельных напряжений в момент времени t .

Расчетно-теоретическими исследованиями установлено влияние сочетаний законов распределения случайных величин действующих напряжений и их предельных значений на вероятность отказа (рис. 2). При значениях коэффициентов запаса 1,7–1,8 и более (т.е. на «хвостах распределений» – малых значений вероятностей отказа) значения безотказности при различных сочетаниях законов распределений достаточно близки. При этом наиболее консервативная оценка безотказности соответствует сочетанию нормальных законов распределения.

С использованием разработанных методических положений проведена оценка влияния величины $K_{\text{зап}}$ и дисперсий случайных величин действующих и предельных напряжений на величину вероятности отказа элемента.

Пользуясь квантилем функции нормального распределения u_p и коэффициентом запаса, рассчитываемым как $K_{\text{зап}} = \bar{\sigma}/\sigma$, получим [3,6]

$$u_p = (1 - K_{\text{зап}}) \left[(K_{\text{зап}} v_{\sigma} + v_{\bar{\sigma}})^2 + 2K_{\text{зап}} v_{\sigma} v_{\bar{\sigma}} \right], \quad (16)$$

где v_{σ} , $v_{\bar{\sigma}}$ – соответственно, коэффициенты вариации действующих напряжений и допустимых значений.

На рис. 3 показано изменение вероятности отказа $q=(1-P)$ элемента, например, выходного пакета пароперегревателя КУ, в зависимости от величины коэффициента запаса $K_{\text{зап}}$ и дисперсии действующих напряжений и их предельных значений.

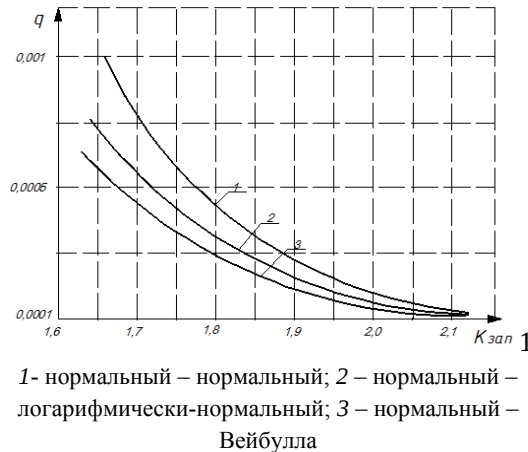


Рис. 2. Влияние коэффициента запаса на вероятность отказа для различных сочетаний законов распределения случайных величин действующих и их предельных значений при $v=0,1$

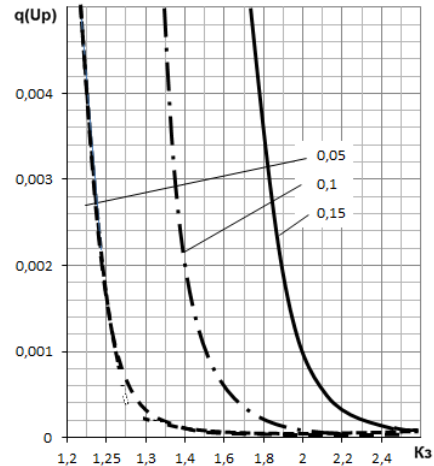


Рис. 3. Влияние коэффициента запаса $K_{\text{зап}}$ на вероятность отказа элемента

Из рис. 3 следует, что, например, при значении $K_{\text{зап}} = 1,8$ увеличение величины коэффициента вариации $v_{\sigma} = S_{\sigma} / M(\sigma)$ от 0,05 до 0,15 приводит к росту величины q на порядок. Это свидетельствует о необходимости тщательного обоснования величины v_{σ} .

Наряду со стационарными напряжениями трубный пучок испарительной зоны КУ испытывает переменные температурные напряжения [10], обусловленные пульсациями температур. Наибольший размах температурных пульсаций достигается в зоне кризиса кипения (степень сухости влажного пара около 0,8). Максимальное значение температурных пульсаций не превышает значения $\Delta t_{\text{max}} = t_{\Gamma} - t_s$, где t_{Γ} – температура греющей среды (продуктов сгорания после газовой турбины ПГУ) в соответствующей зоне КУ; t_s – температура насыщения. Размах температурных пульсаций определяется условиями теплопередачи и рассчитывается по формуле

$$\Delta t_{\Pi} = \frac{\Delta t_{\text{max}} (\alpha_2^* - \alpha_2) (R_1 + R_{\text{CT}})}{1 + (\alpha_2^* + \alpha_2) (R_1 + R_{\text{CT}}) + \alpha_2^* \alpha_2 (R_1 + R_{\text{CT}})^2}, \quad (17)$$

где α_2^* , α_2 – коэффициенты теплоотдачи при ухудшенном теплообмене и режиме развитого кипения; R_1 , $R_{\text{ст}}$ – термические сопротивления теплоотдачи от газа к стенке и стенки.

Так как величина $\Delta t_{\text{II}} < \Delta t_{\text{max}}$, то амплитуда температурных напряжений $\sigma_a < \sigma_a^{\text{max}}$, значения которых [3, 10] определяются как

$$\sigma_a = \frac{\alpha E}{1-\nu} \frac{\Delta t_{\text{II}}}{2}; \quad \sigma_{\text{max}} = \frac{\alpha E}{1-\nu} \frac{\Delta t_{\text{max}}}{2}. \quad (18)$$

Учитывая, что $0 < \sigma_a < \sigma_a^{\text{max}}$, можно считать, что случайная величина σ_a распределена по усечённому слева закону Рэлея [3, 8]:

$$f(\sigma_a) = \frac{\varepsilon \sigma_a}{S_{\sigma_a}^2} \exp\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_a}{S_{\sigma_a}}\right)^2\right], \quad (19)$$

где $\varepsilon = [1 - \exp(-\sigma_{a\text{max}}^2 / 2S_{\sigma_a}^2)]_{\sigma_{a\text{max}}}$ – параметр усечения, определяемый из условия

нормировки
$$\int_0^{\sigma_{a\text{max}}} f(\sigma_a) d\sigma_a = 1.$$

Анализ температурных напряжений в испарительной зоне КУ показал, что максимальное значение размаха температурных пульсаций при противотоке значительно выше, чем при прямотоке, что приводит к снижению вероятности безотказной работы рассматриваемой зоны КУ. Поэтому в испарительных поверхностях нагрева КУ целесообразно применять прямоточное движение теплоносителей.

При работе металла труб КУ в условиях циклического изменения действующих температурных напряжений, воздействия коррозии и высоких температур воспользуемся наиболее общим выражением кривой усталости в виде [3,7]

$$N = \begin{cases} N_1(\sigma_{-1} / \sigma_{\Sigma})^{m_1} & \text{при } \sigma_{\Sigma} \geq \sigma_{-1}; \\ N_1(\sigma_{-1} / \sigma_{\Sigma})^{m_2} & \text{при } \sigma_{\Sigma} < \sigma_{-1}, \end{cases} \quad (20)$$

где σ_{Σ} – эквивалентная амплитуда напряжений, приведённая к симметричному циклу, вычисляемая по формуле $\sigma_{\Sigma} = \sigma_a + \psi \bar{\sigma}$; ψ – коэффициент влияния асимметрии цикла на эквивалентную амплитуду напряжений, $\psi = 0,03 \dots 0,3$ [3,7]; σ_{-1} – предел выносливости; N_1 – база испытаний; m_1 , m_2 – постоянные показатели степени.

Расчёт на усталость проводится исходя из сравнения эквивалентной амплитуды σ_{Σ} , приведенной к симметричному циклу, с пределом выносливости σ_{-1} или путём сравнения рабочих амплитуд напряжений σ_a с предельными значениями. Воспользуемся вторым подходом. При этом предельная амплитуда напряжений определится как $\sigma_{\text{ад}} = \sigma_{-1} + \psi \bar{\sigma}$. Приняв величины σ_{-1} и $\bar{\sigma}$ случайными и распределёнными по нормальным законам, параметры распределения предельной амплитуды напряжений определяются как

$$M(\sigma_{\text{ад}}) = M(\sigma_{-1}) + \psi M(\bar{\sigma}); S_{\sigma_{\text{ад}}}^2 = [S_{\sigma_{-1}}^2 - \psi^2 S_{\bar{\sigma}}^2], \quad (21)$$

где $M(\sigma_{-1})$, $M(\bar{\sigma})$, $S_{\sigma_{-1}}^2$, $S_{\bar{\sigma}}^2$ – соответственно математические ожидания и дисперсии соответствующих случайных величин.

Расчёт вероятности безотказной работы при циклическом изменении температур и напряжений в зоне кризиса теплообмена испарительной части КУ сводится к определению вероятности непревышения амплитуды температурных напряжений σ_a допустимых значений $\sigma_{ад}$. Для получения этой вероятности проинтегрируем плотность вероятности совместной функции распределения случайных величин σ_a и $\sigma_{ад}$, по областям их изменения, определяемым неравенствами $-\infty < \sigma_{ад} < \sigma_{a \max}$ и $\sigma_{ад} < \sigma_a < \sigma_{a \max}$:

$$P\{\sigma_a < \sigma_{ад}\} = \int_{-\infty}^{\sigma_{a \max}} f(\sigma_{ад}) \left[\int_{\sigma_{ад}}^{\sigma_{a \max}} f(\sigma_a) d\sigma_{ад} \right]. \quad (22)$$

Подставив (21) в (22), принимая законы распределения $\sigma_{ад}$ и σ_a нормальными, и выполнив интегрирование, после несложных преобразований получим выражение для расчёта вероятности безотказной работы в виде

$$P(\sigma_a < \sigma_{ад}) = \varepsilon \left\{ \exp \left[-0,5 \frac{M(\sigma_{ад})^2 \cdot \delta}{S_{\sigma_{ад}}^2 + S_{\sigma_a}^2} (1 - \delta) \right] S_{\sigma_a} \times \right. \\ \left. \times \Phi \left[\frac{M(\sigma_a) - \delta M(\sigma_{ад})}{S_{\sigma_{ад}} S_{\sigma_a}} \right] - \Phi \left[\frac{M(\sigma_{a \max}) - M(\sigma_{ад})}{S_{\sigma_a}} \right] \right\}, \quad (23)$$

где $\delta = S_{\sigma_a}^2 / (S_{\sigma_a}^2 + S_{\sigma_{ад}}^2)$.

Учитывая вклад каждой зоны КУ в общую безотказность, вероятность безотказной работы КУ определится как

$$P(t) = \prod_{m=1}^{\hat{m}} \{P(\sigma < \bar{\sigma}, t) P(\sigma_a < \sigma_{ад}, t)\}_m, \quad (24)$$

где m – количество выделенных зон в КУ.

Разработанный вероятностный подход к расчету безотказности КУ позволяет выявить влияние термодинамических параметров рабочих тел ПГУ и конструктивных характеристик КУ на его показатели надежности.

Основные результаты

Работоспособность данной методики была апробирована на примере расчета безотказности горизонтального КУ ПГУ мощностью 110 МВт на базе ГТУ PG6111FA фирмы GE мощностью 77 МВт со следующими характеристиками: степень повышения давления в компрессоре 15,8; расход воздуха через компрессор 203,3 кг/с; температура продуктов сгорания после турбины 600°C. В качестве паровой турбины принята турбина типа Т-25/33-7,6/0,12 ОАО «Калужский турбинный завод» с параметрами свежего пара высокого давления 7,62 МПа и 531 °C. Для определения единичных и комплексных ПН КУ решена задача расчета его конструктивных и компоновочных характеристик с использованием разработанного программного комплекса [9]. При разработке математической модели расчета конструктивных характеристик КУ приняты оребренные поверхности нагрева с высотой ребра 22 мм, шагом ребер 2 мм, диаметром труб экономайзерной зоны 32 мм, испарительной и пароперегревательной

зон – 38 мм с толщиной стенки 3 мм. Экономайзер и испаритель выполнены из Ст.20, пароперегреватель – из стали 12Х1МФ. Результаты расчетов конструктивных характеристик КУ приведены в таблице.

Таблица

Результаты расчета одно-, двух- и трехконтурного горизонтального КУ

Элемент		Средний температурный напор, К	Коэффициент теплопередачи, Вт/м ² ·К	Тепловая мощность, МВт	Площадь теплообменной поверхности, м ²	Температурные напряжения (прямоток), МПа	Коэффициент запаса по длительной прочности	P(=2·10 ⁵), ч
Трехконтурный КУ								
ППВД	пр.	104,7	19,87	23,47	11 282	-	1,36	0,9839
	гиб						1,09	0,7481
ИВД	пр.	73,55	22,10	45,58	28 042	42,51	1,72	0,9998
	гиб						1,48	0,9967
ЭВД	пр.	19,63	18,90	9,89	26 679	-	1,47	0,9959
	гиб						1,46	0,9957
ППСД	пр.	11,51	12,37	0,103	724	-	5,85	0,9 ⁶
	гиб						5,14	0,9 ⁵
ИСД	пр.	19,27	21,74	2,19	5 228	9,84	3,68	0,9 ⁵
	гиб						3,18	0,9 ⁵
ЭСД	пр.	39,69	20,98	0,388	466		2,40	0,9 ⁵
	гиб						2,07	0,9 ⁵
ППНД	пр.	53,62	36,34	0,826	424	-	17,12	0,9 ⁹
	гиб						15,05	0,9 ⁹
ИНД	пр.	38,69	17,22	14,33	21 506	24,8	13,38	0,9 ⁹
	гиб						11,56	0,9 ⁹
ГПК	пр.	22,44	17,79	16,43	41 654	-	7,49	0,9 ⁸
	гиб						6,47	0,9 ⁸
Суммарная тепловая мощность и площадь теплообменной поверхности				113,21	136 005			
Двухконтурный КУ								
ППВД	пр.	104,65	19,87	23,5	11 299	-	1,36	0,9839
	гиб						1,09	0,7481
ИВД	пр.	73,5	23,50	45,65	26 406	39,73	1,72	0,9985
	гиб						1,48	0,9967
ЭВД	пр.	31,85	18,90	20,22	33 576	-	1,55	0,9985
	гиб						1,54	0,9984
ППНД	пр.	26,64	35,45	0,478	506	-	17,12	0,9 ⁹
	гиб						15,05	0,9 ⁹
ИНД	пр.	25,81	17,21	8,29	18 653	16,44	13,38	0,9 ⁹
	гиб						11,56	0,9 ⁹
ГПК	пр.	18,52	17,75	14,39	43 764	-	7,49	0,9 ⁸
	гиб						6,47	0,9 ⁸
Суммарная тепловая мощность и площадь теплообменной поверхности				112,53	134 204			

	Одноконтурный КУ							
ПЕ	пр.	106,34	19,87	22,25	10 530	-	1,36	0,9839
	гиб						1,09	0,7481
ИСП	пр.	74,91	23,50	42,61	24 206	40,09	1,47	0,9961
	гиб						1,27	0,9534
ГПК	пр.	27,37	18,90	27,82	53 773	-	6,92	0,9 ⁸
	гиб						5,98	0,9 ⁷
Суммарная тепловая мощность и площадь теплообменной поверхности				92,68	88 509			

Общая поверхность нагрева трехконтурного КУ представлена 4 типовыми модулями, состоящими из 20 и 18 рядов труб по ходу продуктов сгорания. Модуль 1 состоит из 6 рядов труб ППВД и 14 рядов труб ИВД; модуль 2 состоит из 10 рядов труб ЭВД, 2 рядов труб ППСД, 4 рядов труб ИСД и 2 рядов труб ЭСД; модуль 3 состоит из 2 рядов труб ППНД, 12 рядов труб ИНД и 4 рядов труб ГПК1/1 (ГПК делится на две части); модуль 4 включает в себя 18 рядов труб ГПК 1/2. У двухконтурного КУ поверхность нагрева также включает 4 типовых модуля по 20 и 18 рядов труб по ходу продуктов сгорания. Модуль 1 состоит из 6 рядов труб ППВД и 14 рядов труб ИВД; модуль 2 – из 18 рядов труб ЭВД; модуль 3 – из 2 рядов труб ППНД, 10 рядов труб ИНД и 6 рядов труб ГПК1/1; модуль 4 – из 18 рядов труб ГПК 1/2. Одноконтурный КУ состоит из 2 типовых модулей по 20 и 18 рядов труб по ходу продуктов сгорания. Модуль 1 включает 6 рядов труб ПП и 14 рядов труб ИСП; модуль 2 – 18 рядов труб ЭК. Число параллельных труб в каждом ряду составляет 55.

Разработанные методические положения и результаты конструктивного расчета КУ позволили рассчитать коэффициенты готовности поверхностей нагрева и КУ в целом с учетом действующих напряжений и служебных характеристик материалов. Влияние среднего времени восстановления котла-утилизатора в одно-, двух- и трехконтурных ПГУ на его коэффициент готовности показано на рис. 4.

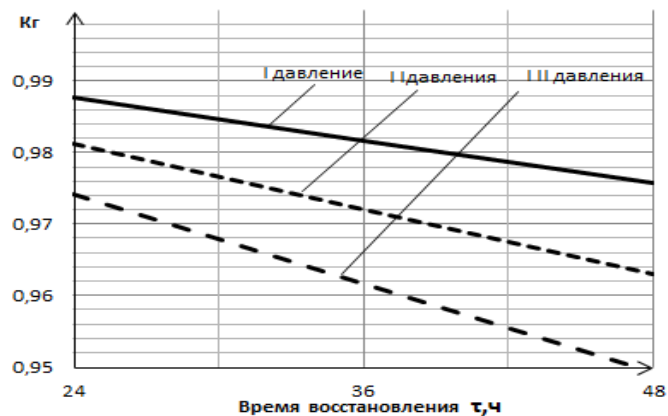


Рис. 4. Зависимость K_r КУ от времени восстановления

Полученные значения коэффициентов готовности использованы при определении сравнительной эффективности различных схем теплофикационных ПГУ в системах теплоснабжения [4].

Заключение

1. Разработаны вероятностная модель и методика расчета безотказности котлов-утилизаторов ПГУ, основанные на вероятностном представлении действующих напряжений и их предельных значений и позволяющая рассчитать комплексные показатели надежности КУ и ПГУ в целом.

2. Установлено определяющее влияние конструктивных характеристик теплообменных поверхностей нагрева и компоновочных решений КУ на их единичные и комплексные показатели надежности. Показано, что применение схем ПГУ с трехконтурным КУ приводит к повышению коэффициента аварийности блока на 0,035–0,051 по сравнению со схемой с одноконтурным КУ. Более рациональной является схема ПГУ с прямоточной схемой движения теплоносителей в испарительной зоне котла-утилизатора.

Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки РФ по НИР №1579 в рамках государственного задания.

Summary

Stochastic calculation model of heat recovery steam generator (HRSG) reliability measures value determination are described in the article. Analysis of metal thermo-stress state of heating surface and analysis of material properties are underlying of method. Failure-free operation is estimated by the non-exceedance condition of working stress over the limit value. Influence of design characteristic of HRSG on failure-free operation is explored in the article. The suggested method is available for parameter optimization of combined cycle gas turbine (CCGT) power plants in Power Supply System and for selecting configuration of CCGT.

Key words: combined cycle gas turbine power plant, heat recovery steam generator, stochastic model, reliability measures, failure-free operation, accident rate, assurance coefficient, availability function.

Литература

1. Combined Cycle heat recovery optimization / A. Ragaland, W. Stenzel // Proceeding of 2000 International Joint Power Generation Conference, July 23-26 // Miami Beach, Florida. 2000. pp.3–9.
2. Comparison of the combined cycle efficiencies with different heat recovery steam generators / Institute of Fluid-Flow Machinery PAS, Fiszer 14, 80-952 Gdansk, Poland // Transactions of the Institute of Fluid-Flow Machinery, 2005. No. 111. pp. 5–16.
3. Анкудинова М.С. Математическая модель и методика расчета безотказности парогенераторов отопительных парогазовых установок / М.С. Анкудинова, Е.А. Ларин, Л.А. Сандалова // Вестник СГТУ. 2012. № 2 (66). С. 152–157.
4. Анкудинова М.С. Сравнительная системная тепловая и топливная эффективность отопительных ПГУ / М.С. Анкудинова, Е.А. Ларин, Л.А. Сандалова // Труды Академэнерго. 2015. № 1. С. 47–56.
5. Богачев А.Ф. Особенности эксплуатации и повреждаемость котлов-утилизаторов бинарных парогазовых установок / Богачев А.Ф., Радин Ю.А., Герасименко О.Б. М.: Энергоатомиздат, 2008. 244 с.
6. Китушин В.Г. Надежность энергетических систем / В.Г. Китушин. М.: Высшая школа, 1984. 256 с.
7. Когаев В.П. Расчеты на прочность при напряжениях переменных во времени / В.П. Когаев. М.: Машиностроение, 1977. 232 с.
8. Теория вероятностей: Учеб. для вузов / Е.С. Вентцель. 10-е изд., стер. М.: Высш.шк., 2006. 575 с.: ил.

9. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ №2014660962. Расчет и выбор котла-утилизатора газотрубного / Долотовский И.В., Анкудинова М.С. Заявка № 2014617519; Зарегистр. в реестре программ для ЭВМ 20.10.2014.

10. Судаков А.В. Ресурс энергооборудования при пульсациях температур / А.В. Судаков // Надежность и безопасность энергетики. 2008. №2.

Поступила в редакцию

20 февраля 2016 г.

Анкудинова Мария Сергеевна – ассистент Саратовского государственного технического университета (СГТУ) имени Гагарина Ю.А. Тел. 8(8452) 998747; 8(927)1415164. E-mail: Ankudinova1608@gmail.com.

Ларин Евгений Александрович – канд. техн. наук, профессор, доцент Саратовского государственного технического университета (СГТУ) имени Гагарина Ю.А. Тел. 8(8452) 998747. E-mail: larin@sstu.ru.

Сандалова Лидия Александровна – канд. техн. наук, доцент Саратовского государственного технического университета (СГТУ) имени Гагарина Ю.А. Тел. 8(8452) 998747. E-mail: sand62@yandex.ru.

О ПРОБЛЕМЕ УЧЁТА ЭМПИРИЧЕСКОГО ЗАКОНА «СУХОГО» ТРЕНИЯ В ДИНАМИКЕ ЭЛЛИПТИЧЕСКОГО МАЯТНИКА

Л.Ш. ХАКИМУЛЛИНА

Казанский государственный энергетический университет

Исследуется парадоксальная область отсутствия или двойственности решения в задаче определения движения эллиптического маятника при учете эмпирического закона сухого трения Кулона. Выявлено, что параметрическое условие, определяющее эту область, имеет механический смысл, который согласуется с законом трения покоя для скользящего элемента маятника.

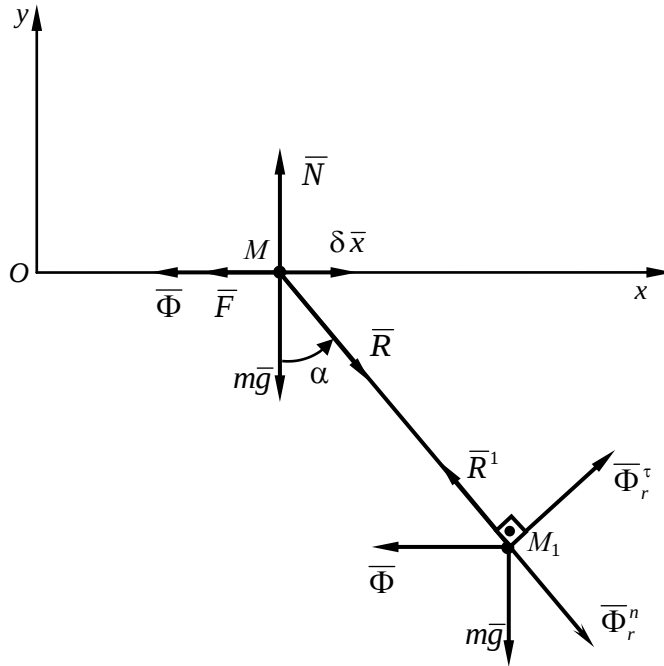
Ключевые слова: эллиптический маятник, сухое трение, парадокс Пэнлеве, принцип Даламбера-Лагранжа.

Известно, что в динамике механических систем существует проблема учёта сил трения, заключающаяся в том, что применение закона «сухого» трения Кулона при определении движения некоторых систем приводит к противоречию с законам динамики, называемая парадоксом Пэнлеве [1]. Одним из наиболее известных и многократно исследованных и анализируемых по настоящее время, является пример Пэнлеве-Клейна, изучаемый также автором в работах [2]-[3]. В работе [3] изучалась причина отсутствия, либо двойственности решения уравнений динамики в парадоксальной области параметров системы при использовании эмпирического закона «сухого» трения Кулона в примере Лэнлеве-Клейна. Показано, что ею является не абстрагирование в ньютоновской механике от деформируемости реальных тел, как принято считать, а зависимость давления движущихся тел на связь и, следовательно, трения от их ускорения, обусловленная конструктивными особенностями и параметрами механизмов в выявленных случаях. Последнее приводит к несоблюдению аксиомы независимости действия сил динамики и, как следствие, несоблюдению принципа Даламбера-Лагранжа.

Исследуем менее известную и более сложную задачу динамики эллиптического маятника с двумя степенями свободы, подробно рассмотренную выдающимся французским механиком П. Аппелем в своём трактате по теоретической механике [4] с целью демонстрации выявленного в этом случае парадокса Пэнлеве. Ползун M и груз M_1 одинаковой массы m , принимаемые за материальные точки, связаны, как и в примере Пэнлеве-Клейна, жёстким стержнем пренебрежимой массы. Механическая система MM_1 движется в вертикальной плоскости Oxy под действием сил тяжести. При этом точка M движется по двухсторонней горизонтальной направляющей с коэффициентом трения f , вдоль которой направлена ось x (рисунок).

Покажем, что и в этом примере прослеживается та же закономерность, что и в примере Пэнлеве-Клейна, ведущая к нарушению принципа Даламбера-Лагранжа. Обозначим через φ угол xMM_1 , через x – абсциссу точки M . Рассмотрим начальное движение системы из состояния покоя ползуна: $\dot{x}_0 = 0$. (рисунок). За обобщённые координаты примем координату x и угол α . Расстояние между точками обозначим l . Заменим горизонтальную связь гладкой, приняв силу трения $\bar{F}$ за активную силу. На

рисунке она направлена в сторону, противоположную возможному начальному движению ползуна. Приложим к точкам силы инерции, как указано на рисунке.



Рисунок

Пусть $\bar{a}$ – вектор ускорения точки M , тогда сила инерции, приложенная к этой точке, направлена в противоположную сторону: $\bar{\Phi} = -m\bar{a}$. Рассмотрим движение точки M_1 как сложное, разложив его на переносное горизонтальное движение вместе с точкой M и относительное вращательное движение вокруг точки M . Тогда ускорение точки M_1 определяется по теореме сложения ускорений: $\bar{a}_1 = \bar{a} + \bar{a}_r^n + \bar{a}_r^\tau$, где $\bar{a}_r^n$ – нормальная составляющая; $\bar{a}_r^\tau$ – касательная составляющая относительного ускорения. Соответствующие силы инерции, приложенные к точке M_1 и M (см. рисунок), определяются по формулам:

$$\bar{\Phi} = -m\bar{a}, \quad \bar{\Phi}_r^n = -m\bar{a}_r^n, \quad \bar{\Phi}_r^\tau = -m\bar{a}_r^\tau.$$

Их модули равны:

$$\Phi = m|\ddot{x}| = m\alpha, \quad \Phi_r^n = m\dot{\alpha}^2, \quad \Phi_r^\tau = ml|\ddot{\alpha}|. \quad (1)$$

Применим принцип Даламбера-Лагранжа. Дадим системе виртуальное перемещение: $\delta x \neq 0, \delta \alpha = 0$. Составим уравнение для работ сил системы на этом виртуальном перемещении:

$$-2\Phi\delta x - F\delta x + \Phi_r^\tau \cos \alpha \cdot \delta x + \Phi_r^n \sin \alpha \cdot \delta x = 0. \quad (2)$$

Подставляя в равенство (2) выражения для сил инерции (1), получим:

$$(-2m\alpha - F + ml|\ddot{\alpha}| \cos \alpha + m\dot{\alpha}^2 \sin \alpha)\delta x = 0. \quad (3)$$

Подставим в равенство (3) выражение для силы трения скольжения, следуя закону Кулона $F = fN$:

$$(-2ma - fN + ml|\ddot{\alpha}| \cos \alpha + m\dot{\kappa}^2 \cdot \sin \alpha) \delta x = 0. \quad (4)$$

Далее составим уравнение для работ сил системы на виртуальном перемещении

$$\delta \alpha \neq 0, \quad \delta x = 0:$$

$$-\Phi l \cos \alpha \cdot \delta \alpha + \Phi_r^\tau \cdot l \cdot \delta \alpha - mgl \cdot \sin \alpha \cdot \delta \alpha = 0.$$

Подставляя в это равенство выражения для сил инерции и сокращая на m и l , при произвольной бесконечно малой величине $\delta \alpha$ имеем

$$-a \cos \alpha + |\ddot{\alpha}| l - g \sin \alpha = 0. \quad (5)$$

Для получения явного выражения нормальной реакции N см (рисунок) от ускорения ползуна воспользуемся условием равновесия механической системы в проекциях на ось y при $N_y > 0$:

$$N - 2mg + \Phi_r^\tau \sin \alpha - \Phi_r^n \cos \alpha = N - 2mg + ml|\ddot{\alpha}| \sin \alpha - m\dot{\kappa}^2 \cos \alpha = 0.$$

Откуда явная зависимость нормальной реакции от ускорения точки M с учётом (5) имеет вид:

$$N = mg(1 + \cos^2 \alpha) - ma \cdot \cos \alpha \cdot \sin \alpha + m\dot{\kappa}^2 \cos \alpha \quad (6)$$

Выразим ma из уравнения (6):

$$ma = \frac{-N + mg(1 + \cos^2 \alpha) + m\dot{\kappa}^2 \cos \alpha}{\sin \alpha \cdot \cos \alpha}. \quad (7)$$

Исключая в уравнении (4) силы инерции ma и $m\ddot{\alpha}$ с помощью уравнений (5) и (7), после простых преобразований получим

$$(N(1 + \sin^2 \alpha - f \sin \alpha \cos \alpha) - 2mg - m\dot{\kappa}^2 \cos \alpha) \delta x = 0. \quad (8)$$

При начальных значениях α_0 , заключенных между 0 и $\pi/2$ и удовлетворяющих условию $f \sin \alpha_0 \cos \alpha_0 > 1 + \sin^2 \alpha_0$, равенство (8) при произвольном бесконечно малом δx перейдёт в неравенство и, следовательно, механическая система при заданных условиях нарушает принцип Даламбера-Лагранжа. В то же время при $f \sin \alpha \cos \alpha < 1 + \sin^2 \alpha$ равенство (8), выражающее принцип Даламбера-Лагранжа, не нарушается и нормальная реакция определяется по формуле:

$$N = \frac{2mg + m\dot{\kappa}^2 \cos \alpha}{1 + \sin^2 \alpha - f \sin \alpha \cdot \cos \alpha}. \quad (9)$$

При условии $f \sin \alpha_0 \cos \alpha_0 > 1 + \sin^2 \alpha_0$ начальное ускорение a удовлетворяет принципу Даламбера-Лагранжа и выражается формулой

$$a = \ddot{x} = \frac{g(f(1 + \cos^2 \alpha) - \sin \alpha \cos \alpha) + l\dot{\alpha}^2(f \cos \alpha - \sin \alpha)}{f \sin \alpha \cos \alpha - 1 - \sin^2 \alpha}, \quad (10)$$

где из условия $f \sin \alpha_0 \cos \alpha_0 > 1 + \sin^2 \alpha_0$ следует $f \sin \alpha_0 \cos \alpha_0 > \sin^2 \alpha_0$ и

$$f \cos \alpha_0 > \sin \alpha_0. \quad (11)$$

Из последнего неравенства имеем $f \cos^2 \alpha_0 > \sin \alpha_0 \cos \alpha_0$ и $f(\cos^2 \alpha_0 + 1) > \sin \alpha_0 \cos \alpha_0$. Следовательно, числитель и знаменатель в формуле (10)

имеют в начальный момент положительные знаки и противоречия нет. Соответственно относительное касательное ускорение равно

$$|a_r^{\tau}| = l |\ddot{\alpha}| = \frac{(2g + l\dot{\alpha}^2 \cos \alpha)(f \cos \alpha - \sin \alpha)}{f \sin \alpha \cos \alpha - 1 - \sin^2 \alpha}, \quad (12)$$

где правая часть также положительна при выбранных на рис. 1 направлениях сил инерции, силы трения и нормальной реакции $\bar{N}$. При $N_y < 0$ стержень должен быть не растянут, а сжат. Следовательно, реакция стержня $\bar{R}$ будет направлена вверх и начальное движение ползуна из состояния покоя может быть только влево. Векторы силы инерции ползуна и силы трения сменяют при этом направления на противоположные (рис. 1). В этом предполагаемом случае не соблюдается принцип Даламбера для нижней точки при любом соотношении между коэффициентом трения f и α_0 . Поэтому этот случай исключается из рассмотрения, как физически неосуществимый. Таким образом, в рассмотренном случае нарушается принцип Даламбера-Лагранжа только при определении нормальной реакции $\bar{N}$. В то же время при $f \sin \alpha_0 \cos \alpha_0 < 1 + \sin^2 \alpha_0$ равенство (8), выражающее принцип Даламбера-Лагранжа, не нарушается.

Для дальнейшего исследования возникшей проблемы при определении нормальной реакции приведём с помощью тригонометрических преобразований условие, вызывающее проблему, к виду:

$$f > 2 \operatorname{tg} \alpha_0 + \operatorname{ctg} \alpha_0. \quad (13)$$

При этом условии выполняется и условие

$$f > \operatorname{tg} \alpha_0. \quad (14)$$

Последнее означает, что реакция стержня, вызванная его растяжением грузом M_1 и давящая на ползун под углом α_0 , будет располагаться внутри конуса трения. Суммарная с силой тяжести ползуна сила $\bar{S} = \bar{R} + m\bar{g}$ тем более будет находиться внутри конуса трения (см. рисунок) и не может вызвать движения ползуна.

Запишем уравнения равновесия ползуна:

$$R \sin \alpha_0 - F = 0, \quad N - mg - R \cos \alpha_0. \quad (15)$$

Перепишем условие (14) в виде $f \cos \alpha_0 > \sin \alpha_0$ и домножим его на величину реакции R : $fR \cos \alpha_0 > R \sin \alpha_0$. Неравенство не изменится, если слева добавить положительную величину fmg :

$$f(R \cos \alpha_0 + mg) > R \sin \alpha_0. \quad (16)$$

Из уравнений равновесия $R \sin \alpha_0 = F$ и $R \cos \alpha_0 + mg = N$. Подставляя последние выражения в (16), получим $F < fN$, что согласуется с законом трения покоя для ползуна и противоречия законам динамики, как видим, нет. Следовательно, если груз M_1 отпустить без начальной скорости с начальным углом α_0 , удовлетворяющим условию

$$f \sin \alpha_0 \cos \alpha_0 > 1 + \sin^2 \alpha_0,$$

то точка M (ползун) будет оставаться неподвижной, так как реакция стержня будет всё время находиться внутри конуса трения, и механическая система будет двигаться как

простой математический маятник, уравнение движения которого получается из равенства (5) при неподвижной точке M :

$$\ddot{\alpha} + \frac{g}{l} \sin \alpha = 0.$$

При этом из равенств (3) и (5), выражающих принцип Даламбера-Лагранжа при равновесии ползуна получим выражения для силы трения:

$$F = m(g \cos \alpha + l \dot{\alpha}^2) \sin \alpha.$$

Нормальная реакция стержня из (6) будет равна

$$N = mg(1 + \cos^2 \alpha) + ml \dot{\alpha}^2 \cos \alpha.$$

При малом начальном угле α_0 имеем уравнение малых колебаний математического маятника:

$$\ddot{\alpha} + \frac{g}{l} \alpha = 0,$$

решение которого при начальном условии $\dot{\alpha}_0 = 0$ равно $\alpha = \alpha_0 \cos \sqrt{\frac{g}{l}} t$. При прохождении маятником положения равновесия ($\alpha=0$) сила трения $F=0$ и при дальнейшем движении маятника меняет направление на противоположное.

Следует отметить, что функция $\psi = 2tg\alpha_0 + ctg\alpha_0$ имеет минимум равный 2,83 при $\alpha_0 \approx 35^\circ$. Следовательно, условие (13) выполняется только при очень большом коэффициенте трения $f > 2,83$.

Если коэффициент трения $f < tg\alpha_0$, то выполняется и неравенство $f < 2tg\alpha_0 + ctg\alpha_0$. Ползун в этом случае придёт в движение, и механическая система будет двигаться как эллиптический маятник.

Таким образом, в работе показано, что явление «парадокса» в исследованной механической системе связано с попаданием давящей на ползун силы в конус трения. Показано, что условие, определяющее так называемую «парадоксальную» область отсутствия, либо двойственности решения в задаче определения движения системы, имеет механический смысл и равносильно условию попадания давящей на ползун силы в конус трения покоя и, следовательно, условию покоя ползуна. Тем самым найден также ответ на вопрос, почему при одних условиях «парадокс» возникает и не возникает при других условиях с достаточно малым коэффициентом трения.

Summary

The paradoxical domain of nonexistence or double solution for the problem on definition of the motion of elliptical pendulum with registration the empirical dry Coulomb friction law is being investigated in this paper. It has been revealed that the parametric condition this domain definition has the mechanical meaning, which does agree with static friction law for the slider of pendulum.

Keywords: elliptical pendulum, dry friction, Painleve paradoxes, principle of D'Alembert – Lagrange.

Литература

1. Painlevé P. Leçons sur le frottement. Paris: Hermann, 1885, 111 p. Пер. с фр.: Пэнлеве П. Лекции о трении. М: Гостехиздат, 1954. 316 с.

2. Хакимуллина Л.Ш., Скимель В. Н. К динамике систем с сухим трением в примере Пэнлеве-Клейна // Вестник Казан. гос. техн. ун-та им. А. Н. Туполева. 2003. № 4. С. 42-44.

3. Хакимуллина Л. Ш. О некоторых особенностях учета сил трения в динамике механизмов // Известия вузов. Проблемы энергетики. 2014. №1-2. С. 96-101.

4. Appel P. Traité de mécanique rationnelle. Tome deuxième. Dynamique des system`es mécanique analytique. Paris: Gauthier-villars, éditeur, 1953. Пер. с фр.: Аппель П. Теоретическая механика. Т 2. М.: Физматгиз, 1960. 487 с.

Поступила в редакцию

25 апреля 2016 г.

Хакимуллина Лариса Шарифовна – канд. тех. наук, доцент кафедры «Динамика и прочность машин» (ДПМ) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ). Тел. (843) 519-43-28. E-mail: hackimullina.lara@yandex.ru, kgeu@kgeu.ru.

МЕТОД ОЦЕНКИ ТЕХНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ ГАЗОТУРБИННЫХ УСТАНОВОК С ИЗМЕНЯЕМОЙ ГЕОМЕТРИЕЙ ПРОТОЧНОЙ ЧАСТИ

Ю.М. БРОДОВ, О.В. КОМАРОВ, В.Л. БЛИНОВ, В.А. СЕДУНИН,
А.В. СКОРОХОВ, Е.П. СОЗОНОВ

Уральский федеральный университет, г. Екатеринбург

В статье описывается разработанный метод оценки технического состояния газотурбинных установок с регулируемым сопловым аппаратом силовой турбины. Метод основывается на обработке характеристик, представленных фирмой-изготовителем. В работе даны полученные зависимости для определения мощности и КПД газотурбинных установок типа ГТК-25И(Р), приведены результаты апробации предложенного подхода в условиях эксплуатации на компрессорных станциях.

Ключевые слова: газотурбинная установка, регулируемый сопловый аппарат, техническое состояние, оценка мощности и КПД.

Введение

При эксплуатации газоперекачивающих агрегатов (ГПА) одной из первостепенных задач является оценка технического состояния газотурбинного привода. На основании показателей (коэффициентов) технического состояния газотурбинной установки (ГТУ) по мощности и КПД, как правило, принимаются решения по выбору режимов работы компрессорного цеха (КЦ) и магистрального газопровода (МГ), прогнозированию работ и резервированию материально-технических средств на ремонтно-техническое обслуживание агрегатов [1, 2].

В парке газоперекачивающих агрегатов ООО «Газпром трансгаз Югорск» эксплуатируются более 90 агрегатов импортного производства, оснащенных регулируемым сопловым аппаратом (РСА) силовой турбины (СТ) – это установки типа ГТК-25И(Р) и ГТК-10И(Р). Для ГТУ подобного типа сложностью является определение ее технического состояния. Методика определения техсостояния на основе приведения показателей ГТУ к нормальным условиям работы в данном случае не реализуема по причине несоблюдения подобия режимов работы установки из-за изменяемой геометрии проточной части при повороте венцов РСА. Таким образом, состояние парка ГПА с регулируемыми сопловыми аппаратами в турбине оценивается крайне приблизительно и эксплуатационный персонал фактически не имеет инструмента – методики такой оценки. Это становится особенно актуально в условиях, когда ГТУ близки к выработке назначенного ресурса, а риск возникновения аварийных ситуаций многократно возрастает. Оценку технического состояния произвести можно, но только при условии проведения специальных трудоемких теплотехнических испытаний [3-5].

В настоящей статье представлены результаты разработки методики оценки технического состояния ГТУ с изменяемой геометрией проточной части. Приведены результаты ее апробации в промышленной эксплуатации, представлены данные специальных теплотехнических испытаний ГПА указанного типа (рис. 1).

Разработка методики

Представленная методика разработана авторами на основании обработки заводских характеристик ГПА, в результате которой получены аппроксимированные зависимости основных показателей ГТУ от внешних условий и степени загрузки

агрегата. Были рассчитаны эталонные показатели мощности и экономичности каждого типа установок для всех диапазонов нагрузок и наружной температуры воздуха. Данный подход может быть использован для любой газотурбинной установки с регулируемым сопловым аппаратом свободной силовой турбины. Однако для каждого конкретного типа ГТУ необходима детальная верификация характерных параметров на основании данных испытаний и соответствующей технической документации.



Рис. 1. Специальные теплотехнические испытания ГПА

По разработанной методике определяются фактическая эффективная мощность (мощность на эксплуатационном режиме, которую развивает газотурбинная установка при фактическом техническом состоянии проточной части газотурбинного двигателя), эталонная эффективная мощность (мощность на эксплуатационном режиме, которую развивала бы газотурбинная установка при номинальном техническом состоянии проточной части газотурбинного двигателя) и коэффициент технического соответствия (величина, равная отношению значений фактической эффективной и эталонной эффективной мощностей газотурбинной установки на эксплуатационном режиме работы). На основании полученного значения коэффициента технического соответствия делается вывод о техническом состоянии ГТУ.

Фактическая эффективная мощность установки определяется по мощности, потребляемой центробежным нагнетателем природного газа (ЦБН). Эталонная эффективная мощность рассчитывается по выведенным зависимостям при обработке заводских характеристик ГПА. В проведенном исследовании получены соответствующие зависимости для следующих модификаций установок: PGT-10, M5352(B), M5322R(B), M5352R(C).

На рис. 2, а в качестве примера представлена заводская рабочая характеристика ГТУ типа M5352R(C) при температуре воздуха на входе в осевой компрессор 15 °С. По оси абсцисс отложена частота вращения вала силовой турбины в процентах от номинальной (4670 об/мин), по оси ординат – эффективная мощность ГТУ в процентах от номинального значения (25095,3 кВт). На графике показаны линии постоянных температур продуктов сгорания на выходе из СТ (сплошные линии) по шкале Фаренгейта и линии постоянных величин коэффициента удельного расхода теплоты (пунктирные линии) в процентах от номинального значения 2,86 кДж/(кВт с), что соответствует величине КПД 35%. Характеристики даны в диапазоне частот вращения вала СТ от 50 до 105% от номинального значения.

Зная величину температуры газов на выходе из турбины, частоту вращения вала СТ и давление с температурой воздуха на входе в осевой компрессор, можно определить мощность, которую должна развить ГТУ при идеальном техническом состоянии. Например, при частоте вращения вала СТ 4203 об/мин (90% на рис. 2) и температуре газов на выходе из СТ 755,4 К (900F) ГТУ типа М5352R(C) должна вырабатывать 21456,5 кВт мощности (85,5%) при температуре 15 °С и давлении 101,3 кПа воздуха на входе в ОК. При этом тепловой расход соответствует 107% (КПД 32,7%). То есть турбина работает только при 85,5% от ее максимальной выходной мощности и использует на 7% больше расхода природного газа (на 1 кВт.ч сжигая), чем если бы она работала при максимально допустимой выходной мощности.

На рис. 2, б показана зависимость параметров ГТУ типа М5352R(C) от температуры воздуха на входе в осевой компрессор при частоте вращения вала СТ 100%. На графике изображены зависимости, показывающие изменение мощности, теплового расхода, потребления теплоты, расхода воздуха через осевой компрессор в процентах от номинальных значений при изменении температуры воздуха, когда ГТУ работает при базовой нагрузке, то есть в условиях регулирования температуры газов на выхлопе. Так, например, из характеристики видно, что при температуре воздуха 15 °С (59 F) выходная мощность ГТУ типа М5352R(C) составляет 100%. Когда температура воздуха повышается до 25 °С (77 F), мощность падает на 5%.

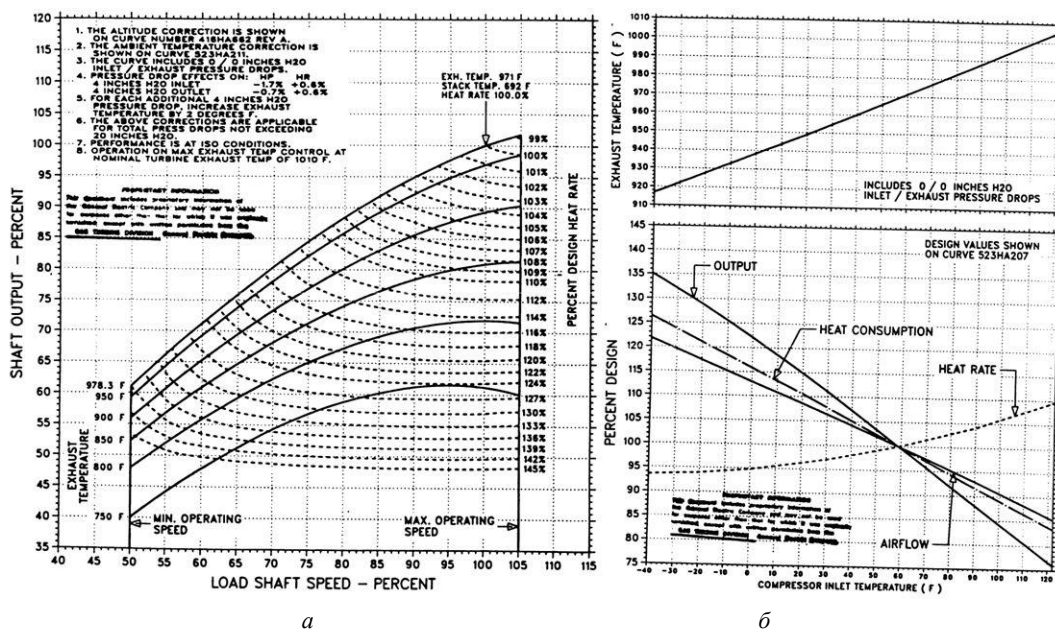


Рис. 2. Рабочая характеристика ГТУ типа М5352R(C) при температуре воздуха на входе в осевой компрессор 15 °С (а) и зависимость параметров ГТУ от температуры воздуха на входе в осевой компрессор при частоте вращения вала СТ 100% (б)

С помощью представленных характеристик можно определить эффективную мощность и коэффициент полезного действия газотурбинной установки, представив их в виде следующих функциональных зависимостей:

$$N_e^{\text{хар}} = f(n_{\text{СТ}}, T_{\text{T2}}, T_{\text{ЮК}}), \quad (1)$$

$$\eta_e^{\text{хар}} = f(n_{\text{СТ}}, N_e^{\text{хар}}, T_{\text{ЮК}}), \quad (2)$$

где $N_e^{\text{хар}}$ – эффективная мощность ГТУ, полученная по рабочей характеристике; $\eta_e^{\text{хар}}$ – эффективный КПД ГТУ, полученный по характеристике; $n_{\text{СТ}}$ – частота вращения вала силовой турбины; T_{T2} – температура газов на выходе из турбины; $T_{\text{ЮК}}$ – температура воздуха на входе в осевой компрессор.

С целью разработки методики определения технического состояния установки все характеристики были оцифрованы и получены зависимости мощности и КПД ГТУ. Для примера на рис. 3 показана оцифрованная рабочая характеристика ГТУ, а на рис. 4 – трехмерные зависимости: эффективной мощности от частоты вращения вала СТ и температуры газов на выходе из турбины и эффективного КПД от частоты вращения вала СТ и мощности для ГТУ типа M5352R(C) при температуре воздуха на входе в осевой компрессор 15 °С. Мощность ГТУ представлена в кВт, КПД – в %, частота вращения – в об/мин, температура газов на выходе из турбины – в градусах Кельвина.

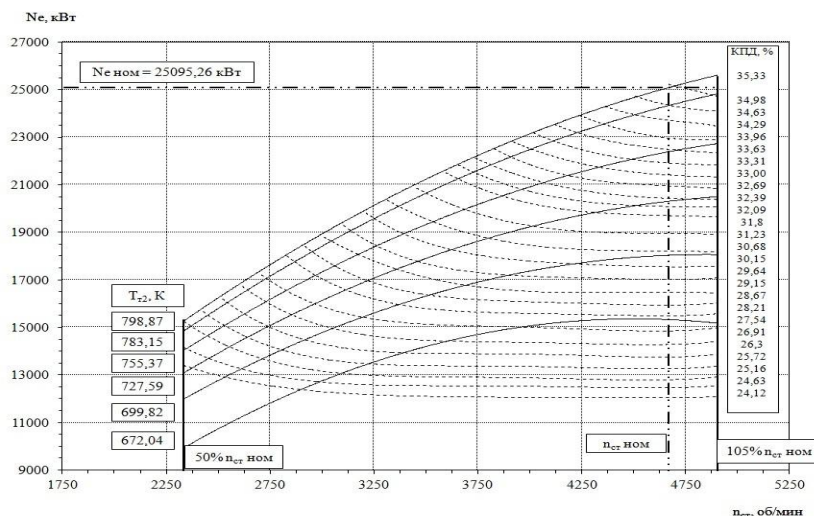


Рис. 3. Оцифрованная рабочая характеристика ГТУ типа M5352R(C) при температуре воздуха на входе в осевой компрессор 15 °С

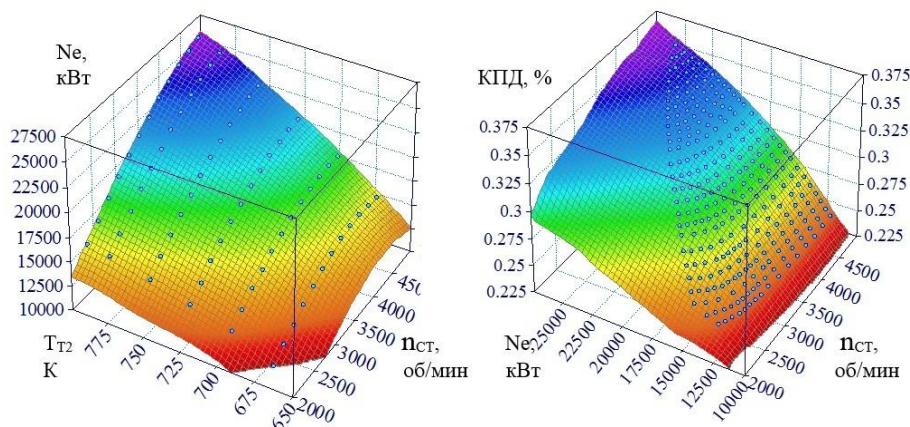


Рис. 4. Трехмерные зависимости эффективной мощности от частоты вращения вала СТ и температуры газов на выходе из турбины (слева) и эффективного КПД от частоты вращения вала СТ и мощности (справа) ГТУ типа M5352R(C) при температуре воздуха на входе в осевой компрессор 15 °С

Описание методики

Эффективная мощность, кВт, при номинальном техническом состоянии ГТУ по характеристикам определяется следующим образом:

$$N_e^{\text{хар}} = a + b \cdot n + \frac{c}{T_{T2}} + d \cdot n^2 + \frac{e}{T_{T2}^2} + \frac{f \cdot n}{T_{T2}} + g \cdot n^3 + \frac{h}{T_{T2}^3} + \frac{i \cdot n}{T_{T2}^2} + \frac{j \cdot n^2}{T_{T2}}, \quad (3)$$

где n – частота вращения вала силовой турбины, об/мин; T_{T2} – температура продуктов сгорания на выходе из силовой турбины, К; $a, b, c, d, e, f, g, h, i, j$ – переменные коэффициенты, зависящие от типа ГТУ, температуры воздуха на входе в осевой компрессор и определяемые по следующим зависимостям:

$$\begin{aligned} a &= T_{1OK} \cdot k_{1a} + k_{2a}, \\ b &= T_{1OK} \cdot k_{1b} + k_{2b}, \\ c &= T_{1OK} \cdot k_{1c} + k_{2c}, \\ &\dots \\ j &= T_{1OK} \cdot k_{1j} + k_{2j}, \end{aligned} \quad (4)$$

где T_{1OK} – температура воздуха на входе в осевой компрессор, К; k_i – постоянные коэффициенты для ГТУ конкретного типа при условиях работы в заданных диапазонах температур воздуха на входе в ОК.

Значения эффективной мощности при номинальном техническом состоянии ГТУ по характеристикам рассчитывается без учета потерь давления во входном $\xi_{\text{вх}}$ и выходном $\xi_{\text{вых}}$ трактах ГТУ, а также характеристики построены для нормального атмосферного давления (1,0132 бар). Поэтому вводятся соответствующие поправочные коэффициенты на мощность ГТУ. В итоге эффективная эталонная мощность ГТУ рассчитывается по следующей зависимости:

$$N_e^3 = N_e^{\text{хар}} \cdot k_{N_e^{\text{хар}}}^{\xi_{\text{вх}}} \cdot k_{N_e^{\text{хар}}}^{\xi_{\text{вых}}} \cdot k_{N_e^{\text{хар}}}^{P_a}, \quad (5)$$

где $N_e^{\text{хар}}$ – мощность, полученная по рабочим характеристика фирмы-изготовителя; $k_{N_e^{\text{хар}}}^{\xi_{\text{вх}}}$, $k_{N_e^{\text{хар}}}^{\xi_{\text{вых}}}$ и $k_{N_e^{\text{хар}}}^{P_a}$ – поправочные коэффициенты, учитывающие потери во входном и выходном тракте ГТУ и барометрическое давление, соответственно.

Поправочные коэффициенты по мощности для учета потерь во входном и выходном трактах ГТУ типа M5352(B), M5322R(B) и M5352R(C):

$$k_{N_e^{\text{хар}}}^{\xi_{\text{вх}}} = 1 - 0,000167 \cdot \xi_{\text{вх}}, \quad k_{N_e^{\text{хар}}}^{\xi_{\text{вых}}} = 1 - 0,000069 \cdot \xi_{\text{вых}}. \quad (6)$$

Поправочные коэффициенты по мощности для учета потерь во входном и выходном трактах ГТУ типа PGT-10:

$$k_{N_e^{\text{хар}}}^{\xi_{\text{вх}}} = 1,000132 - 0,000171 \cdot \xi_{\text{вх}}, \quad k_{N_e^{\text{хар}}}^{\xi_{\text{вых}}} = 1,000075 - 0,00007 \cdot \xi_{\text{вых}}, \quad (7)$$

где $\xi_{\text{вх}}$ и $\xi_{\text{вых}}$ – потери давления во входном и выходном трактах ГТУ, соответственно, мм.вод.ст.

Поправочные коэффициенты по мощности ГТУ для учета барометрического давления:

$$k_{N_e^{\text{хар}}}^{P_a} = \frac{P_a}{760}, \quad (8)$$

где P_a – фактическое барометрическое давление, мм.рт.ст.

Эффективный КПД при идеальном техническом состоянии ГТУ по оцифрованным характеристикам определяется по следующей зависимости:

$$\eta_e^{\text{хар}} = a + b \cdot \ln(n) + c \cdot \ln(N_e^{\text{хар}}) + d \cdot (\ln(n))^2 + e \cdot (\ln(N_e^{\text{хар}}))^2 + f \cdot \ln(n) \cdot \ln(N_e^{\text{хар}}) + g \cdot (\ln(n))^3 + h \cdot (\ln(N_e^{\text{хар}}))^3 + i \cdot \ln(n) \cdot (\ln(N_e^{\text{хар}}))^2 + j \cdot (\ln(n))^2 \cdot \ln(N_e^{\text{хар}}), \quad (9)$$

где n – частота вращения вала силовой турбины, об/мин; $N_e^{\text{хар}}$ – эффективная мощность ГТУ при идеальном техническом состоянии проточной части согласно оцифрованным характеристикам, кВт; $a, b, c, d, e, f, g, h, i, j$ – переменные коэффициенты, зависящие от температуры воздуха на входе в осевой компрессор и типа ГТУ.

По данным фактического режима определяется КПД ГТУ для температур воздуха, по которым имеются характеристики фирмы-изготовителя. Способ определения КПД ГТУ для фактической температуры воздуха на входе в компрессор показан на рис. 5. В качестве примера представлены рассчитанные значения КПД установки типа М5352R(C) при мощности ГТУ 25800 кВт и частоте вращения ротора силовой турбины 4670 об/мин для четырех температур воздуха (-40, 0, 15 и 50 °С). При этом температура газа на выходе из силовой турбины для каждой точки разная. По полученным значениям строится зависимость, изображенная на рисунке в виде штриховой линии. На рисунке показано определение КПД для температуры -15 °С.

Очевидно, что крайняя точка на графике является гипотетической, так как при температуре воздуха на входе в ОК 50 °С ГТУ не разовьет мощность в 25 МВт. Также на примере данного случая стоит отметить: штриховая линия на рис. 5 не указывает на то, что на данном режиме работы (частота вращения ротора СТ 4670 об/мин, конкретное значение температуры газов за СТ, эффективная мощность 25800 кВт) максимальный КПД достигается при температуре воздуха порядка 35 °С. Для температуры 35 °С режим работы ГТУ характеризуется иными значениями параметров газа перед и за турбинами, а также иным положением поворотного направляющего аппарата СТ, и, соответственно, иным расходом топливного газа (относительно режимов при других температурах воздуха). То есть при другой температуре наружного воздуха режим работы установки и характер штриховой кривой изменятся. Теоретически характер изменения КПД при постоянных температурах газов за турбиной изображены на рис. 5 сплошными линиями (при этом частота вращения ротора СТ переменная).

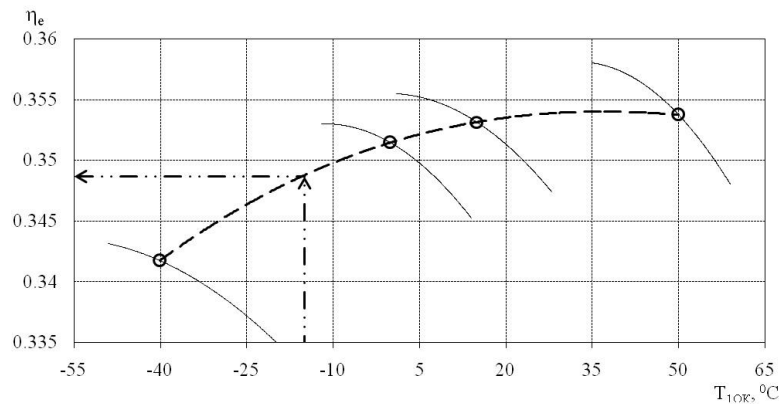


Рис. 5. График определения КПД ГТУ для фактической температуры воздуха на входе в осевой компрессор

Коэффициент технического соответствия определяется по следующей зависимости:

$$k_{TC} = \frac{N_e^{\Phi}}{N_e^3}. \quad (10)$$

Для получения достоверных данных по техническому состоянию ГТУ проводится серия замеров. По полученным значениям k_{TC} всех режимов определяется среднее значение коэффициента технического соответствия:

$$K'_{TC} = \frac{\sum_{i=1}^n k_{TCi}}{n},$$

где i – порядковый номер режима испытаний, $1 \leq i \leq n$; n – количество режимов испытаний; k_{TCi} – коэффициент технического соответствия для i -го режима испытаний.

Испытания ГТУ

Измерения значений параметров ГТУ проводятся на установившихся режимах работы установки. Перед началом измерений после изменения (и установки нового значения) загрузки агрегата или состояния окружающей среды (температуры атмосферного воздуха) ГТУ работает до полной стабилизации режима, которая считается достигнутой, когда отклонения отдельных отсчетов основных параметров (температура газов, частота вращения вала силовой турбины) от средних значений не превышает 1% в течение 60 минут при неизменном положении лопаток регулируемого соплового аппарата силовой турбины. На установившемся режиме работы температура перекачиваемого газа на входе и на выходе из ЦБН изменяется не более чем на $0,1^{\circ}$ в течение 10 минут.

Измерения значений параметров проводятся при работе ГТУ по простому циклу. Под простым циклом следует понимать цикл, при котором не происходит регулирования входного направляющего аппарата осевого компрессора (ВНА находится в положении «полностью открыт»).

Проверка разработанной методики технического состояния ГТУ с регулируемым сопловым аппаратом силовой турбины проводилась на основании данных эксплуатационных режимов нескольких ГПА типа ГТК-25И, установленных на разных компрессорных станциях ООО «Газпром Трансгаз Югорск». Для примера на рис. 6 представлены сравнительные зависимости изменения фактической и эталонной эффективных мощностей на различных режимах работы ГПА.

По результатам теплотехнических испытаний ГПА типа ГТК-25И(Р) и информации по эксплуатационным режимам работы можно сделать вывод о том, что разработанная методика пригодна для оценки технического состояния газотурбинных установок, оснащенных регулируемым сопловым аппаратом силовой турбины. Практическое применение методики по оценке технического состояния ГТУ с изменяемой геометрией проточной части реализовано в программном продукте для ПК.

Выводы

1. Проведена обработка заводских характеристик ГТУ типа PGT-10, M5352(B), M5322R(B), M5352R(C). На основании полученных данных построены зависимости для определения эффективной мощности и КПД установки, которые легли в основу разработанной авторами методики оценки технического состояния ГТУ с изменяемой

геометрией проточной части. Разработан программный код на основании предложенного алгоритма определения показателей ГТУ.

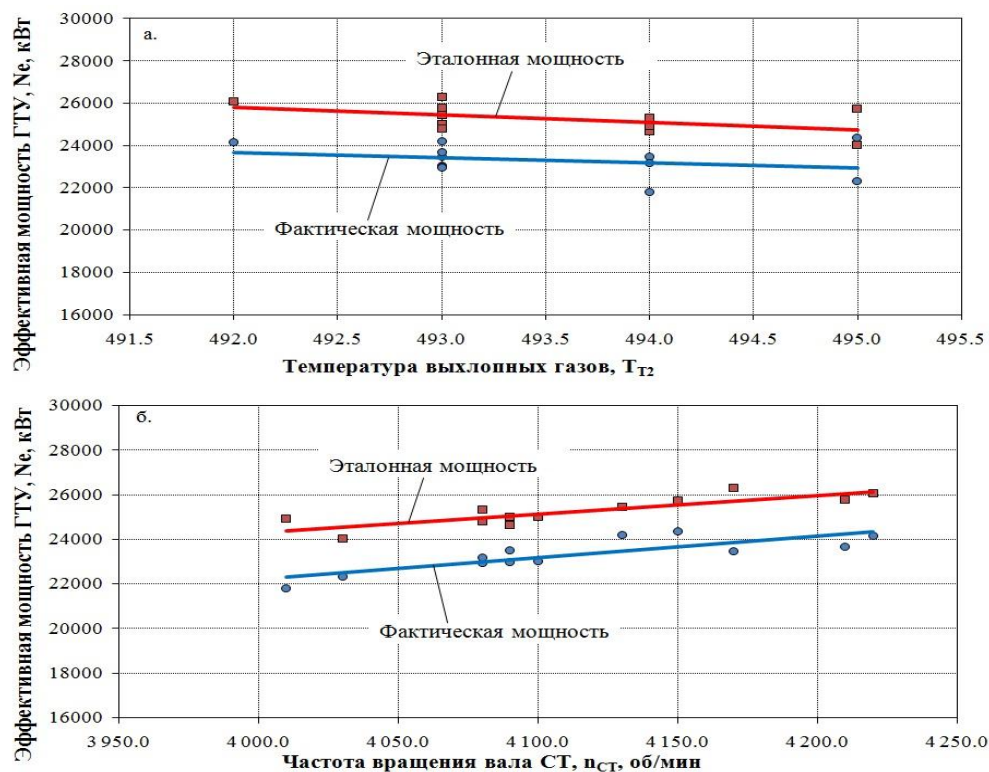


Рис. 6. Характер изменения фактической и эталонной эффективных мощностей на различных режимах работы ГПА типа ГТК-25И

2. Проведены специальные теплотехнические испытания ГТУ типа ГТК-25И(Р). Представлены результаты обработки полученных экспериментальных данных. Показана эффективность и сравнительная простота применения разработанного алгоритма определения технического состояния ГТУ.

3. Анализ результатов апробации методики на компрессорных станциях показал достоверность результатов и эффективность применения методики. Наличие методики по оценке технического состояния ГТУ с изменяемой геометрией проточной части позволяет снизить риски возникновения аварийных ситуаций, иметь достоверное представление о состоянии эксплуатируемого оборудования, сделать долгосрочный прогноз по дальнейшей эксплуатации и последующей реконструкции ГПА с таким типом приводов. Разработаны рекомендации для инженерной практики о применении методики оценки технического состояния ГТУ с изменяемой геометрией проточной части.

Summary

The method of technical performance estimation of Gas Turbine with variable Power Turbine nozzle geometry is described in the paper. The method is based on the processing of the engine characteristics provided by producer. Approximations are given for power

and efficiency calculations of the gas turbine type GTK-25I(R). Appropriate model verification according to test data of real engines on site is also presented.

Key words: Gas Turbine, Variable Nozzle, Technical performance estimation, Power and efficiency estimation.

Литература

1. Ольховский Г.Г. Тепловые испытания стационарных газотурбинных установок / Г.Г. Ольховский. М.: Энергия, 1971. 408 с.
2. Галиуллин З.Т. Современные газотранспортные системы и технологии / З.Т. Галиуллин, С.Ю. Сальников, В.А. Щуровский; под ред. В.А. Щуровского. М.: Газпром ВНИИГАЗ, 2014. 346 с.
3. Komarov O.V. Parametrical diagnostics of gas turbine performance on side at gas pumping plants based on standard measurements / O.V. Komarov, V.A. Sedunin, V.L. Blinov, A.V. Skorokhodov // Proceedings of the ASME Turbo Expo: Turbine Technical Conference and Exposition, GT 2014, Dusseldorf, Germany, 16 June 2014 through 20 June 2014. Volume 3B, GT2014–25392. P. 1–8.
4. Комаров О.В. Разработка методики оценки технического состояния ГТУ с изменяемой геометрией проточной части / О.В. Комаров, В.Л. Блинов, А.В. Скороходов, В.А. Седунин, Е.П. Созонов // LXII Научно-техническая сессия по проблемам газовых турбин и парогазовых установок «Фундаментальные проблемы оптимизации технологических процессов в конструкциях применительно к наземным ГТУ»: тезисы докладов, г. Москва, 22-24 сентября 2015 г., ОАО «ВТИ». 2014. С. 87–93.
5. Ванчин А.Г. Методы оценки технического состояния и прогнозирования показателей работы газоперекачивающего агрегата ГТК-25ИР / А.Г. Ванчин // Электронный научный журнал «Нефтегазовое дело». 2012. № 6. С. 184–197.

Поступила в редакцию

07 апреля 2016 г.

Бродов Юрий Миронович – д-р техн. наук, заведующий кафедрой «Турбины и двигатели» УрФУ имени первого Президента России Б.Н. Ельцина, г. Екатеринбург. Тел.: 8(343)375-48-51.

Комаров Олег Вячеславович – канд. техн. наук, доцент кафедры «Турбины и двигатели» УрФУ имени первого Президента России Б.Н. Ельцина, г. Екатеринбург. Тел.: 8(343)375-48-51.

Блинов Виталий Леонидович – канд. техн. наук, старший преподаватель кафедры «Турбины и двигатели» УрФУ имени первого Президента России Б.Н. Ельцина. Тел.: 8(343)375-48-51. E-mail: vithomukyn@mail.ru.

Седунин Вячеслав Алексеевич – канд. техн. наук, доцент кафедры «Турбины и двигатели» УрФУ имени первого Президента России Б.Н. Ельцина, г. Екатеринбург. Тел.: 8(343)375-48-51. E-mail: lerr@bk.ru.

Скороходов Александр Владимирович – старший преподаватель кафедры «Турбины и двигатели» УрФУ имени первого Президента России Б.Н. Ельцина, г. Екатеринбург. Тел.: 8(343)375-48-51. E-mail: skorokhodov@gmail.com.

Созонов Евгений Петрович – аспирант кафедры «Турбины и двигатели» УрФУ имени первого Президента России Б.Н.Ельцина, г. Екатеринбург. Тел.: 8(343)375-48-51.

**ЭЛЕКТРОННО–МИКРОСКОПИЧЕСКОЕ ОБНАРУЖЕНИЕ
И ПОЭЛЕМЕНТНЫЙ ХИМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ИНОРОДНЫХ
ВКЛЮЧЕНИЙ В ХРОМ–МОЛИБДЕН-ВАНАДИЕВЫХ ТРУБАХ**

ГЕРАСИМОВ ВИТАЛИЙ ВИКТОРОВИЧ

Казанский кооперативный институт

В трубах для теплоэнергетики из жаропрочной стали обнаружены следы инородных включений. Выполненный поэлементный анализ указывает, с большой степенью вероятности, на их шлаковое происхождение.

Ключевые слова: дефекты, сталь 12Х1МФ, микроструктура, элементный анализ, шлаковые включения, состав, идентификация.

Дефекты трубопрокатных производств обычно идентифицируются внешним осмотром или другими известными способами входного контроля. Более сложную задачу представляет обнаружение внутренних дефектов. Для труб в системе теплоэнергетики, в связи с высокими температурно-временными технологическими параметрами их эксплуатации, выявление внутренних дефектов является исключительно важным.

Используемые в настоящее время, в соответствии с ГОСТ 183543–79, стандартные методы обнаружения внутренних дефектов с помощью, в частности, акустических дефектоскопов УД2-12 или USN-50, не дают должного результата. Как известно, аналитический сигнал не генерируется в случаях: весьма малых структурных образований, следов инородных включений, а также в случае отсутствия границы раздела фаз «металл – инородное включение».

Контрольные испытания труб дали основание полагать, что в перлитных сталях, поступающих на объекты энергетики, возможны внутренние дефекты на микроструктурном уровне. Возникла необходимость применения электронной микроскопии с совмещенным структурным и поэлементным химическим анализом объекта.

В качестве объекта для исследования использовали широко применяемую в теплоэнергетике перлитную сталь 12Х1МФ. Она отличается дешевизной, благодаря относительно малым количествам вводимых легирующих элементов: молибдена, ванадия, хрома, и в тоже время является достаточно жаропрочной, что обеспечивает возможность ее применения в качестве паропроводов при 550–570°C в условиях длительной эксплуатации до 100000 часов и более. Важно было установить: есть ли вторая фаза в исходном металле, которую можно было бы определить как внутренний дефект? Тем более, что это может сказаться, с одной стороны, на механических параметрах индивидуальных зерен и, соответственно, сопряженных с ними участков металла; с другой – могут возникнуть структурные образования, говоря иначе, локальные внутренние концентраторы напряжений, что снизит ожидаемый срок эксплуатации.

Цель работы: электронно-микроскопический и поэлементный анализ внутренних металлургических дефектов труб из жаропрочной стали 12Х1МФ, поступивших на Казанскую ТЭЦ–3. Кроме того, ставилась задача выявить особенности распределения легирующих и примесных элементов по структурным образованиям металла.

Усредненный химический состав исходной стали 12Х1МФ, определенный спектральным методом с помощью стилоскопа СЛ-13, в соответствии с РД 34.10.122-94, следующий (табл.1):

Таблица 1

Химический состав стали 12Х1МФ, %

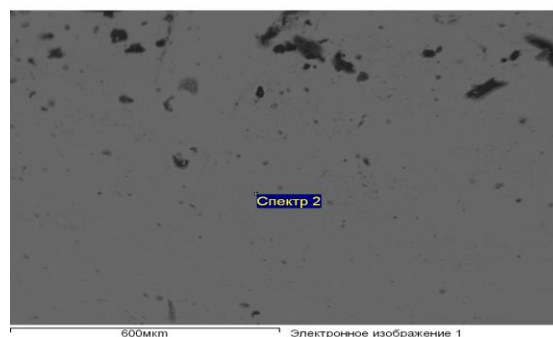
Марка стали	Углерод С	Марганец Mn	Кремний Si	Фосфор P	Сера S	Никель Ni	Хром Cr	Молибден Mo	Ванадий V
12Х1МФ	0,12	0,53	0,27	0,017	0,035	0,30	1,15	0,30	0,25
Требования ТУ 14-3Р-55-2001 к стали 12Х1МФ	0,10 – 0,15	0,40 – 0,70	0,17 – 0,37	≤ 0,025	≤ 0,025	≤ 0,25	0,90 – 1,20	0,25 – 0,35	0,15 – 0,30

Из табл. 1 видно, что в стали, помимо специально вводимых легирующих элементов: хром, молибден, ванадий, присутствуют примесные элементы – марганец, кремний, фосфор, сера, никель.

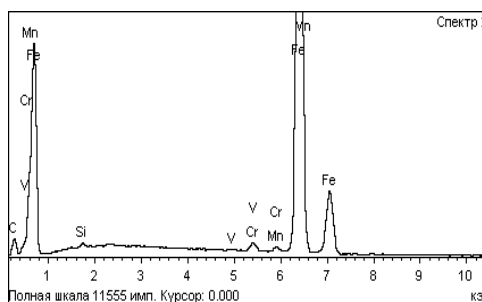
Экспериментальные данные, в основном, соответствуют требованиям технических условий.

Подготовка шлифов для анализа производилась в соответствии с ОСТ 34-70-690-96. Образец металла подвергался травлению 4-х процентным раствором азотной кислоты с 4–5 кратной переполровкой. Последнее травление производилось 2-х процентным раствором азотной кислоты. Для детального исследования образца использовался многоцелевой растровый электронный микроскоп EVO-50 с диапазоном увеличений 5х–1000000х, снабженный рентгеновским спектрометром (EDS/WDS). На нем с помощью вторичных и отраженных электронов регистрировалась морфология поверхности изучаемого объекта и фазовый состав. Путем анализа характеристического рентгеновского излучения анализировался элементный состав. Ранее данный метод нами был использован в работе [1]. Данные по механическим и эксплуатационным характеристикам стали 12Х1МФ представлены в работах [2–6].

На рис. 1 А, Б, В показаны: электронные изображения, сами спектры, данные элементного состава анализируемого участка образца при малом увеличении. На снимке 1, А дано изображение с указанием линейного разрешения 600 мкм. Обнаруживается 2-фазная система: на фоне, практически, однородного металла имеются темные образования различной формы и размеров от 10 до 150 мкм. Важно было установить: что это такое? Какое различие в элементном составе в «квазифазах», т.е. без четко выраженной границы между ними?



А)



Б)

Эталон

C CaCO₃ 1-июн-1999 12:00 AM

Si SiO₂ 1-ноя-2007 06:07 PM

V V 1-июн-1999 12:00 AM

Cr Cr 1-июн-1999 12:00 AM

Mn Mn 1-июн-1999 12:00 AM

Fe Fe 1-июн-1999 12:00 AM

Элемент	Весовой %	Атомный%
C	7,78	28,10
Si	0,33	0,50
V	0,15	0,13
Cr	0,86	0,72
Mn	0,61	0,48
Fe	90,27	70,07
Итоги	100,00	

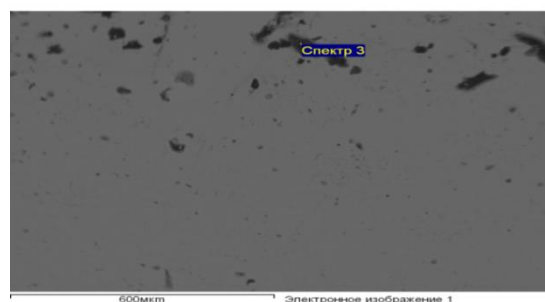
В)

Рис. 1. Электронное изображение – А, спектры – Б, элементный состав – В участка образца исходной стали 12Х1МФ с линейным разрешением 600 мкм. Электронный луч сфокусирован на фазе, практически, однородного металла

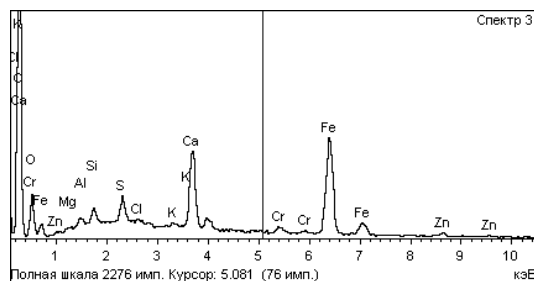
Из изображения на рис.1, А однозначно следует, что металл в массе «механически» неоднороден. Мы не говорим о структурных элементах – зернах, т.к. при разрешении 600 мкм они не проявляются. Зерна, как основные структурные элементы стали, проявятся на рис. 3, А, когда разрешение установлено 200 мкм. Было уместно предположить, что неоднородности – это шлаковые включения шихтового материала. Попробуем это показать.

Из спектра (рис. 1, Б) и таблицы с данными химического состава «однородной» фоновой матрицы (рис. 1, В) следует, что в системе обнаруживаются элементы: C, Si, V, Cr, Mn, Fe. Представлены весовые и атомные проценты. В сумме – 100%. Но по данным спектрального анализа (см. табл.1) имеем: C, Si, V, Cr, Mn, Fe, P, S, Ni, Mo. Вызывает удивление, что в случае применения прибора EVO-50 не обнаруживается легирующий элемент молибден. Отсутствует также никель. Не проявляются вредные элементы: фосфор и сера. Причина – анализ производится на конкретном локальном участке 1х1х1 мкм, т.е. анализ осуществляется в том месте, где их нет. Однако молибден обнаруживается в спектре на границе индивидуального зерна при разрешении 200 мкм (рис. 3, Б и В). Аналогично, на том же рисунке обнаруживаются фосфор и сера. Обратим внимание, что локальное содержание серы достигает значительной величины 0,11 %. Это превышает норматив на 84 %. При нашем исследовании никель никак не проявился. Причина, видимо, та же – существенная неоднородность системы по поэлементному составу образца.

Проанализируем рис. 2, где показаны: электронное изображение – А, спектр – Б, элементный состав – В участка образца исходной стали 12Х1МФ с линейным разрешением, как в предыдущем случае, 600 мкм. Электронный луч сфокусирован на частице второй фазы (темное структурное образование).



А)



Б)

C CaCO₃ 1-июн-1999 12:00 AM
 O SiO₂ 1-ноя-2007 06:07 PM
 Mg MgO 1-июн-1999 12:00 AM
 Al Al₂O₃ 1-июн-1999 12:00 AM
 Si SiO₂ 1-ноя-2007 06:07 PM
 S FeS₂ 1-июн-1999 12:00 AM
 Cl KCl 1-июн-1999 12:00 AM
 K MAD-10 Feldspar 1-июн-1999 12:00 AM
 Ca Wollastonite 1-июн-1999 12:00 AM
 Cr Cr 1-июн-1999 12:00 AM
 Fe Fe 1-июн-1999 12:00 AM
 Zn Zn 1-июн-1999 12:00 AM

Элемент	Весовой %	Атомный%
C	63,53	80,98
O	11,70	11,20
Mg	0,16	0,10
Al	0,29	0,16
Si	0,64	0,35
S	1,03	0,49
Cl	0,19	0,08
K	0,19	0,07
Ca	4,52	1,73
Cr	0,68	0,20
Fe	15,91	4,36
Zn	1,17	0,27
Итоги	100,00	

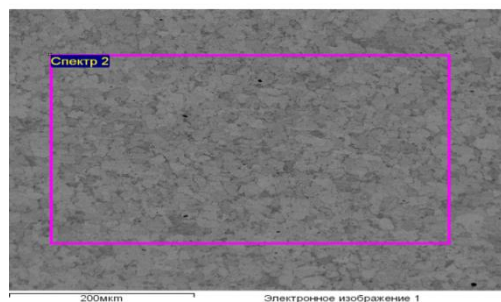
В)

Рис. 2. Электронное изображение – А, спектры – Б, элементный состав – В участка образца исходной стали 12Х1МФ с линейным разрешением 600 мкм. Электронный луч сфокусирован на частице второй фазы (темное структурное образование)

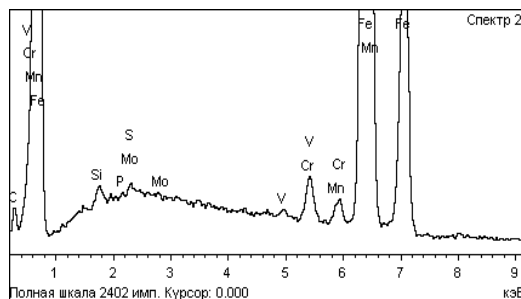
Обнаружились следующие элементы: C, O, Mg, Al, Si, S, Cl, K, Ca, Cr, Fe, Zn. Попробуем соотнести восстановители с окислителями. Например, экспериментальное содержание восстановителя Mg из табл. 2 составляет 0,16 вес.%, что соответствует $\Gamma/M_{\text{Mg}} = 0,16/24 = 0,0066$ молям. Для формирования соединения – оксида магния (соотношение 1:1) – требуется то же количество окислителя кислорода: 0,0066 моля. Из экспериментальной таблицы имеем кислорода в целом $11,7/16 = 0,73$ моля. Остаточных 0,7234 молей кислорода достаточно для связывания других потенциальных восстановителей. Таким образом, можно с определенной степенью вероятности сделать

закключение, что темные образования представляют собой конгломераты оксидов: MgO , Fe_2O_3 , FeO , Al_2O_3 , SiO_2 , CaO , Cr_2O_3 , ZnO . Также возможно формирование хлоридов, соединений серы и фосфора типа сульфидов, фосфидов и, конечно, в значительной степени карбидов. Все эти структуры входят в шлаковые образования и формируются в процессе плавки в трубном производстве. По оценке количества «темной» фазы, можно полагать, что их объемная доля может достигнуть 1–2 % и более. Количество шлаков зависит от точности соблюдения технологии.

На рис. 3 показаны соответствующие экспериментальные данные участка стали 12Х1МФ с разрешением 200 мкм. На снимке обнаруживается зернистая структура. Электронный луч был сфокусирован на границу индивидуального зерна. Границы зерен, как известно, являются местом стока дислокаций. Мы же видим, что эта область весьма богата содержанием элементов. Именно здесь концентрируются легирующие элементы: хром, молибден, ванадий. К сожалению, в нашем случае оказалось недостаточным увеличение изображения. Мы не увидели перлитных зерен с характерной полосатой структурой. При проектировании стали, как известно, изначально предполагалось, что компактные ионы молибдена будут диффундировать в «тесную» решетку ОЦК и легировать феррит. Ванадий, имея соответствующее химическое сродство к углероду, должен был по механизму замещения сформировать карбид, диффундировать и, соответственно, легировать карбидную фазу. Таким образом, перлитная сталь должна быть комплексно легированной как по ферритной фазе, так и по армирующим карбидным плоскостям. Судя по высоким эксплуатационным показателям, теплоустойчивости и повышенным механическим характеристикам стали 12Х1МФ, можно полагать, что так оно и есть, т. е. материал «правильно» легирован. Говоря иначе, фактический процесс легирования, как и проектировалось, так и происходит. Конечно, это суждение требует дополнительного экспериментального подтверждения.



А)



Б)

Элемент	Весовой %	Атомный%
---------	-----------	----------

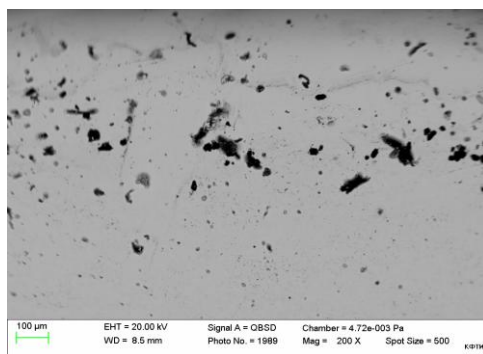
C CaCO3 1-июн-1999 12:00 AM
 Si SiO2 1-ноя-2007 06:07 PM
 P GaP 1-июн-1999 12:00 AM
 S FeS2 1-июн-1999 12:00 AM
 V V 1-июн-1999 12:00 AM
 Cr Cr 1-июн-1999 12:00 AM
 Mn Mn 1-июн-1999 12:00 AM
 Fe 1-июн-1999 12:00 AM
 Mo Mo 1-июн-1999 12:00 AM

C	2,80	11,78
Si	0,31	0,55
P	0,00	0,01
S	0,11	0,17
V	0,17	0,17
Cr	0,98	0,95
Mn	0,73	0,67
Fe	94,87	85,70
Mo	0,03	0,02

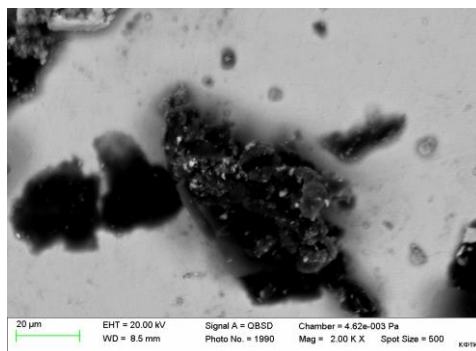
В)

Рис. 3. Электронное изображение – *А*, спектры – *Б*, элементный состав – *В* участка образца исходной стали 12Х1МФ с разрешением 200 мкм. Электронный луч сфокусирован на границе индивидуального зерна

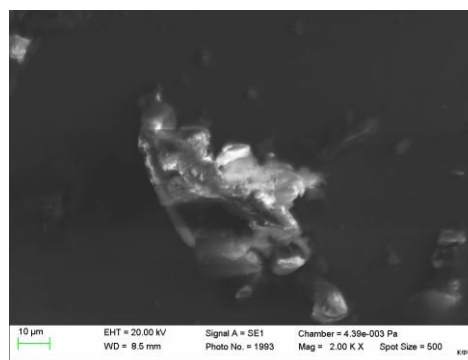
На рис. 4 показаны увеличенные электронные изображения индивидуальных шлаковых образований с разрешением: *А* – 100; *Б* – 20 и *В* – 10 мкм. Это бесформенные аморфно-подобные включения без граней и четко выраженных углов, т.е. отсутствуют какие-либо признаки даже начала формирования кристаллической фазы. Подобные включения не дадут аналитического сигнала.



А)



Б)



В)

Рис. 4. Электронное изображение двухфазной системы участка образца исходной стали 12Х1МФ с разрешением 100 мкм – А; электронные изображения индивидуальных образований с разрешением, мкм: В – 20; В – 10

Рассмотрим вопрос о количественных соотношениях элементов в массе металла. Обратим внимание на неувязку – аномально высокое присутствие углерода. Как следует из таблицы (рис 1, В), прибор *EVO-50* указал на содержание углерода в фоновой матрице $C=7,78$ вес %, что аномально много. По данным спектрального анализа (стилоскоп Л-13), табл.1, содержание углерода в металле составляет 0,12 %. Соответственно оказываются заниженными данные по другим элементам. Контрольные измерения указали на причину искажения – наличие на поверхности образца адсорбционного слоя инородных органических образований, которое, соответственно, и фиксирует прибор. Несоответствие легко устраняется при выполнении операции нормирования. В результате получим уточненную картину фактического содержания элементов в фоновой матрице (%): $C = 0,12$; $Si = 0,35$; $V = 0,16$; $Cr = 0,93$; $Mn = 0,66$; $Fe = 97,88$. В сумме имеем 100 %. Данные, также как и в предыдущем случае, оказываются в пределах требований ТУ 14-4Р-55-2001 к стали 12Х1МФ.

Таким образом, нами установлено наличие в массе металла следов шлаковых включений, определен их химический состав. Можно полагать, что существует пороговая их концентрация, когда шлаковые включения могут негативно повлиять на физико-технические характеристики металла. Однозначно это зависит от соблюдения технологии на трубном производстве. Применение прибора *EVO-50* позволило экспериментально установить, что даже в смежных микроструктурах в стали существует весьма существенная неоднородность распределения как по легирующим, так и по примесным элементам.

Автор благодарит Ю.Н. Осина – директора междисциплинарного центра аналитической микроскопии Казанского (Приволжского) федерального университета за содействие в выполнении работы.

Литература

1. Герасимов В.В. Электронно-микроскопическая и химическая идентификация индивидуального зерна новообразованного цементита в сфероидизированной перлитной стали 12Х1МФ // Технология металлов. 2014. №11. С. 20–25.
2. Герасимов В.В., Переверзева О.В. Микроповреждаемость жаропрочной стали при длительной эксплуатации металла в системах элементов теплоэнергетических установок // Материаловедение. 2006. №4. С. 31–35.

3. Герасимов В.В., Переверзева О.В. Изменение структуры и механических характеристик жаропрочной стали при длительной эксплуатации металла в системах элементов теплоэнергетических установок // Материаловедение. 2004. №4. С.39–43.

4. Герасимов В.В. Анализ деградации перлитной теплоустойчивой стали 12Х1МФ при длительной эксплуатации в системах тепловых электрических станций // Технология металлов. 2013. №11. С. 40–49.

5. Трусов Л.П., Маркин И.Л., Богатырев Ю.М. Свойства металла паропроводов из стали 12Х1МФ после длительной эксплуатации // Теплоэнергетика. 1975. №10. С.6–9.

6. Смирнов А.Н., Козлов Э.В. Субструктура, внутренние поля напряжений и проблема разрушения паропроводов из стали 12Х1МФ. Кемерово: Кузбассвуиздат, 2004.

Поступила в редакцию

26 апреля 2016 г.

Герасимов Виталий Викторович – д-р техн. наук, профессор Казанского кооперативного института.
Тел: 8(843) 564-42-82; 89179369697. E-mail: viktorovich1941@gmail.com.

МЕТОД РАСЧЕТА ЭФФЕКТИВНОСТИ КОМБИНИРОВАННОГО СЕПАРАТОРА ОЧИСТКИ ГАЗОВ ОТ КАПЕЛЬНОЙ ВЛАГИ

А.Р. ИСХАКОВ, М.М. БАШАРОВ

Казанский государственный энергетический университет

В статье уделяется внимание очистке различных газообразных сред от дисперсной фазы, наличие которой неблагоприятно влияет на протекание технологических процессов. Приведены конструкция и схема работы разработанного авторами сепаратора осушки газов от капельной влаги и метод его расчета. Получена зависимость комплекса энергоэффективности от скорости газа для различных насадок, которая показывает, что наиболее оптимальным является использование насадки «Инжехим-2000» с удельной поверхностью насадки равной $800 \text{ м}^2/\text{м}^3$. Произведены расчеты эффективности сепарации капель воды из природного газа сеноманской газоносной толщи и масляного аэрозоля этилен-хладоагента в рассматриваемом аппарате. Установлено, что предлагаемый комбинированный сепаратор обеспечивает высокую эффективность (98–99%) удаления жидкой фазы размером более 3 мкм, а масляного аэрозоля – более 1 мкм. При этом комбинированный сепаратор имеет относительно небольшие геометрические размеры. Аппарат характеризуется низким гидродинамическим сопротивлением, за счет чего снижаются энергетические затраты на его эксплуатацию.

Ключевые слова: газосепаратор, осушка газов, насадка, трубка с ленточным завихрителем, эффективность сепарации.

Введение

На предприятиях химической и нефтехимической промышленности в различных технологических процессах используются газообразные среды. Как правило, наличие жидкой дисперсной фазы в газах негативно влияет на технологические процессы, поэтому ее извлекают. Также в процессе производства тепловой энергии на большинстве тепловых электростанциях России в качестве энергетического топлива в настоящее время используется природный газ. В природном газе содержится некоторое количество капельной влаги (до 5% масс.), что негативно сказывается на его горении, приводит к коррозии внутренних поверхностей трубопроводов и теплоэнергетического оборудования. Более того, при движении газожидкостной смеси вдоль стенок аппаратов происходит осаждение дисперсной фазы на поверхностях оборудования, в результате повышается гидравлическое сопротивление и, соответственно, энергозатраты на проведение процессов. Со временем количество этих отложений увеличивается вследствие коалесценции или коагуляции. Таким образом, при турбулентном движении потока рабочей среды мелкие капельки, в результате поступательного и броуновского движений, образования вихрей, сталкиваются между собой, со стенками различного оборудования и образуют более крупный аэрозоль, прилипающий к стенке и увеличивающий, тем самым, толщину отложений. Наличие таких отложений и дополнительная фаза не лучшим образом сказываются на работе аппаратов и различного оборудования [1–3].

Сепаратор осушки газов от капельной влаги

Для улавливания частиц из газового потока применяют аппараты различного принципа действия и конструкции [4]: устройства, работа которых основана на использовании силы тяжести; устройства, основанные на использовании центробежной силы; мокрые пылеуловители; электрофилтры; тканевые филтры.

По принципу действия почти все применяемые в промышленности сепараторы являются комбинированными, так как в каждом из них при осаждении капель жидкости из газового потока используется несколько механизмов [4]. Удаление капельной влаги из газовых сред осуществляется в так называемых сепараторах осушки газа.

Разработан [5] комбинированный сепаратор осушки газов от капельной влаги (рис. 1) и методы расчета эффективности сепарации капельной влаги [2, 6].

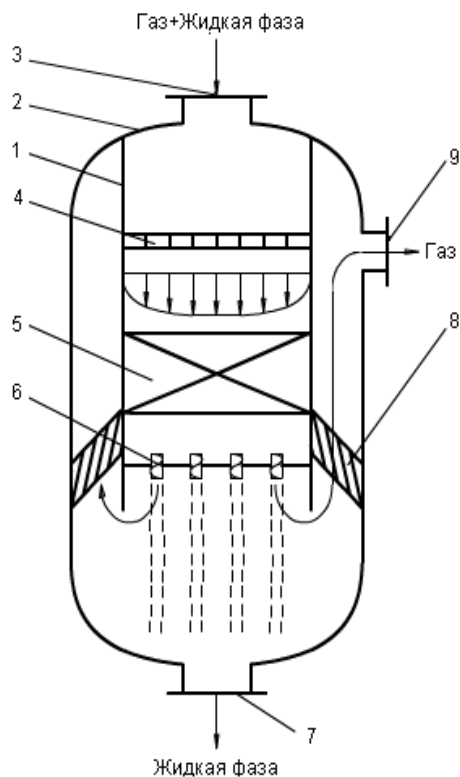


Рис. 1. Сепаратор осушки газов от капельной влаги:

1 – внутренняя труба; 2 – корпус; 3 – входной патрубок; 4 – направляющая решетка; 5 – секция нерегулярных насадок; 6 – трубки с ленточным завихрителем; 7 – патрубок выхода отделенной жидкой фазы; 8 – сетчатый демистер; 9 – патрубок выхода осушенного газа

Сепаратор работает следующим образом. Исходная газожидкостная смесь поступает во внутреннюю трубу 1 сепаратора через патрубок 3. Далее смесь, минув направляющую решетку 4, на которой происходит выравнивание потока, поступает на секцию нерегулярных насадок «Инжехим-2000» [1, 4] 5, где происходит укрупнение капель жидкости. После секции насадок смесь проходит через трубки с ленточным завихрителем 6. Жидкая фаза осаждается на внутренней стороне стенок трубок за счет центробежной силы (при скорости газа больше 30 м/с), вызванной ленточным завихрителем, и стекает в нижнюю часть аппарата под действием силы тяжести. Через

патрубок 7 отделенная жидкость покидает аппарат. Очищенный газ через сетчатый демистер 8, предотвращающий вторичный унос жидкой фазы, покидает внутреннюю трубу 1 и выходит из аппарата через патрубок 9.

Направляющая решетка представляет собой пронизаемую поперечную перегородку из металлического листа с отверстиями. Коэффициент сопротивления направляющей решетки ξ от 4,9 до 5,9, вследствие чего за решеткой не наблюдается зоны циркуляции потока [4]. В качестве контактных устройств в насадочной секции используются нерегулярные металлические насадки «Инжехим-2000» [7] (рис. 2).

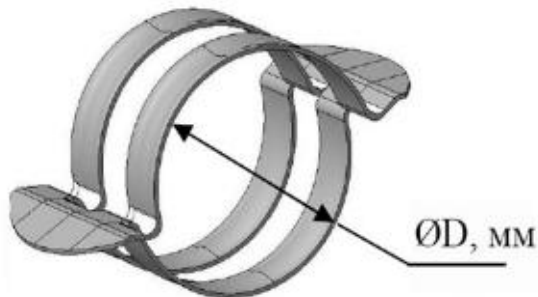


Рис. 2. Нерегулярная насадка «Инжехим-2000»

Трубки с ленточным завихрителем установлены на тарелке. Сетчатый демистер расположен по периметру между центральной трубой и корпусом аппарата под углом 45° и состоит из мелкой сетки, уложенной в пакет.

Порядок расчета эффективности сепарации

Для расчета эффективности сепарации капельной влаги в аппарате необходимо знать физические характеристики сплошной и дисперсной фаз, концентрацию и диаметр капель влаги, расход газовой смеси, геометрические размеры аппарата. Принимается допущение, что частицы влаги, отделенные в насадочном слое, идут на орошение трубок с ленточным завихрителем.

Долю осевших частиц или эффективность сепарации слабо инерционных частиц можно выразить величиной эффективности турбулентного осаждения [1, 2, 8]:

$$\eta_t = 1 - \exp\left(\frac{-4Hu_t}{d_3 u_{cp}}\right), \quad (1)$$

где H – высота насадочного слоя или длина трубок в зависимости от секции, м; u_t – скорость турбулентного осаждения (миграции) частиц, м/с; d_3 – эквивалентный диаметр канала, м; u_{cp} – средняя скорость газа в канале, м/с.

Это выражение справедливо как для насадочного слоя, так и для слоя с трубками. Вначале проводится расчет эффективности сепарации в насадочном слое $\eta_{тн}$, так как по ходу движения газовой смеси он встречается первым, далее рассчитывается секция, состоящая из трубок с ленточным завихрителем.

Перемещаясь по потоку, аэрозольные частицы на том или ином этапе своего движения достигают пристеночной области и, когда расстояние до стенки становится равным их радиусу, касаются ее и осаждаются на ней, если поверхность стенки удерживает частицы, то есть является смачиваемой. Мерой интенсивности осаждения частиц из турбулентного потока газа на стенках является так называемая скорость турбулентного осаждения частиц [2, 8]:

$$u_t = \frac{j_w}{c_m}, \quad (2)$$

где j_w – удельный поток частиц к стенке, $\text{кг/м}^2 \cdot \text{с}$; c_m – средняя по поперечному сечению концентрация частиц, кг/м^3 .

В теоретических исследованиях процесса турбулентного осаждения аэрозолей часто используется безразмерный эквивалент скорости осаждения:

$$u_{t+} = \frac{u_t}{u_*}, \quad (3)$$

где u_* – динамическая скорость, м/с .

Медниковым [8] предлагается обобщающая эмпирическая формула для расчета u_{t+} :

$$u_{t+} = 7,25 \cdot 10^{-4} \left(\frac{\tau_+}{1 + \omega_E \tau_p} \right)^2, \quad (4)$$

где τ_+ – безразмерное время релаксации; τ_p – время релаксации, с ; ω_E – угловая частота энергоемких пульсаций, с^{-1} . $\tau_+ = \frac{\tau_p u_*^2}{\nu_\Gamma}$, где ν_Γ – кинематическая вязкость газа, $\text{м}^2/\text{с}$;

$\tau_p = \frac{d_\Gamma^2 \rho_\Gamma}{18 \mu_\Gamma}$, где d_Γ – диаметр частицы, м ; ρ_Γ – плотность вещества частицы, кг/м^3 ;

μ_Γ – коэффициент динамической вязкости газа, $\text{Па} \cdot \text{с}$; $\omega_E = \frac{u_*}{0,05 d_3}$, где d_3 –

эквивалентный диаметр канала, м .

Таким образом, расчет каждой секции сводится к определению динамической скорости потока u_* , зная которую можно вычислить скорость турбулентного осаждения частиц по формулам (3), (4) и далее, по формуле (1), рассчитать эффективность сепарации для каждой секции [9].

Расчет насадочного слоя

Расчет эффективности сепарации в насадочном слое начинается с вычисления средней скорости через фактор скорости F :

$$u_{\text{ср}} = \frac{F}{\sqrt{\rho_\Gamma}}, \quad (5)$$

где ρ_Γ – плотность газа, кг/м^3 . Для прямотока задают $F = 5 - 10$.

Имея массовый расход газовой смеси на входе в аппарат G и зная среднюю скорость потока газожидкостной смеси, можно вычислить площадь поперечного сечения $S_{\text{в.т.}}$ и диаметр $D_{\text{в.т.}}$ внутренней трубы:

$$S_{\text{в.т.}} = \frac{G}{\rho_\Gamma u_{\text{ср}}}, \quad (6)$$

$$D_{\text{в.т.}} = 2 \sqrt{\frac{S_{\text{к.}}}{\pi}}. \quad (7)$$

Плотность орошения равна:

$$q = \frac{L}{S_{\text{в.т.}} \rho_\Gamma}, \quad (10)$$

где L – расход частиц влаги, кг/с , $L = G \frac{C_\Gamma}{100}$, где C_Γ – концентрация частиц, % (масс.).

При малых концентрациях частиц плотность орошения является очень низкой, поэтому ею можно пренебречь и считать, что насадки практически не орошаются, а

сопротивление насадочного слоя считать как для сухой насадки. Таким образом, сопротивление сухого насадочного слоя высотой 1 м [10, 11] определяется по следующей зависимости:

$$\Delta P_{\text{сух}}^{1\text{м}} = \frac{\lambda u_{\text{ср}}^2 \rho_{\Gamma} a_{\text{в}}}{8V_{\text{св}}^3}, \quad (11)$$

где λ – коэффициент гидравлического сопротивления насадочного слоя; $V_{\text{св}}$ – свободный объем насадки, м³/м³; $a_{\text{в}}$ – удельная поверхность насадки, м²/м³.

Коэффициент гидравлического сопротивления насадочного слоя определяется, в зависимости от режима движения потока:

- для колец [1, 10]:

$$\text{при } Re_{\Gamma} < 40 \quad \lambda = \frac{140}{Re_{\Gamma}}; \quad \text{при } Re_{\Gamma} > 40 \quad \lambda = \frac{16}{Re_{\Gamma}^{0,2}}; \quad (12)$$

- для нерегулярных насадок «Инжехим» [11–13]:

$$\text{при } Re_{\Gamma} > 500 \quad \lambda = 4,99 Re_{\Gamma}^{-0,04}, \quad (13)$$

где Re_{Γ} – число Рейнольдса для газа, $Re_{\Gamma} = \frac{4u_{\text{ср}}\rho_{\Gamma}}{a_{\text{в}}\mu_{\Gamma}}$.

Динамическая скорость газовой смеси в насадке определяется по следующей полуэмпирической зависимости [1, 11]:

$$u_* = 1,8 \left(\frac{\Delta P_{\Gamma-ж} u_{\text{ср}} v_{\Gamma}}{H_{\text{н}} \rho_{\Gamma}} \right)^{0,25}, \quad (14)$$

где $H_{\text{н}}$ – высота слоя насадки, м.

Расчет секции, состоящей из трубок с ленточным завихрителем

Величина эффективности сепарации в насадочном слое влияет на значения расходов газовой смеси $G_{\text{т}}$ и отделенной, то есть орошающей, жидкости $L_{\text{т}}$ на входе в трубки:

$$G_{\text{т}} = G - L\eta_{\text{тн}}, \quad (15)$$

$$L_{\text{т}} = G - G_{\text{т}}, \quad (16)$$

где $\eta_{\text{тн}}$ – эффективность сепарации в насадочном слое.

Количество трубок можно найти по формуле

$$n_{\text{т}} = \frac{G_{\text{т}}}{\rho_{\Gamma} u_{\text{ср}} S_{\text{т}}^1}, \quad (17)$$

где $S_{\text{т}}^1$ – площадь сечения одной трубки, м, $S_{\text{т}}^1 = \frac{3,14d_{\text{т}}^2}{4}$, где $d_{\text{т}}$ – диаметр одной трубки, м.

Средняя скорость в трубке $u_{\text{ср}}$ должна быть больше 30 м/с; она задается в пределах 35–50 м/с.

Перепад давления $\Delta P_{\Gamma-ж}$, обусловленный трением газа и жидкости, находится в зависимости от плотности орошения трубок q по выражению

$$q = 3600 \frac{L_{\text{т}}}{(S_{\text{в.т.}} - S_{\text{т}}) \rho_{\text{ч}}}, \quad (18)$$

где S_T – общая площадь поперечного сечения трубок, м, $S_T = S_T^1 n_T$.

При $q > 1 \text{ м}^3/\text{м ч}$ перепад давления находится экспериментально [1, 2], при $q < 1 \text{ м}^3/\text{м ч}$ считается, что трубки практически не орошаются:

$$\Delta P_{Г-ж} = \Delta P_{сух} = \lambda_3 \frac{H_T}{d_3} \frac{\rho_T u_{ср}^2}{2}, \quad (19)$$

где λ_3 – коэффициент гидравлического сопротивления, вызванный закруткой; d_3 – эквивалентный диаметр канала с ленточным завихрителем, м, $d_3 = \frac{(\pi d_T - 4\delta_{лн})d_T}{\pi d_T + 2d_T}$,

где $\delta_{лн}$ – толщина ленты, м.

В зависимости от критического значения числа Рейнольдса:

$$Re_{кр} = 2300 + 8700 \left(\frac{d_T}{S_{лз}} \right)^{1,16}, \quad (20)$$

расчет коэффициентов сопротивления можно выполнить по уравнениям Щукина [11] при $Re \leq Re_{кр}$:

$$\lambda_3 = \frac{6,34}{Re^{0,474}} \left(\frac{d_T}{d_3} \right)^{0,263} + \frac{25,6}{Re}. \quad (21)$$

При турбулентном режиме $Re > Re_{кр}$

$$\lambda_3 = \frac{0,705}{Re^{0,28}} \left(\frac{d_T}{d_3} \right)^{0,09} + 0,009 \left(\frac{d_T}{d_3} \right)^{0,65}, \quad (22)$$

где $Re = \frac{u_{ср} d_3}{\nu_T}$, d_3 – диаметр кривизны спирального канала, м. $\frac{d_3}{d_T} = \frac{1}{2} + \frac{2}{\pi^2} \left(\frac{S_{лз}}{d_T} \right)^2$,

где $S_{лз}$ – шаг ленточного завихрителя, м.

Зависимость для λ_3 справедлива при $\frac{S_{лз}}{d_T} = 3,6 - 22$.

Динамическая скорость газовой смеси в трубках определяется по следующей зависимости, полученной из уравнения баланса сил:

$$u_* = d_T \left(\frac{\pi \Delta P_{Г-ж}}{4 F_T \rho_T \cos \theta} \right)^{0,5}, \quad (23)$$

где F_T – поверхность трубки, м²; θ – угол подъема винтовой линии: $\theta = \arctan \left(\frac{\pi d_T}{S_{лз}} \right)$.

Результаты расчета различных процессов сепарации

По представленному алгоритму произведены расчеты эффективности сепарации различных смесей в рассматриваемом аппарате. В табл. 1 приведены конструкционные характеристики сепаратора.

На рис.3 показана зависимость эффективности сепарации дисперсной фазы в насадочной секции от удельной поверхности a_v насадки «Инжехим» для частиц размером от 1 до 3 мкм. В расчете использовалась модельная система воздух + вода при скорости газа 5 м/с.

Таблица 1

Геометрические размеры сепаратора

Величина	Значение
Высота насадочной секции H_n , м	0,5
Длина трубок H_t , м	0,2
Диаметр трубок d_t , м	0,017
Шаг ленточного завихрителя $S_{лз}$, м	0,118

Таким образом, чем больше удельная поверхность насадочного слоя, тем выше эффективность очистки. В дальнейших расчетах будем пользоваться удельной поверхностью насадки равной $800 \text{ м}^2/\text{м}^3$, что соответствует минимальному размеру одного насадочного элемента $\sim 8 \text{ мм}$.

На рис. 4 показана зависимость комплекса энергоэффективности газоочистки $\eta/\Delta P$ от скорости газожидкостной смеси в насадочной секции для различных насадок. Видно, что оптимальным является использование насадки «Инжехим-2000» 8 мм.

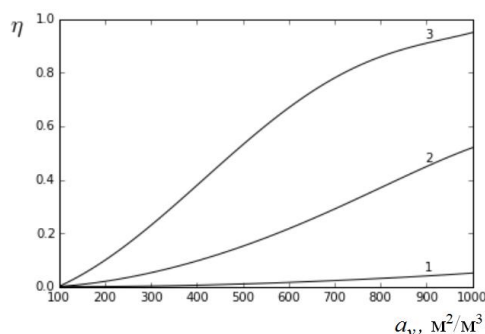


Рис. 3. Зависимость эффективности сепарации в насадочной секции от удельной поверхности насадки для частиц различного размера: 1 – 1 мкм; 2 – 2 мкм; 3 – 3 мкм

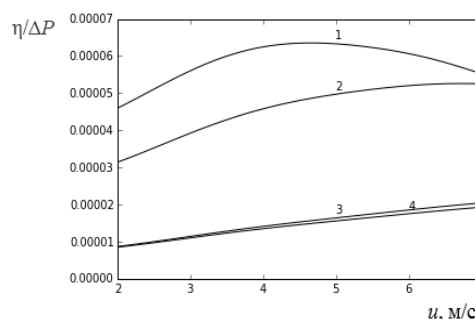


Рис. 4. Зависимость $\eta/\Delta P$ от скорости газа в насадочной секции для различных насадок: 1 – «Инжехим-2000» 8 мм; 2 – кольца Рашига 8 мм; 3 – «Инжехим-2000» 24 мм; 4 – кольца Рашига 25 мм

На рисунках 5, 6 показана зависимость $\eta/\Delta P$: от высоты трубок с ленточным завихрителем при различных скоростях газожидкостного потока при скорости газа 4–5 м/с (рис. 5); от скорости газожидкостного потока в секции трубок при различных шагах ленточного завихрителя (рис. 6).

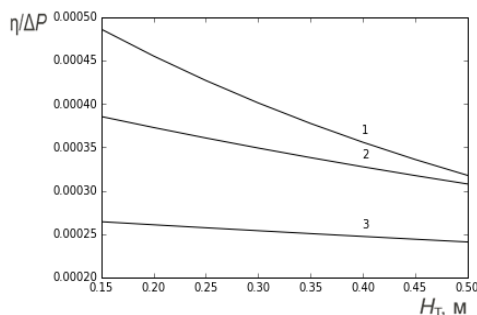


Рис. 5. Зависимость $\eta/\Delta P$ от высоты трубок при различных скоростях газа: 1 – 50 м/с; 2 – 40 м/с; 3 – 30 м/с

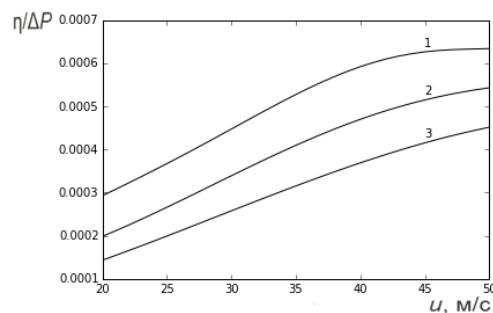


Рис. 6. Зависимость $\eta/\Delta P$ от скорости газожидкостного потока в секции трубок при различных шагах ленточного завихрителя $S_{лз}$: 1 – 0,065 м; 2 – 0,085 м; 3 – 0,120 м

На рис. 7 показана зависимость эффективности сепарации дисперсной фазы от размера извлекаемых частиц, на рис. 8 – зависимость эффективности сепарации частиц размером 3 мкм от скорости газожидкостного потока в секции трубок с ленточным завихрителем для частиц размером от 1 до 3 мкм.

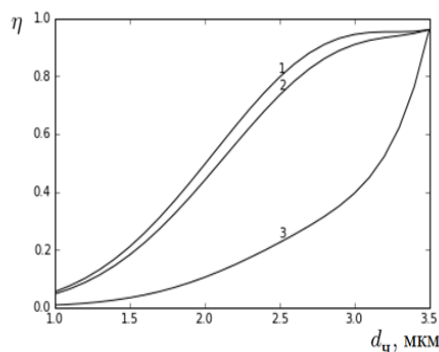


Рис. 7. Зависимость эффективности сепарации частиц воды из воздуха от их размера:
1 – на выходе из сепаратора; 2 – насадочная секция; 3 – секция с трубками

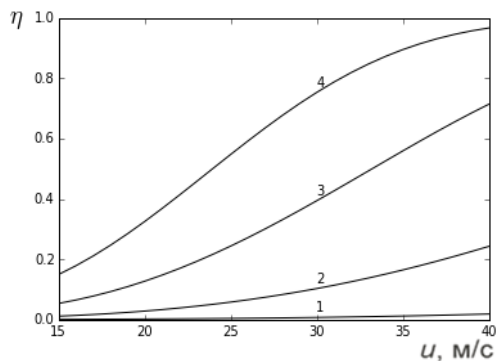


Рис. 8. Зависимость эффективности сепарации частиц воды от скорости газа в трубках:
1 – частицы размером 1 мкм; 2 – частицы размером 2 мкм; 3 – частицы размером 3 мкм; 4 – частицы размером 4 мкм

В данном примере (рис. 7) рассчитывалась система воздух с каплями воды при скорости газа в трубках 30 м/с. Видно, что эффективность сепарации частиц размером более 3 мкм выше 0,9.

Из графика рис. 8 видно, что высокая эффективность сепарации частиц размером 3 мкм достигается при скорости газа в трубках более 30 м/с. При скорости газа более 40 м/с эффективность сепарации достигает значений 0,98–0,99.

На рис. 9 показана зависимость общей эффективности сепарации масляного аэрозоля, попадающего в этилен-хладоагент при компримировании. Исходные данные взяты из работы [14].

Мельчайшие капли масляной фазы имеют размеры от 0,001 мкм до нескольких микрон [14–17]. На графике видно, что частицы размером более 0,6 мкм довольно хорошо улавливаются в сепараторе, что подтверждается внедрением аналогичного аппарата в производстве этилена [14].

Фракционная общая эффективность сепарации капель воды из природного газа сеноманской газоносной толщи, содержащего 5 % влаги, показана на рис. 10, состав газа представлен в табл. 2.

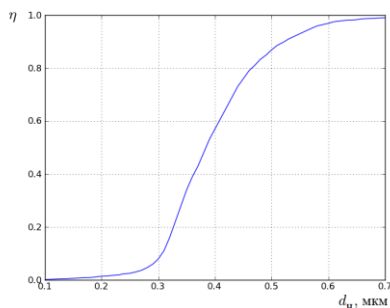


Рис. 9. Зависимость эффективности сепарации частиц масляного аэрозоля из этилен-хладоагента от их размера

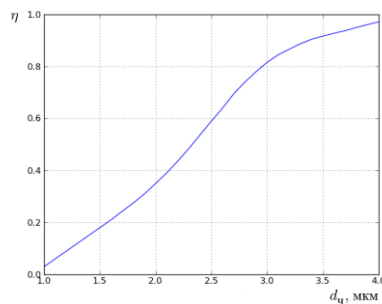


Рис. 10. Фракционная эффективность сепарации капель воды из природного газа

Из графика видно, что наиболее высокая эффективность очистки наблюдается для частиц размером более 3 мкм.

Таблица 2

Характеристика природного газа, поступающего в сепаратор

Состав газа, % об.				
CH ₄	C ₂ H ₆	C ₃ H ₈	N ₂	CO ₂
98,43	0,11	0,02	1,1	0,34
Плотность газа по воздуху, относительная			0,56	

Выводы

1. Рассмотрен комбинированный сепаратор осушки газов и представлен порядок его расчета.

2. Произведены расчеты модельной системы воздух+вода при различных условиях, по результатам которых были выявлены оптимальные величины удельной поверхности насадки и скорости газа в секции с трубками для дальнейших расчетов.

3. Произведены расчеты реальных процессов: сепарация масляного аэрозоля из этилен-хладоагента; осушка природного газа. По результатам расчетов наблюдается высокая эффективность очистки газов в комбинированном сепараторе.

4. Таким образом, комбинированный сепаратор обеспечивает высокую эффективность (98-99%) удаления жидкой фазы размером более 3 мкм, а масляного аэрозоля – более 1 мкм, имея при этом относительно небольшие геометрические размеры и низкое гидродинамическое сопротивление, а следовательно, и энергозатраты на эксплуатацию.

Summary

The article focuses on the gases cleaning various methods from the dispersed phase, that adversely affects on the holding of technological processes. The design and scheme of the drying gas separator from condensed moisture and the method of its calculation are presented. The dependence of the energy complex of the gas velocity for different nozzles, which shows that the best is to use nozzles "Inzhekhim-2000" with a surface nozzle area of 800 m² / m³. The separation efficiency calculations of water drops from a natural gas-bearing strata gazasenomanskaya and oil aerosol ethylene –coolagents in this unit is calculated. Combined separator ensures high efficiency of the separator removal of the liquid phase (98-99%), larger than 3 microns and oil aerosol – more than 1 m. Thus, a combined separator has a relatively small geometrical dimensions. The device has a low hydrodynamic resistance, thereby energy costs for its operation are reduced.

Keywords: gas separator, drying gas, nozzle, tube with a ribbon screw, separation efficiency.

Литература

1. Лаптев А.Г., Фарахов М.И. Разделение гетерогенных систем в насадочных аппаратах. Казань: Казан. гос. энерг. ун-т, 2006. 342с.
2. Башаров М.М., Тараскин М.М. Очистка газов от дисперсной фазы в нефтегазохимическом комплексе и энергоресурсосбережение /Под ред. Лаптева А.Г. Казань: Отечество, 2014. 206 с.
3. Фарахов Т.М., Исхаков А.Р. Комплексная очистка газов на ТЭС. Повышение эффективности энергетического оборудования: Материалы конференции. Иваново: ИГЭУ, 2012. С.319–323.

4. Лаптев А.Г., Фарахов М.И. Гидромеханические процессы в нефтехимии и энергетике: пособие к расчету аппаратов. Казань: Изд-во Казанск. гос. ун-та, 2008. 729 с.
5. Сепаратор осушки газов от капельной влаги // Лаптев А.Г., Башаров М.М., Тараскин М.М., Исаков А.Р. пат. 111023 Российская Федерация. № 2011125495/05; заявл. 21.06.2011; опубл. 10.12.11, Бюл. № 34. 2 с.
6. Фарахов Т.М., Исаков А.Р., Минигулов Р.М. Высокоэффективное сепарационное оборудование очистки природного газа от дисперсной среды // Электронный научный журнал «Нефтегазовое дело». 2011. №6. С. 263–277. URL: http://www.ogbus.ru/authors/Farakhov/Farakhov_2.pdf.
7. Фарахов Т.М., Башаров М.М., Шигапов И.М. Гидравлические характеристики новых высокоэффективных нерегулярных теплообменных насадок // Электронный научный журнал «Нефтегазовое дело». 2011. №2. С. 192–207. URL: http://www.ogbus.ru/authors/Farakhov/Farakhov_1.pdf.
8. Медников Е.П. Турбулентный перенос и осаждение аэрозолей. М.: Наука, 1980. 176 с.
9. Лаптев А.Г., Исаков А.Р. Математическая модель определения эффективности сепарации аэрозолей в сухих и орошаемых каналах // Инженерно-физический журнал. 2014. Т. 87, № 3. С. 564–569.
10. Рамм В.М. Абсорбция газов: 2-е изд. М.: Химия, 1976. 656 с.
11. Лаптев А.Г., Фарахов М.И., Минеев Н.Г. Основы расчета и модернизация теплообменных установок в нефтехимии. Казань: Казан. гос. энерг. ун-т, 2010. 574 с.
12. Фарахов М.И. Энергоресурсосберегающие модернизации установок разделения и очистки газов и жидкостей на предприятиях нефтегазохимического комплекса: дис. ... д-ра техн. наук. Казань: КГТУ, 2009. 380 с.
13. Каган А.М., Лаптев А.Г., Пушнов А.С., Фарахов М.И. Контактные насадки промышленных теплообменных аппаратов / Под ред. Лаптева А.Г. Казань: Отечество, 2013. 454 с.
14. Лаптев А.Г., Фарахов М.И., Миндубаев Р.Ф. Очистка газов от аэрозольных частиц сепараторами с насадками. Казань: Издательство «Печатный двор», 2003. 120 с.
15. Ужов В.Н., Вальдберг А.Ю. Подготовка промышленных газов к очистке. М.: Химия, 1975. 216 с.
16. Ужов В.Н., Вальдберг А.Ю. Очистка промышленных газов от пыли. М.: Химия, 1981. 392 с.
17. Ужов В.Н. Очистка промышленных газов электрофильтрами. М.: Химия, 1967. 344 с.

Поступила в редакцию

28 апреля 2016 г.

Исаков Альберт Рифкатович – младший научный сотрудник кафедры «Технология воды и топлива» (ТВТ) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ). Тел.: 8(843)519-42-57; 8-927-458-76-08. E-mail: aliskhakov@gmail.com.

Башаров Марат Миннахматович – канд. техн. наук, директор по техническому обслуживанию и инжинирингу ОАО «ТАНЕКО», г. Нижнекамск. Тел. 8(843)519-42-57. E-mail: tvt_kgeu@mail.ru.

ПРИБОРОСТРОЕНИЕ, МЕТРОЛОГИЯ И ИНФОРМАЦИОННО- ИЗМЕРИТЕЛЬНЫЕ ПРИБОРЫ И СИСТЕМЫ

УДК 620.9; 551.501.816; 621.373

ВОЗМОЖНОСТИ ЭКОЛОГИЧЕСКОГО МОНИТОРИНГА АТМОСФЕРНОГО ВОЗДУХА ВОКРУГ ПРЕДПРИЯТИЙ ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКИ МЕТОДАМИ ЛАЗЕРНОГО ЗОНДИРОВАНИЯ

Р.Р. АГИШЕВ, К.Х. ГИЛЬФАНОВ

Казанский государственный энергетический университет

Рассмотрены возможности лазерного дистанционного зондирования на основе лидаров как эффективного метода экологического мониторинга воздушного бассейна предприятий теплоэнергетики. Изложены принципы построения систем лидарного мониторинга, рассмотрены особенности описания и обработки эхосигналов лазерного зондирования воздуха промышленных районов. Обсуждаются широкие перспективы использования бесконтактного лидарного метода для решения задач экологического мониторинга предприятий теплоэнергетики.

Ключевые слова: теплоэнергетика; экология; лазерное зондирование; лидар.

Стремление человечества глубже проникнуть в тайны природы и научиться использовать их в своих интересах имеет многовековую историю. Однако интенсификация промышленного производства, производство электрической и тепловой энергии, развитие транспорта, накопление отходов и другие факторы ведут к загрязнению окружающей среды и иным отрицательным последствиям человеческой активности. Среди многообразных воздействий человека на природу особое место занимают загрязнения воздушного бассейна, поскольку грязный воздух непосредственно влияет на здоровье людей, а атмосфера является основным фильтром солнечного излучения, поступающего на поверхность земли.

Промышленное производство электрической и тепловой энергии сопровождается крупномасштабным энергетическим и материальным обменом с окружающей средой, и поэтому оно требует адекватного управления [1, 2]. При этом зачастую имеет место заметное загрязнение окружающей природы. При сжигании твердого и жидкого топлива основные проблемы вызваны загрязнением окружающего воздуха оксидами серы и азота, золой, а также парниковым эффектом, обусловленным выбросами углекислого газа. При сжигании природного газа – это загрязнение оксидами азота и оксидом углерода.

Планомерная реализация политики экологической безопасности энергетики подразумевает, в том числе, создание экологически чистых энерго- и ресурсосберегающих малоотходных технологий, обеспечивающих рациональное производство и использование топливно-энергетических ресурсов, снижение выбросов

загрязняющих веществ в окружающую среду, сокращение образования отходов производства и т.д. Поэтому проведение эффективного экологического мониторинга вокруг тепловых станций остается одной из важнейших задач, решаемых для уменьшения вредного воздействия на окружающую среду.

1. Принципы экологического мониторинга методами лазерного зондирования

При контроле экологического состояния воздушного бассейна особое место занимают бесконтактные методы [1, 3–6], обеспечивающие возможность получения данных с высокой оперативностью и в значительных пространственных масштабах, позволяющие предоставить количественную информацию о загрязнениях воздуха и их природе, а также выявить динамику распространения загрязняющих компонентов. Таким требованиям удовлетворяют лидарные (ЛИДАР: от англ. *Light Identification, Detection And Ranging* – идентификация, детектирование и ранжирование света) методы дистанционного зондирования, которые используют рассеяние и поглощение лазерного излучения атмосферными компонентами. Их высокое временное и пространственное разрешение, недоступное для других способов, обусловлено использованием лазеров с малой расходимостью излучения, малой длительностью и высокой частотой повторения зондирующих импульсов. Эхо-сигналы лазерного дистанционного мониторинга способны со скоростью света доставить в приемное устройство лидара информацию о распределении параметров исследуемой среды на пути распространения зондирующего излучения. При этом оперативность извлечения конечной информации определяется лишь быстродействием средств обработки принятых эхо-сигналов.

За последние десятилетия появилось много практически реализованных лазерных систем дистанционного мониторинга. Построены многочисленные лидары, эксплуатируемые научными группами во всем мире, публикации которых представляют как широкое многообразие параметров передающих и приемных подсистем лидаров, так и достигнутые пределы детектирования, дальности действия и т.п.

На рис. 1 показана иллюстрация принципа и масштаб экологического мониторинга, основанного на лазерном дистанционном зондировании. Принцип лидарного мониторинга дымовых выбросов отдельного предприятия иллюстрируется на рис. 2.



Рис. 1. Принцип экологического мониторинга промышленной зоны методом лазерного зондирования

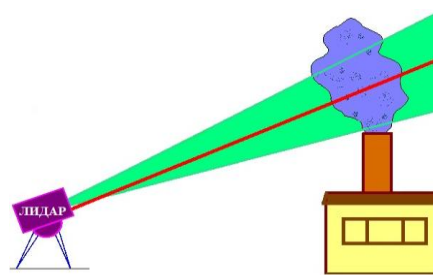


Рис. 2. Иллюстрация лазерного зондирования отдельного объекта теплоэнергетики: Зондирующий луч лазера показан красным цветом, поле зрения приемной системы лидара – зеленым

Основные схемы лазерного зондирования показаны на рис. 3.

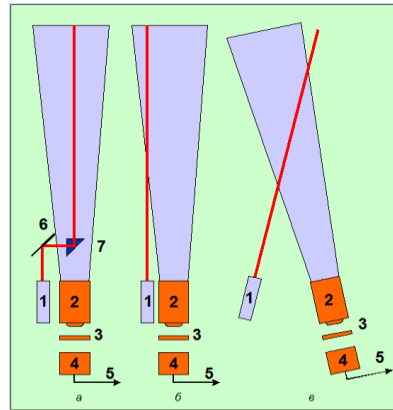


Рис. 3. Основные схемы лазерного зондирования:

- а) моностатическая коаксиальная;
б) моностатическая биаксиальная;
в) бистатическая.

Обозначено:

- 1 - лазер; 2 - приемный объектив;
3 - интерференционный фильтр;
4 - фотоприемник; 5 - выходной сигнал;
6,7 - отражающие элементы

2. Укрупненная модель лидара. Лидарное уравнение

Чтобы дать представление о том, как принято описывать сигналы лазерного зондирования, рассмотрим случай моностатического зондирования, когда лазерный излучатель и приемная система расположены в непосредственной близости. На рис. 4 показана укрупненная модель лидара [1], в которой представлены зондируемая среда, лазерный излучатель и оптический приемник, блоки первичной и вторичной обработки.

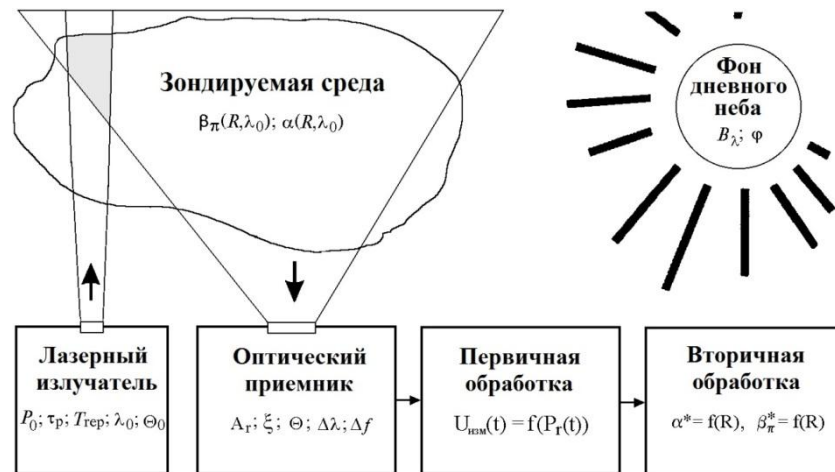


Рис. 4. Укрупненная модель лидарной системы лазерного дистанционного зондирования

Пространственное изменение оптических параметров атмосферного воздуха на трассе зондирования связано с мощностью обратно рассеянного излучения известным соотношением, называемым уравнением оптической локации, или лидарным уравнением [1,3,4], которое в приближении однократного рассеяния имеет вид:

$$P_r(\lambda, R) = \frac{1}{2} G(R) P_0 \tau_p \beta_{\pi}(\lambda, R) A_r T^2(\lambda, R) \xi_0(\lambda) / R^2, \quad (1)$$

где P_0 – мощность лазерного импульса излучателя; τ_p – длительность импульса; c – скорость света; λ – длина волны; R – текущая дальность; A_r – площадь приемного объектива; $\beta_{\pi} = \sigma \cdot b$ – объемный коэффициент обратного рассеяния; σ – объемный коэффициент рассеяния; $b = \beta_{\pi} / \sigma$ – лидарное отношение, или модуль вектора индикатрисы рассеяния для угла π ; α – объемный показатель ослабления; $\xi_0(\lambda)$ – пропускание приемной оптической системы; $G(R)$ – геометрический фактор лидара, характеризуемый интегралом перекрытия зондирующего луча и поля зрения приемника ($G(R) = 1$ при полном перекрытии).

Коэффициент пропускания, или прозрачность атмосферы на длине волны λ :

$$T(\lambda, R) = \exp[-\int_0^R \alpha(\lambda, r) dr]. \quad (2)$$

Хотя в выражении (1) для рассеянного сигнала фигурирует мощность P_0 , очевидно, что интенсивность сигнала, рассеянного или отраженного от протяженного объекта, определяется произведением $P_0 \cdot \tau_p$, т.е. энергией импульса. При этом длительность импульса τ_p должна быть достаточно короткой, чтобы обеспечить требуемую разрешающую способность по расстоянию $\Delta R = c \cdot \tau_p / 2$.

Если поле зрения приемной системы лидара соответствует поперечному сечению зондирующего луча на объекте наблюдения или перекрывает это сечение, то оценка мощности принимаемого лидарного эхо-сигнала согласно формуле (1) для однородной непоглощающей атмосферы может быть представлена в таком виде:

$$P_r(R, \lambda) = G(R) \times P_0 / A_{\text{луча}} \times A_{\text{луча}} \cdot c \cdot \tau_p \times \beta_\pi(R) \times (A_r / R^2) \times \xi_0(\lambda) \times \exp(-2 \int_0^R \alpha(r) dr). \quad (3)$$

	Перекрытие пучка излучения и поля зрения приемника	Плотность мощности на объекте	Зондируемый объем	Коэфф. обратного рассеяния	Телесный угол приема	Эффективность оптической системы	Ослабление в атмосфере на двойном пути
			Сечение обратного рассеяния				

Амплитуда принятого лидаром эхо-сигнала определяется способностью атмосферы рассеивать излучение в направлении назад на последовательных участках трассы, а также ослаблением в атмосфере на двойном пути от лазера до рассеивающего объема и обратно. Рассеяние назад («обратное рассеяние») в атмосфере, в свою очередь, зависит от используемой длины волны лазерного излучения, числа, размера, формы и коэффициента преломления частиц, капель или молекул, находящихся на пути зондирующего излучения. Объемный коэффициент обратного рассеяния (рассеяния назад) β_π определяется как доля падающей энергии, рассеянная слоем атмосферы единичной длины в единичном телесном угле в направлении назад.

Чем меньше расходимость лазерного передатчика θ_0 , тем меньше площадь пятна излучения в плоскости мишени и больше интенсивность излучения на мишени.

Эффективная площадь приемного объектива A_r определяет телесный угол A_r / R^2 (плоский угол D/R), под которым приемник виден с расстояния R (при условии, что телесный угол расходимости зондирующего пучка не превышает телесный угол приема). Фокусное расстояние телескопа и диаметр отверстия полевой диафрагмы определяют угол поля зрения приемной системы.

С увеличением концентрации рассеивателей в атмосферном воздухе интенсивность рассеяния в обратном направлении, как правило, возрастает, хотя, строго говоря, зависимость является более сложной [1, 6].

В общем случае уравнение (1) содержит три неизвестные оптические характеристики: $\sigma(R)$, $\alpha(R)$ и $b(R)$, и не может быть решено без каких-либо допущений или априорной информации о связи указанных переменных. Так в видимом диапазоне оправдано допущение $\alpha = \sigma$. Кроме того, часто считается, что $\beta_\pi = \sigma \cdot b$, где лидарное отношение b принимается постоянной величиной, известной заранее для определенного класса сред.

Оценка (1) мощности лидарного сигнала для оптически тонких слоев и дымки обеспечивает достаточно высокую точность и наиболее часто употребляется при моделировании лидаров. Однако следует отметить, что при значительной замутненности атмосферы реальный лидарный эхо-сигнал представляется аддитивной смесью элементарных потоков, обусловленных 1-, 2-..., n -кратным рассеянием.

3. Особенности распространения оптического излучения в атмосферном воздухе

Условия распространения оптического излучения оказывают большое влияние на возможность использования лазеров в различных системах, поскольку при прохождении лазерного излучения через атмосферу происходит его поглощение, рассеивание и ряд других эффектов. Ослабление оптического излучения в атмосфере подчиняется закону Бугера-Ламберта-Бэра:

$$P = P_0 e^{-\alpha L},$$

где P_0 и P – мощности зондирующего и прошедшего атмосферу сигналов соответственно; α – показатель ослабления; L – длина пути, проходимого излучением в атмосфере. Здесь коэффициент пропускания атмосферы $e^{-\alpha L}$ зависит от объемного показателя ослабления атмосферы α , характеризующего, во сколько раз уменьшается поток излучения на единичном пути в направлении распространения. Причем

$$\alpha = \sigma_{sa} + \sigma_{sm} + \sigma_a,$$

где каждое из слагаемых определяется, соответственно, аэрозольным рассеянием, молекулярным рассеянием и поглощением.

Рассеяние в атмосфере

Лучистый поток рассеивается молекулами воздуха и присутствующими в атмосфере частицами, характеризующими аэрозольное рассеяние, размеры которых соизмеримы с длиной волны или больше нее: кристаллами солей, пылинками, поднятыми ветром с поверхности земли, остатками продуктов сгорания, каплями воды и кристаллами льда. Эти частицы рассеивают излучение лазера во всех направлениях, причем интенсивность такого рассеяния зависит от размера частиц и их распределения по размерам, а коэффициент рассеяния обратно пропорционален четвертой степени длины волны [4, 6].

При Рэлеевском (молекулярном) рассеянии зондирующее излучение, упруго рассеянное атомами или молекулами, наблюдается на исходной частоте. В случае аэрозольного рассеяния (рассеяния на частицах, или рассеяния Ми) зондирующее излучение, упруго рассеянное малыми частицами (размер которых сравним с длиной волны излучения), наблюдается на исходной частоте. Имеют большое значение сечения взаимодействия, так что при наличии даже ограниченного количества атмосферных частиц мощность эхо-сигнала рассеяния может на несколько порядков превышать мощность лидарных сигналов рэлеевского или комбинационного рассеяния. Поэтому с помощью лазерного зондирования могут быть зарегистрированы весьма малые концентрации пыли и аэрозолей.

Невысокие сечения взаимодействия зондирующего лазерного излучения с исследуемой средой, присущие комбинационному (рамановскому) рассеянию, резонансному рассеянию, или флуоресценции, ограничивают возможности использования их для определения малых концентраций компонент.

При разработке лазерных приборов, предназначенных для работы в атмосфере, обычно выбирают лазер, генерирующий на длине волны излучения, которая соответствует одному из окон пропускания. Поэтому $\alpha_n \ll \alpha_p$, и можно считать, что показатель ослабления излучения α определяется только рассеянием $\alpha \approx \alpha_p$. Здесь: α_n – объемный показатель поглощения; α_p – объемный показатель рассеяния.

Аэрозоли принято классифицировать по физико-химическим свойствам таким образом: пыли (частицы в твердой фазе), дымы (твердые конденсаты), туманы (жидкие конденсаты), дымки (мелкодисперсные частицы), смоги (смеси дымов, туманов и фотохимических продуктов).

Если коэффициенты пропускания атмосферы с учетом молекулярного рассеяния могут быть рассчитаны точно, то для расчета с учетом аэрозольного рассеяния

необходимо знать количество, размеры, форму и состав вещества аэрозольных частиц, на которых происходит рассеяние излучения. Поэтому рассеяние в окнах пропускания атмосферы оценивают на основе экспериментальных результатов, согласно которым коэффициент пропускания атмосферы τ_p с учетом молекулярного и аэрозольного рассеяния зависит от длины волны излучения и метеорологических параметров атмосферы, которые меняются во времени и в пространстве. Обычно показатель ослабления вычисляют на основе его корреляции с величиной метеорологической дальности видимости (МДВ) $S_{\text{мдв}}$, которая легко определяется экспериментально и систематически фиксируется метеорологическими станциями. Показатель ослабления чистой атмосферы [3, 6], когда $S_{\text{мдв}} > 10$ км,

$$\alpha(\lambda) = (\lambda / 0,55)^{-n} 3,91 / S_{\text{мдв}}, \quad n = 0,585 \cdot S_{\text{мдв}}^{-1/3}.$$

Значения величин $S_{\text{мдв}}$ для различных условий наблюдения приведены в таблице.

Таблица

Международная шкала видимости

Балл	Характеристика видимости	МДВ, км	Условия наблюдения
0	Очень плохая	< 0,05	Очень сильный туман
1	Плохая	0,05-0,20	Сильный туман, очень густой снег
2		0,2-0,5	Умеренный туман или сильный снег
3		0,5-1,0	Слабый туман, умеренный снег или сильная дымка
4	Средняя	1-2	Умеренный снег, очень сильный дождь, умеренная дымка
5		2-4	Слабый снег, сильный дождь или слабая дымка
6		4-10	Умеренный дождь, очень слабый снег, слабая дымка
7	Хорошая	10-20	Без осадков или слабый дождь
8	Очень хорошая	20-50	Без осадков
9	Исключительная	> 50	Совершенно чистый воздух

При распространении пространственно-ограниченных световых пучков в атмосферных аэрозолях большое значение приобретает рассеянное назад излучение (так называемое обратное рассеяние). В первом приближении считают, что обратное рассеяние является изотропным, а его интенсивность пропорциональна степени замутненности атмосферы [4, 6]. В условиях дымки, характеризуемой величиной $S_{\text{мдв}} = 3 \dots 7$ км, яркость обратного рассеяния составляет около $10^{-3} \dots 10^{-10}$ начальной яркости прямого пучка.

Поглощение в атмосфере

При поглощении наблюдается ослабление зондирующего излучения, если частота излучения попадает в полосу поглощения исследуемой молекулы. Обычно сечение поглощения достаточно велико, поэтому на основе эффекта поглощения излучения исследуемым атмосферным газом реализовано множество методов и приборов для определения его средней концентрации. Например, применение метода дифференциального поглощения обычно предполагает использование широкополосного источника излучения и обработку сигналов на двух длинах волн: в центре линии поглощения исследуемой молекулы и в крыле этой линии. Основным недостатком метода является низкое пространственное разрешение или его отсутствие,

которое проявляется в практической невозможности выделить вклад отдельных слоев атмосферы в результирующее ослабление вдоль всей зондируемой трассы.

Коэффициент поглощения σ_a существенным образом зависит от длины волны излучения и присутствующих в атмосфере газов. Эта особенность наиболее сильно проявляется в инфракрасной области спектра, в которой исследователям хорошо известны участки с заметным поглощением, обусловленные наличием различных газов. Присутствие тех или иных газов, некоторые из которых могут являться загрязняющими воздух компонентами, можно обнаружить путем измерения коэффициента пропускания атмосферы на длине волны, соответствующей линии поглощения интересующего газа.

Высокая степень монохроматичности излучения лазера создает особые условия его распространения в атмосфере. Для количественной оценки поглощения излучения лазера в атмосфере необходимо с высокой точностью знать спектры поглощения атмосферных газов. Молекулярные спектры поглощения атмосферных газов высокого разрешения представлены в широко распространенной базе данных *HITRAN* [5] и ряде других. Полосы поглощения некоторых газов в области длин волн лазерного зондирования показаны на рис. 5.

Как видно, лазерное зондирование позволяет продетектировать и измерить самые разные компоненты, загрязняющие окружающий воздух, которые образуются при сжигании предприятиями теплоэнергетики твердого, жидкого и газообразного топлива.

При использовании лидарного метода дифференциального поглощения и рассеяния [3, 4] дифференциальное ослабление двух зондирующих пучков определяется по их сигналам обратного рассеяния. Частота (длина волны) излучения в одном из пучков настраивается близко к частоте исследуемого молекулярного перехода, в то время как частота второго – несколько в стороне от частоты перехода. Принцип реализации метода представлен на рис. 6.

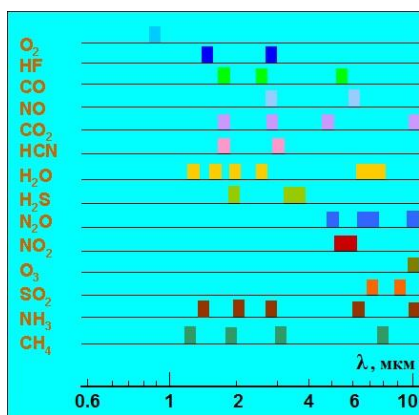


Рис. 5. Полосы поглощения некоторых газов при лазерном зондировании

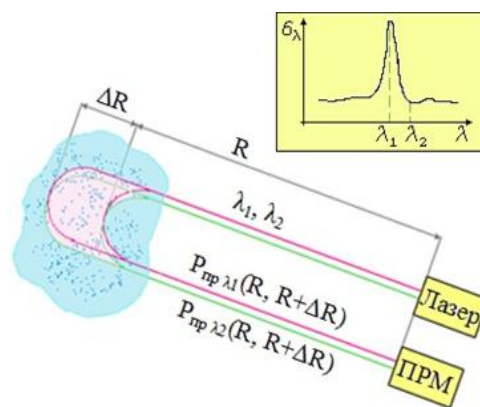


Рис. 6. Иллюстрация лидарного метода дифференциального поглощения и рассеяния

При этом пространственное разрешение и сильные сигналы на выбранных длинах волн обуславливаются большим сечением рассеяния Ми, а на основе обработки отношения сигналов получают требуемую оценку дифференциального поглощения. Поэтому метод дифференциального поглощения и рассеяния обладает большой чувствительностью при зондировании молекулярных составляющих атмосферы с больших расстояний.

4. Архитектура обобщенной системы лазерного дистанционного зондирования

Архитектура лидарной системы дистанционного зондирования показана на рис. 7. Она состоит из следующих основных частей: оптического излучателя (передатчика) Изл; передающей оптической системы ПерО; приемной оптической системы ПрО и анализирующего элемента АЭ, осуществляющих пространственную фильтрацию принятого излучения; спектрального фильтра СФ; фотоприемника ФДет и блока первичной обработки информации ПОИ, осуществляющих электронную (частотно-временную) фильтрацию сигнала; блока вторичной обработки информации ВОИ, осуществляющего математическую обработку принятых и предварительно преобразованных сигналов для восстановления искомых параметров атмосферы; блока управления и адаптации БУА; регистрирующего устройства Рег.

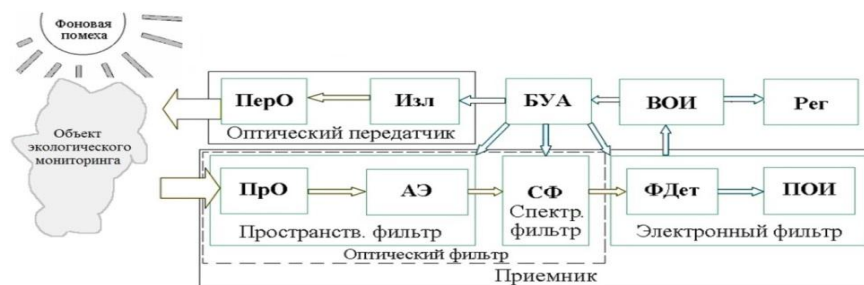


Рис. 7. Архитектура лидарной системы дистанционного зондирования:

БУА – блок управления и адаптации; ПерО – передающая оптика; Изл – излучатель; ПрО – приемная оптика; АЭ – анализирующий элемент; СФ – спектральный фильтр; ФДет – фотодетектор; ПОИ – блок первичной обработки информации; ВОИ – блок вторичной обработки информации; Рег – регистрирующее устройство

Основным предназначением лидарных систем является получение информации об оптических параметрах атмосферы путем ее лазерного зондирования и последующего приема и обработки рассеянного или отраженного атмосферой излучения. После прохождения через окружающую атмосферу эхо-сигнал воспринимается оптической системой лидара. Ее функции состоят в том, чтобы собрать по возможности большой поток приходящего излучения и с минимальными потерями направить его на фотодетектор, а также в оптической фильтрации приходящего эхо-сигнала для увеличения отношения интенсивности сигнала к шуму.

5. Лидарный мониторинг в экологических задачах теплоэнергетики

На рис. 8 показана структурная схема лидара [2], эффективно решающего задачи экологического мониторинга при обоснованной адаптации параметров системы лазерного зондирования к специфике воздушного бассейна предприятий теплоэнергетики.

Реализуемый подход позволяет путем прямой аппаратной обработки лидарных эхо-сигналов восстанавливать дальностные профили загрязнений и строить карты распределения концентрации загрязнений. Пример представления обработанных результатов экологического мониторинга промышленного предприятия [6] в виде карты-схемы распределения загрязнений в воздухе на высоте около 50 м над его территорией показан на рис. 9. Карта-схема иллюстрирует результаты лидарных измерений распределения загрязняющего газа с концентрацией до $2 \cdot 10^{-7}$ на расстоянии до 4 км. Значительный масштаб и высокая оперативность лазерного зондирования хорошо видны.

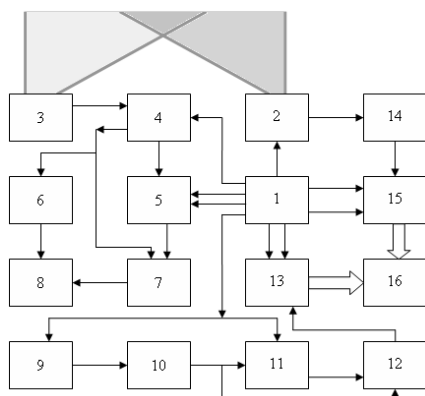


Рис. 8. Структура лидара, эффективно решающего задачи экологического мониторинга воздушного бассейна предприятий теплоэнергетики:
1 – блок управления и синхронизации; 2 – лазерный излучатель; 3 – приемная оптическая система с компенсатором R^2 ; 4 – стробируемый фотоприемник; 5 – устройство выборки и хранения информации; 6 – блок дифференцирования; 7 – блок вычитания; 8, 12 – блоки деления; 9, 11 – интеграторы; 10 – экспоненциальный преобразователь; 13 – АЦП; 14 – опорный фотоприемник; 15 – счетчик дальности; 16 – регистратор



Рис. 9. Лидарное картографирование распределения концентрации загрязнений над территорией предприятия

Заключение

Рассмотрены возможности лазерных методов дистанционного экологического мониторинга для контроля атмосферного воздуха вокруг предприятий, производящих электрическую и тепловую энергию. Загрязняющие воздух компоненты, образующиеся при сжигании твердого и жидкого топлива и природного газа, могут быть оперативно продетектированы, их концентрации определены, а пространственное распределение отслежено лидарными методами зондирования.

При обоснованном выборе временной, спектральной и пространственной структуры зондирующих сигналов, способов обработки принятых эхо-сигналов, регистрации и отображения данных удастся обеспечить эффективный экологический мониторинг воздушного бассейна предприятий теплоэнергетики с учетом набора системных параметров и параметров окружающей среды. При этом технологии лазерного зондирования [1, 3, 4 и др.] все более фокусируются на разработке измерительных систем с существенными сокращениями размеров, массы, потребляемой энергии и степени вовлеченности оператора. Варианты конструкций и практической реализации лидаров могут успешно адаптироваться к конкретным техническим условиям, финансовым ограничениям, а также к опыту и пристрастиям разработчиков и имеющейся элементной базе.

Summary

Facilities of laser remote sensing as an effective method of lidar-based environmental monitoring of the thermal power plants' air basin are considered. Principles

© Проблемы энергетики, 2016, № 3-4

of lidar monitoring systems development are described. Features of description and processing of the laser sensing echo-signals obtained from the industrial areas' air are reviewed. Outlooks of using the contactless lidar-based method to solve the environmental problems are discussed.

Key words: *thermal power plants; environmental monitoring; laser remote sensing; lidar.*

Литература

1. Агишев Р.Р. Лидарный мониторинг атмосферы (монография). М.: изд. Физматлит, 2009. 316 с.
2. Бахмуров А.В., Гильфанов К.Х., Гольбрайх Л.Я. Совершенствование алгоритма управления объектом теплоэнергетики на основе интеллектуального контроллера // Энергетика Татарстана. 2013. № 1. С. 42-46.
3. R. Agishev, A. Comerón, A. Rodriguez et al. Dimensionless parameterization of LIDAR for laser remote sensing of the atmosphere and its application to systems with SiPM and PMT detectors / Applied Optics, 2014, vol. 53, № 15, pp. 3164-3175.
4. R. Agishev, A. Comerón, J. Bach et al. LIDARwithSiPM: Somecapabilitiesandlimitationsinrealenvironment / Optics&LaserTechnology, 2013, vol. 49, pp. 86-90.
5. Selected Papers on Laser Applications in Remote Sensing / Editors: W. Grant, E. Browell, R. Menzies // SPIE-Press, Bellingham, 1997.
6. Межерис Р. Лазерное дистанционное зондирование. М.: Мир, 1987. 550 с.
7. The HITRAN 2004 molecular spectroscopic database / L.S. Rothman, D. Jacquemart et al. // Journal of Quantitative Spectroscopy & Radiative Transfer, 2005, vol. 96, pp. 139-204.

Поступила в редакцию

19 февраля 2016 г.

Агишев Равиль Рустемович – д-р техн. наук, профессор кафедры «Автоматизация технологических процессов и производств» (АТПП) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ). Тел.: 8(843)519-42-61. E-mail: ravil_agishev@mail.ru.

Гильфанов Камиль Хабибович – д-р техн. наук, профессор, заведующий кафедрой «Автоматизация технологических процессов и производств» (АТПП) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ). Тел.: 8(843)519-42-62. E-mail: gilfanov@kgeu.ru.

ИСПЫТАТЕЛЬНЫЙ СТЕНД С ПРОГРАММНО-АППАРАТНЫМ КОМПЛЕКСОМ ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ МАШИНЫ ВОЗВРАТНО- ПОСТУПАТЕЛЬНОГО ДЕЙСТВИЯ

А.Н. ЦВЕТКОВ, А.Р. САФИН, Р.Р. ГИБАДУЛЛИН, И.В. ИВШИН

Казанский государственный энергетический университет

В статье описаны новые технические решения при разработке испытательного стенда для исследования экспериментальных образцов электрических машин возвратно-поступательного действия и программно-аппаратный комплекс управления. При разработке стенда использован кривошипно-шатунный механизм для создания возвратно-поступательного движения с гидравлическим приводом. Разработанный программно-аппаратный комплекс позволяет управлять стендом и электрической машиной возвратно-поступательного действия благодаря обработке большого количества входных и выходных сигналов различного назначения. Датчики, интегрированные в состав стенда, позволяют составить полную картину процесса испытания и получать данные с высокой точностью измерения. Гибкость алгоритма управления стендом и объектом исследования позволяет проводить широкий спектр испытаний различного электротехнического оборудования.

Ключевые слова: машина возвратно-поступательного действия, испытательный стенд, кривошипно-шатунный механизм, программно-аппаратный комплекс, алгоритм управления.

В рамках Федеральной целевой программы по теме "Разработка экспериментального образца обратимой электрической машины возвратно-поступательного действия мощностью 10–20 кВт для тяжелых условий эксплуатации" разработан и создан испытательный стенд (ИС) для проведения исследований экспериментальных образцов электрической машины возвратно-поступательного действия (ЭМВПД).

При конструировании линейных машин неизбежно возникает проблема выбора материалов, технических решений и построения систем управления. Одним из путей решения данной проблемы являются полигонные испытания, которые эффективны, но требуют большой трудоемкости и материальных затрат. Актуальным источником информации для разработки алгоритмов управления, а также для оценки соответствия параметров разрабатываемой ЭМВПД поставленным условиям являются испытания на стендах. Научные основы создания ИС позволяют максимально приблизить испытания ЭМВПД в лабораторных условиях к реальным полигонным испытаниям [1].

К механической части разрабатываемого ИС были предъявлены жесткие требования, такие как скорость перемещения транслятора (ТР) до 15 м/с; перемещение ТР в пределах от 50 до 120 мм; частота колебания ТР до 100 Гц; усилие, измеряемое на ТР, до 11 кН. Электрическая часть стенда должна иметь нагрузочную способность до 10 кВт, и обеспечивать стабильным питанием систему управления режимами работы испытываемой машины с силой тока до 200 А. Система управления стендом должна обладать способностью быстрой обработки большого объема информации, вырабатывать управляющие воздействия на все узлы стенда, а также определять: положение ТР испытываемой машины, скорость его перемещения, температуру основных узлов, вырабатываемое напряжение и мощность, усилие создаваемое на ТР ЭМВПД. Кроме этого ИС должен создавать тяжелые условия эксплуатации при воздействии температуры до +150 °С.

Реализация предъявленных требований стала возможной благодаря применению оригинальных научно-технических решений и разработке программно-аппаратного комплекса (ПАК) [2].

Используемые ранее ИС имели в качестве приводного элемента, создающего возвратно-поступательные действия, пневмо- и гидроцилиндры. Основные недостатки этих устройств – ограниченные скорости перемещения до 5 м/с, а также затруднения при обеспечении точности остановки в крайних точках.

Разработанный кривошипно-шатунный механизм с гидроприводом лишен перечисленных недостатков и способен обеспечить скорость перемещения свыше 15 м/с при частоте колебаний до 100 Гц. Применение в качестве привода гидравлического двигателя позволяет получить максимальный крутящий момент во всем диапазоне скоростей вращения [3].

Функциональная схема ИС показана на рис. 1, внешний вид ИС – на рис. 2.

Перед проведением испытаний ЭМВПД 5 закрепляется на испытательном столе и соединяется электрически с блоком коммутации (БК) 20.

Для проведения испытаний в режиме генератора ЭМВПД 5 через разъемную муфту (РМ) 4 и кривошипно-шатунный механизм (КШМ) 3, преобразующий вращательное движение привода в возвратно-поступательное, соединяется с гидромотором 2. Для проведения испытаний в режиме электродвигателя ЭМВПД 5 через РМ и датчик силы (ДС) 8 соединяются с гидроцилиндром (ГЦ) 9. Давление жидкости в гидросистеме гидромотора 2 и ГЦ 9 создается гидростанцией 1. Выделяемая в ЭМВПД 5 тепловая энергия, отводится системой охлаждения, состоящей из насоса 11, емкости охлаждающей жидкости 12, трубопроводов 13, вентилей 15, радиатора 16, вентилятора 17 и электроцилиндра 27. Система управления 19 на основе сигналов с температурных датчиков (Т1 – Т4) 6, смонтированных внутри возвратно-поступательной электрической машины 5 и на входном и выходном патрубках системы охлаждения, вырабатывает управляющий сигнал на электроцилиндр 27 о расходе воды через рубашку охлаждения ЭМВПД.

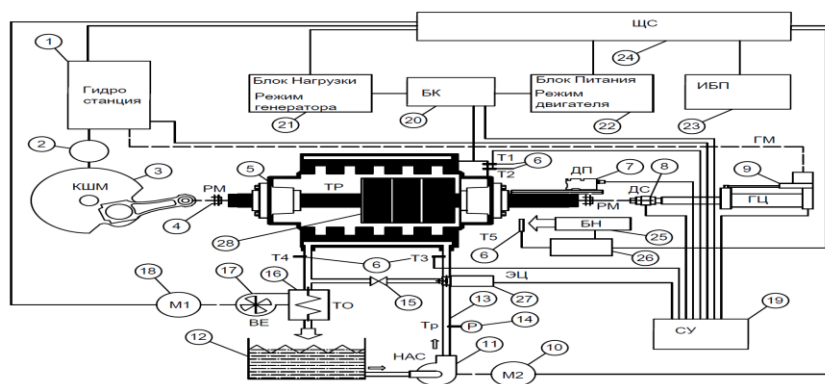


Рис. 1. Функциональная схема ИС: 1 – гидравлическая станция; 2 – гидромотор привода кривошипно-шатунного механизма; 3 – кривошипно-шатунный механизм; 4 – разъемная муфта; 5 – исследуемый объект; 6 – датчики температуры; 7 – датчик положения транслятора; 8 – датчик силы; 9 – гидравлический цилиндр; 10 – электродвигатель насоса; 11 – насос системы охлаждения; 12 – накопительная емкость охлаждающей жидкости; 13 – трубопроводы системы охлаждения; 14 – манометр контроля давления; 15 – вентили; 16 – радиатор системы охлаждения; 17 – вентилятор радиатора; 18 – двигатель привода вентилятора; 19 – система контроля и управления стенда; 20 – блок коммутации для режимов генератора и двигателя; 21 – блок нагрузки; 22 – блок питания для режима двигателя; 23 – Источник бесперебойного питания; 24 – щит силовой; 25 – блок нагрева исследуемого образца; 26 – терморегулятор блока нагрева; 27 – электроцилиндр; 28 – транслятор



Рис. 2. Внешний вид ИС

Для создания тяжелых условий работы ЭМВПД 5 служит блок нагрева 25, обеспечивающий тепловое воздействие температурой до 150°C. Точность поддержания температуры обеспечивается электронным терморегулятором.

ПАК, входящий в состав системы управления, предназначен для управления процессом испытания ЭМВПД в режимах «генератор» и «двигатель» [4]. ПАК, на основе заложенного в него алгоритма и данных, полученных от датчиков, интегрированных в стенд и объект испытания, вырабатывает управляющие сигналы для исполнительных механизмов. Комплекс осуществляет сбор и хранение информации о параметрах объекта испытания, а также вводит ограничения на воздействие с целью защиты узлов и механизмов от повреждения.

Основой ПАК является контроллер *NI Compact RIO-9074* (промышленный процессор реального времени с тактовой частотой 400 МГц для приложений сбора, анализа данных и управления, имеющий в своем составе: 8-ми слотовое шасси с ПЛИС на 2млн. вентилей для обеспечения гибкого тактирования и синхронизации, два *Ethernet* порта стандарта *10/100BASE-T*, порт *RS232* для подключения периферийных устройств) *Compact RIO-9066* производства *National Instruments*. Данный модуль обеспечивает работу ИС в обоих режимах, а также позволяет отладить алгоритм управления ЭМВПД в режиме двигателя. При испытании ЭМВПД в режиме генератора осуществляется поддержание заданной частоты колебаний транслятора по данным датчика положения 7 путем воздействия на пропорциональный клапан сервопривода гидравлической станции 1, одновременно ведется контроль напряжения и тока, вырабатываемых генератором. При испытании ЭМВПД в режиме двигателя вырабатываются сигналы управления силовыми ключами, на основе *IGBT* транзисторов, входящих в блок коммутации 20, и осуществляется измерение усилия, создаваемого транслятором двигателя, по данным датчика силы 8, при этом осуществляется управление положением ГЦ 9, что позволяет измерить усилие в различных точках положения транслятора.

Функциональная схема ПАК показана на рис. 3.

ПАК решает следующие задачи:

1. При испытании ЭМВПД в режиме генератора осуществляется поддержание заданной частоты колебаний транслятора по данным датчика положения путем воздействия на пропорциональный клапан сервопривода гидравлической станции, одновременно ведется

контроль напряжения и тока, вырабатываемых генератором. Функцию поддержания частоты колебания выполняет алгоритм, основанный на ПИД-регуляторе с обратной связью. Благодаря этому достигается высокая точность поддержания частоты.

2. При испытании ЭМВПД в режиме двигателя вырабатываются сигналы управления силовыми ключами, на основе IGBT транзисторов, входящих в блок коммутации, и осуществляется измерение усилия, создаваемого транслятором двигателя по данным датчика силы, при этом осуществляется управление положением ГЦ, что позволяет измерить усилие в различных точках положения транслятора. Функцию измерения усилия в разных точках положения транслятора выполняет алгоритм, основанный на замкнутой системе автоматического поддержания усилия либо измерения максимального усилия, создаваемого ЭМВПД, в зависимости от регламента испытаний.

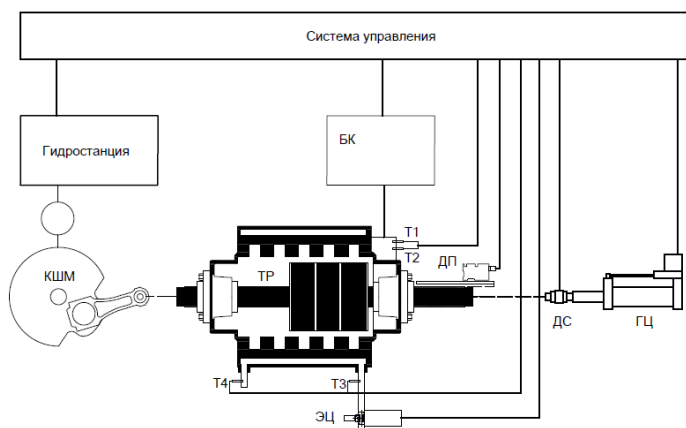


Рис. 3. Функциональная схема программно-аппаратного комплекса

Блок-диаграмма программы управления ИС показана на рис. 4. На рис. 5 показан внешний вид системы контроля и управления, отображаемый на рабочем месте оператора (рис. 6).

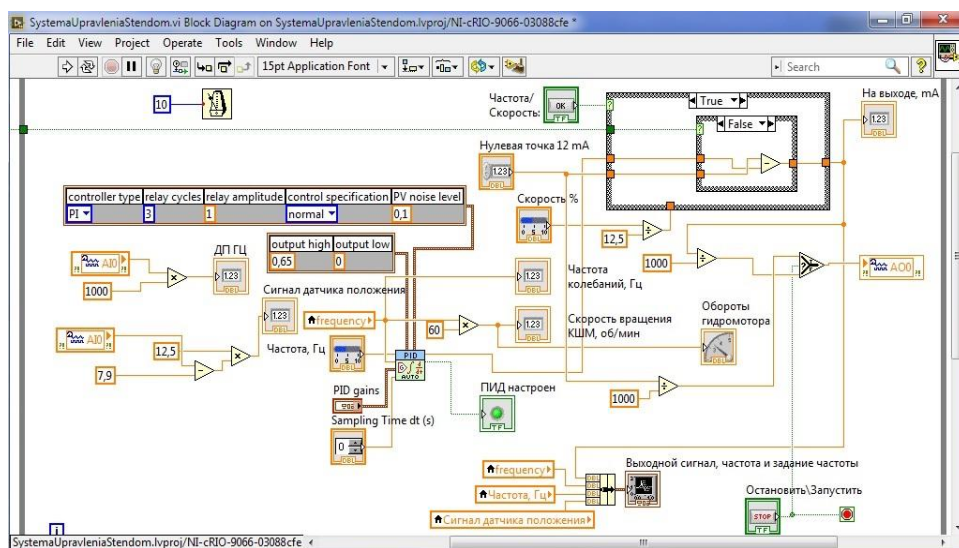


Рис. 4. Блок-диаграмма программы управления ИС

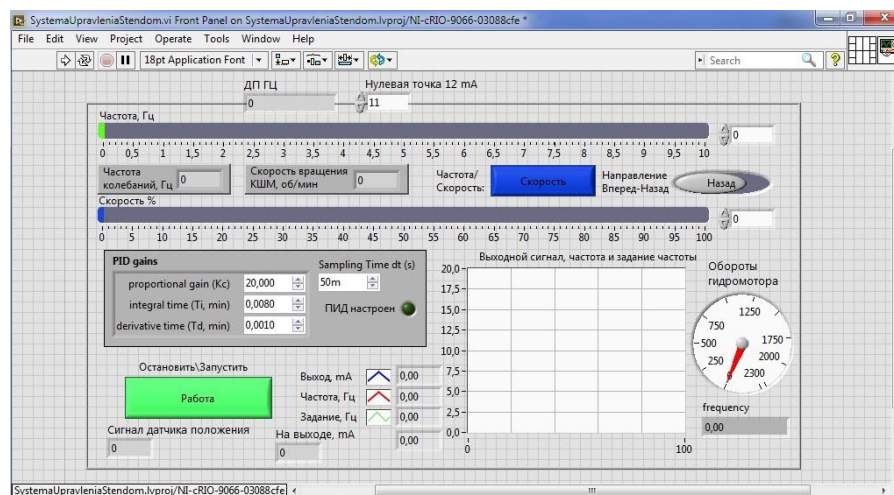


Рис. 5. Рабочее окно программы управления ИС



Рис. 6. Рабочее место оператора

Алгоритм управления ЭМВПД в режиме двигателя основан на формировании широтно-импульсных управляющих сигналов в виде синусоиды со смещением фаз. Скорость изменения управляющих сигналов зависит от положения транслятора двигателя и токовой нагрузки источника питания.

Особое значение имеет включенный в состав алгоритма управления блок защиты, позволяющий своевременно реагировать на параметры, вышедшие за допустимые пределы, и тем самым исключить возможность повреждения объекта испытания и стенда.

Построенные и отлаженные на ИС алгоритмы управления вошли в состав устройства управления двигателем-генератором.

Разработанный и созданный ИС прошел полный цикл испытаний, которые показали соответствие характеристик ИС предъявляемым требованиям. Вошедший в состав ИС ПАК применим для управления ИС, и дает возможность получать полный спектр характеристик ЭМВПД. Кроме этого, гибкость и универсальность ПАК позволяет решать на ИС целый ряд научно-практических задач при испытании различного вида оборудования.

ИС обеспечивает частоту колебаний ТР ЭМВПД в диапазоне от 0 до 100 Гц за счет применения кривошипно-шатунного механизма в сочетании с гидравлическим двигателем марки SCM-047, при этом скорость перемещения ТР достигает 42 м/с ускорением до 25 м/с².

Точность определения положения ТР обеспечивается не только датчиком положения *CSLA1DJ*, но и алгоритмом уточнения положения, реализованным в ПАК, и составляет 0,1 мм. Использование прецизионного датчика (AC26) позволяет измерять усилия на трансляторе до 50 кН. Благодаря применению высоковольтных аналогово-цифровых преобразователей высокого разрешения, ИС измеряет напряжение на выводах ЭМВПД до 400 В с разрешением до 0,025 В и ток в нагрузке до 250 А с разрешением 0,02 А. Температурное воздействие на объект испытания изменяется в диапазоне от 30 до 150°C с точностью 0,1°C за счет применения электронного терморегулятора (*ОВЕН ТРМ1*) температуры. ПАК способен собирать, обрабатывать и хранить большой объем информации (до 16 Гбайт) за счет применения контроллера *NI Compact RIO-9074* с высокоскоростным двухядерным процессором.

Описанные технические решения, гибкость алгоритма управления стендом позволяют проводить испытания не только ЭМВПД, но и широкого спектра различного электротехнического оборудования.

Работа выполнена в рамках соглашения с Минобрнауки РФ от «20» октября 2014 г. № 14.577.21.0121. Уникальный идентификатор прикладных научных исследований (проекта) RFMEFI57714X0121.

Summary

The paper describes new engineering solutions when developing a test bench for studying experimental models of reciprocating electrical machines, as well as the hardware-software control system. A crank mechanism was used when developing the bench to create hydraulically driven reciprocating motion. The designed hardware-software system allows for controlling the bench and the test subject due to a large number of inputs and outputs of various applications. The sensors integrated into the bench allow for constructing the complete picture of the test and receiving a sufficient amount of high-precision data. The high flexibility of the bench and the test subject control algorithm allows for conducting a wide range of various tests of electrical products.

Key words: reciprocating machine, test bench, crank mechanism, hardware-software system, control algorithm.

Литература

1. Цветков А.Н. Разработка испытательного стенда для электрических машин возвратно-поступательного действия, работающих в тяжелых условиях / А.Н. Цветков, Р.Ш. Мисбахов, Н.В. Денисова, Р.Р. Гибадуллин // Сборник материалов I Всероссийской научно-практической конференции «Энергетика и энергосбережение»: теория и практика (Кемерово, 3-5 декабря 2014г.). Кемерово, 2014.

2. Цветков А.Н. Схемные решения для разработки испытательного стенда для исследований обратимой машины возвратно-поступательного действия / А.Н. Цветков, Р.Ш. Мисбахов, М.Ф. Низамиев, Р.Р. Гибадуллин // Сборник материалов научно-технической конференции и выставки инновационных проектов, выполненных вузами и научными организациями Приволжского федерального округа. Нижний Новгород, 2014. С. 34.

3. Цветков А.Н. Стенд для испытания обратимых электрических машин возвратно-поступательного действия/ А.Н. Цветков, Р.Р. Гибадуллин, А.М. Копылов, Л.В. Долманюк // Сборник материалов I Поволжской научно-практической конференции «Приборостроение и автоматизированный электропривод в топливно-энергетическом комплексе и жилищно-коммунальном хозяйстве». Казань, 2015. С.109.

4. Цветков А.Н. Разработка программно-аппаратного комплекса испытательного стенда для электрических машин возвратно-поступательного действия, работающих в тяжелых условиях / А.Н. Цветков, Р.Р. Гибадуллин, А.М. Копылов, Л.В. Долманюк // Сборник материалов I Поволжской научно-практической

конференции «Приборостроение и автоматизированный электропривод в топливно-энергетическом комплексе и жилищно-коммунальном хозяйстве». Казань, 2015. С.553.

Поступила в редакцию

12 апреля 2016 г.

Цветков Алексей Николаевич – канд. техн. наук, доцент кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий» (ЭПП) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ).

Сафин Альфред Робертович – канд. техн. наук, доцент кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий» (ЭПП) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ).

Гибадуллин Рамил Рифатович – аспирант 3 года обучения кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий» (ЭПП) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ). Тел.: 8(952)0381364. E-mail: torianin@mail.ru.

Ившин Игорь Владимирович – д-р техн. наук, профессор, заведующий кафедрой «Электроснабжение промышленных предприятий» (ЭПП) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ).

**К ПРОБЛЕМЕ ОХЛАЖДЕНИЯ ЖИДКИХ И ТВЕРДЫХ КОМПОНЕНТОВ,
ОБРАЗУЮЩИХСЯ ПРИ ТЕРМИЧЕСКОМ ВСКРЫТИИ ТВЭЛОВ, НА
ВИБРОТРАНСПОРТИРУЮЩЕЙ ПОВЕРХНОСТИ****Б.Г. САПОЖНИКОВ, А.М. ГОРБУНОВА, Ю.О. ЗЕЛЕНКОВА,
Н.П. ШИРЯЕВА****Уральский федеральный университет, г. Екатеринбург**

Представлены результаты экспериментального исследования теплообмена жидких и твердых компонентов, полученные на модельных материалах, на вибротранспортирующей наклонной поверхности. Установлено, что при параметрах вибрации, обеспечивающих перемещение затвердевших частиц, искомый коэффициент теплоотдачи зависит, прежде всего, от частоты падения капель, монотонно возрастающая с ее увеличением, и в меньшей степени – от параметров вибрации. Полученные данные свидетельствуют о перспективности рассмотренного подхода к проблеме охлаждения жидких и твердых компонентов в качестве одного из вариантов при термическом вскрытии твэлов.

Ключевые слова: термическое вскрытие, твэл, жидкие и твердые компоненты, кристаллизация, вибротранспортирующая поверхность, регулярный тепловой режим, теплоотдача.

Введение

Накопление отработавшего топлива АЭС требует создания прогрессивных технологических схем его регенерации, включающих в себя на первом этапе операцию вскрытия тепловыделяющих сборок (например, в реакторах типа БН). Альтернативой механической разделки твэлов с последующим выщелачиванием или удалением их оболочки химическим путем является термическое вскрытие, которое относится к высокотемпературным процессам ($t = 1500 \div 1550^\circ\text{C}$) [1–5]. При этом происходит плавление конструкционных материалов, в результате чего топливный сердечник освобождается от оболочки. Под собственным весом капли расплава и таблетки сердечника поступают в узел охлаждения продуктов вскрытия, где происходит затвердевание расплава, превращение его в гранулы и охлаждение таблеток и гранул до необходимой температуры ($t \approx 500^\circ\text{C}$).

При охлаждении жидких компонентов в общем случае тепловой поток складывается от перегрева жидкого металла, его кристаллизации и теплоты охлаждения твердой фазы. В металлургии [6–10] для количественной оценки этого процесса используется средняя скорость охлаждения $\bar{W}$, определяющая структуру твердой фазы и ее свойства. Например, по данным авторов [9] для стали она составляет $2,3 \cdot 10^4 \div 5 \cdot 10^5$ К/с. По скорости охлаждения в некоторых работах проводилась и оценка коэффициентов теплоотдачи. В частности [8], при контакте жидкого алюминия с медной подложкой расчетным путем было получено для среднего коэффициента теплоотдачи α значение порядка $2 \cdot 10^5$ Вт/(м²·К). В приведенных работах [6–9] при определении коэффициентов теплоотдачи не учитывается вся совокупность тепловых потоков, сопровождающих в общем случае охлаждение расплава до твердой фазы, что

© Б.Г. Сапожников, А.М. Горбунова, Ю.О. Зеленкова, Н.П. Ширяева
Проблемы энергетики, 2016, № 3-4

является одной из причин расхождения полученных результатов. В этом отношении определенный интерес представляет работа [10], в которой приводятся данные по коэффициентам теплоотдачи от расплавленного металла в виде открытой струи к твердой фазе, достигающим величины $\alpha \approx 880 \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{К)}$. В более поздних работах коэффициент теплоотдачи используется лишь для оценки интенсивности теплообмена к охлаждающей среде в установках непрерывного литья заготовок [11, 12]. Ограниченность литературных данных свидетельствует о необходимости дополнительных исследований теплообмена при кристаллизации расплава в виде потока падающих капель и таблеток сердечника при охлаждении на металлической поверхности.

Методика исследования и описание экспериментальной установки

В качестве транспортирующей была выбрана наклонная вибрирующая поверхность. Наличие наклона обеспечивало надежное нисходящее перемещение компонентов даже при вертикально направленной вибрации, как более простой в реализации.

Для исследования теплоотдачи между компонентами и поверхностью был принят метод регулярного теплового режима [13, 14]. Он позволяет определять коэффициент теплоотдачи с учетом всех тепловых потоков: от перегрева расплава относительно температуры плавления, его кристаллизации и переохлаждения твердой фазы. В качестве датчика (α -калориметра) использовался медный диск $\varnothing 40 \times 5 \text{ мм}$, размещенный заподлицо с транспортирующей поверхностью (рис. 1, а), поз.4. Если обозначить искомый коэффициент теплоотдачи на активном участке поверхности диска F_0 через α_0 , а на остальном участке поверхности диска F через α , то для тел с числом $Bi < 0,1$ на основании уравнения теплового баланса можно записать:

$$c_P \rho V dt = \alpha_0 (t_{\text{ж}} - t) F_0 d\tau - \alpha (t - t_0) F d\tau = (t_{\text{ж}} - t) d\tau (\alpha_0 F_0 - \alpha F \frac{t - t_0}{t_{\text{ж}} - t}) = \alpha_{\text{пр}} (t_{\text{ж}} - t) F_{\text{общ}} d\tau, \quad (1)$$

где $F_{\text{общ}} = F_0 + F$ – полная поверхность диска; $t_{\text{ж}}$ – температура жидкого металла; t , t_0 – текущая и начальная температура медного диска (α -калориметра); τ – время; приведенный коэффициент теплоотдачи

$$\alpha_{\text{пр}} = \alpha_0 \frac{F_0}{F_{\text{общ}}} - \alpha \frac{F}{F_{\text{общ}}} \cdot \frac{t - t_0}{t_{\text{ж}} - t}. \quad (2)$$

$$\text{Тогда из уравнения (1) следует } -\frac{d(t_{\text{ж}} - t)}{(t_{\text{ж}} - t) d\tau} = -\frac{d\vartheta}{\vartheta d\tau} = m = \frac{\alpha_{\text{пр}} F_{\text{общ}}}{c_P \rho V}, \quad (3)$$

где $\vartheta = t_{\text{ж}} - t$ – избыточная температура; m – темп охлаждения.

Используя уравнение (3) с учетом (2), можно получить, что

$$\alpha_0 = m \frac{c_P \rho V}{F_0} + \alpha \frac{F}{F_0} \cdot \frac{t - t_0}{t_{\text{ж}} - t}, \quad (4)$$

где c_P , ρ , V – удельная теплоемкость, плотность и объем медного диска (α -калориметра) соответственно.

Схема экспериментальной установки показана на рис. 1.

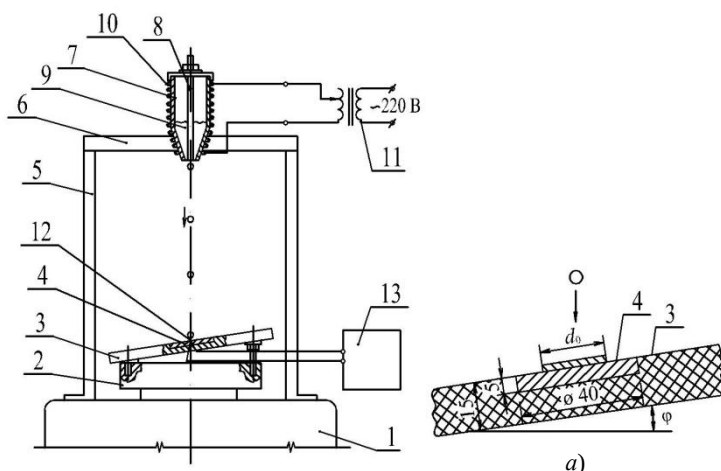


Рис. 1. Схема экспериментальной установки: 1 – вибростенд; 2 – вибростол; 3 – транспортирующая поверхность; 4 – медный диск (α -калориметр); 5 – стойки; 6 – плита; 7 – керамический сосуд; 8 – профильный стержень; 9 – жидкий металл; 10 – электронагреватель; 11 – автотрансформатор; 12 – термопара; 13 – электронный самопишущий потенциометр; а) – медный диск 4 (α -калориметр) с участком транспортирующей поверхности 3 крупным планом

Основным элементом установки является транспортирующая поверхность 3, (выполненная из низко теплопроводного материала, размерами 250×60 мм), в средней части которой заподлицо с поверхностью размещался α -калориметр 4. Транспортирующая поверхность вместе с α -калориметром жестко крепилась под некоторым углом φ (в опытах $8-9^\circ$) к вибростолу 2 вибростенда 1. Вибростол совершал вертикально направленные колебания с частотой $f = 40$ и 50 Гц и амплитудой A от $0,3$ до $1,4$ мм. В качестве модельного для жидкого компонента был выбран расплав олова с температурой плавления $t_{\text{пл}} = 232^\circ\text{C}$.

Расплав создавался в керамическом сосуде 7 с электрическим обогревателем 10. Температура расплава регулировалась автотрансформатором 11, а контролировалась с помощью хромель-алюмелевой термопары (на схеме, рис. 1, не показана).

Частота падения капель жидкого металла регулировалась путем перемещения профильного стержня 8, перекрывающего с определенным зазором нижнее отверстие в керамическом сосуде. В процессе эксперимента температура t α -калориметра измерялась одной хромель-копелевой термопарой 12, что возможно при условии $Bi < 0,1$, и фиксировалась электронным самопишущим потенциометром 13.

Методика проведения опытов с расплавом состояла в следующем. С помощью вибростенда задавались определенные значения частоты и амплитуды вибрации транспортирующей поверхности. В керамическом сосуде готовился расплав определенной температуры $t_{\text{ж}} > t_{\text{пл}}$, который в виде капель подавался на поверхность α -калориметра с начальной температурой t_0 . Измерялись следующие величины: частота вибрации f , амплитуда A , расстояние h от выходного отверстия керамического сосуда до поверхности α -калориметра, температура жидкого металла $t_{\text{ж}}$, начальная температура поверхности α -калориметра t_0 , изменение температуры поверхности t во времени, частота падения капель расплава ν_0 на поверхность α -калориметра.

Результаты экспериментов и их анализ

С помощью визуальных наблюдений было установлено, что падающие капли после соударения с поверхностью α -калориметра растекались до определенного

размера в плане, после чего кристаллизовались в виде тонких плоских пластинок. Анализ показал, что кристаллизация происходила вглубь и с краев размазанной капли. В последнюю очередь затвердевала средняя (центральная) часть образовавшейся пластинки. Форма пластинок в большинстве случаев была круглой, а иногда (до 30 %) имела вид сегмента с углом $240 \div 300^\circ$. Принималось, что в теплообмене участвует часть поверхности F_0 , ограниченная размерами пластинки d_0 . Остальная часть медного диска F контактировала с окружающим воздухом или через тонкий воздушный зазор с низко теплопроводной транспортирующей поверхностью 3. Специальные опыты показали, что теплообмен этих участков поверхности F , характеризуемый эффективным коэффициентом теплоотдачи α , не превышает $12 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

Входящий в уравнение (4) темп охлаждения находился в результате обработки экспериментальной зависимости избыточной температуры $\vartheta = t_{\text{ж}} - t = f(\tau)$, представленной в полулогарифмических координатах, по формуле

$$m = \frac{\ln \vartheta_1 - \ln \vartheta_2}{\tau_2 - \tau_1}. \quad (5)$$

В качестве примера на рис. 2, а показаны экспериментальная кривая 1 изменения температуры α -калориметра t и пересчитанная по ней избыточная температура $\vartheta = t_{\text{ж}} - t = f(\tau)$ (кривая 2), а на рис. 2, б – обработка последней в полулогарифмических координатах. На рис. 2, б видно, что опытные точки с малым разбросом располагаются вдоль прямой 1, что свидетельствует о наступлении регулярного теплового режима и, кроме того, подтверждает правомерность принятой методики исследования. По данным на рис. 2, б с использованием уравнения (5) рассчитывался темп охлаждения.

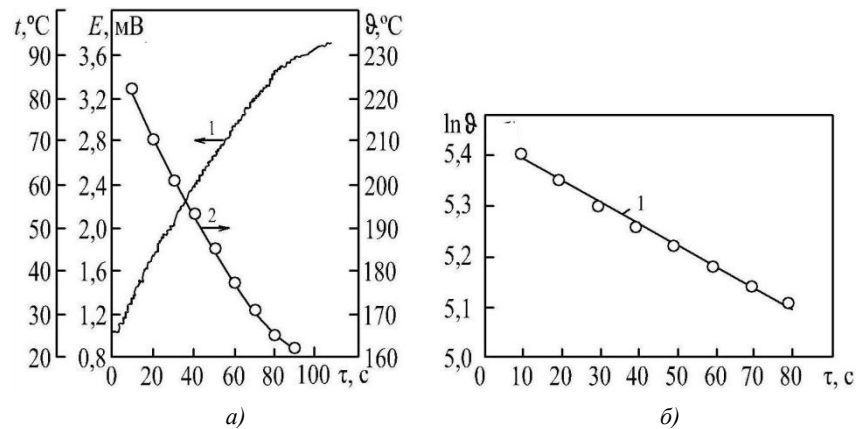


Рис. 2. Фрагмент диаграммы (а, кривая 1) с записью изменения температуры t α -калориметра $\varnothing 40 \times 5$ мм, выполненного из меди: $f=40$ Гц, $A=0,6$ мм, $h=360$ мм, $v_0=1,0$ кап/с (таблица, поз. 13), и пересчитанная по ней избыточная температура ϑ (кривая 2); б – обработка в полулогарифмических координатах

Аналогичной обработке подвергались остальные экспериментальные данные. При расчете коэффициента теплоотдачи α_0 по формуле (4) и темпа охлаждения m по (5) принималось: $t_{\text{ж}} = 255^\circ\text{C}$, $t_0 = 20^\circ\text{C}$, $\alpha = 10 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$, $F_0 = 0,38 \cdot 10^{-3} \text{ м}^2$, что соответствовало эквивалентному диаметру пластинок $d_0 = 22$ мм; $F = F_{\text{общ}} - F_0 = 3,14 \cdot 10^{-3} - 0,38 \cdot 10^{-3} = 2,76 \cdot 10^{-3} \text{ м}^2$, $c_p = 381 \text{ Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$, $\rho = 8800 \text{ кг}/\text{м}^3$, $V = 6,28 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3$. Условия проведения опытов и расчетные данные: темпа охлаждения m и

коэффициентов α_0 , приведены в таблице; среднеквадратичные погрешности их определения не превышали 3 и 7% соответственно.

Таблица

Результаты экспериментального исследования теплоотдачи
при кристаллизации расплава на вибрирующей медной поверхности

а) чистая поверхность						
№ п/п	ν_0 , кап/с	f , Гц	A , мм	$K = \frac{A(2\pi f)^2}{g}$	$m \cdot 10^3$, 1/с	α_0 , Вт/(м ² ·К)
1	0,6	40	0,6	3,86	3,0	186
2	0,6	40	1,4	9,01	6,4	375
Ср.1,2	0,6	40	-	-	-	281
3	0,9	40	1,4	9,01	7,3	426
4	1,1	40	1,0	6,44	8,4	485
5	1,7	40	0,6	3,86	8,9	513
6	>2	40	1,4	9,01	21,0	1183
б) окисленная поверхность						
№ п/п	ν_0 , кап/с	f , Гц	A , мм	$K = \frac{A(2\pi f)^2}{g}$	$m \cdot 10^3$, 1/с	α_0 , Вт/(м ² ·К)
7	0,3	50	1,0	10,06	2,0	131
8	0,5	50	1,0	10,06	2,5	159
9	0,6	40	0,6	3,86	5,2	308
10	0,7	50	0,6	6,04	4,9	291
11	0,8	35	1,0	4,83	4,2	253
12	0,9	40	1,4	9,01	3,2	197
13	1,0	40	0,6	3,86	4,2	253
14	1,0	50	0,6	6,04	5,8	341
15	1,2	40	1,0	6,44	5,7	340
16	1,2	40	1,4	9,01	3,5	214
17	1,2	50	1,4	14,09	6,6	386
Ср.15-17	1,2	-	-	-	-	313
18	1,3	50	0,6	6,04	6,4	375
19	1,5	50	1,0	10,06	6,2	363
20	1,5	50	1,4	14,09	9,6	552
Ср.19,20	1,5	-	-	-	-	458
21	1,8	40	1,4	9,01	5,6	330
22	1,8	40	1,4	9,01	8,3	480
Ср.21,22	1,8	40	1,4	-	-	405
23	>2	40	1,0	6,44	15,0	851
K – относительное ускорение вибрации; Ср. – средние значения соответствующих позиций.						

Аналогичной обработке подвергались остальные экспериментальные данные. При расчете коэффициента теплоотдачи α_0 по формуле (4) и темпа охлаждения m по (5) принималось: $t_{ж}=255^{\circ}\text{C}$, $t_0=20^{\circ}\text{C}$, $\alpha=10 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$, $F_0 = 0,38 \cdot 10^{-3} \text{ м}^2$, что соответствовало эквивалентному диаметру пластинок $d_0=22 \text{ мм}$; $F = F_{\text{общ}} - F_0 = 3,14 \cdot 10^{-3} - 0,38 \cdot 10^{-3} = 2,76 \cdot 10^{-3} \text{ м}^2$, $c_p=381 \text{ Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$, $\rho=8800 \text{ кг}/\text{м}^3$, $V = 6,28 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3$. Условия проведения опытов и расчетные данные темпа охлаждения m и коэффициентов α_0 приведены в таблице; среднеквадратичные погрешности их определения не превышали 3 и 7% соответственно.

Анализ кривой 1 на рис. 2, а показывает, что она не является строго гладкой, что связано с периодичностью падения капель, а значит и процесса теплообмена. Достигнув поверхности, капля жидкого металла затвердевала в виде пластинки, а затем под действием вибрационных сил отскакивала от поверхности, после чего на ее место падала другая капля. С увеличением частоты падения капель или при параметрах вибрации, не обеспечивающих своевременное удаление затвердевших частиц, наблюдалось образование пластинок удвоенной толщины, которые транспортировались с большей скоростью.

Наконец, при достаточно большой частоте падения капель (в опытах при $v_0 > 2,0$ кап/с) кривые $t = f(\tau)$ были практически гладкими, а затвердевший металл транспортировался в виде более крупных образований. В этом случае интенсивность теплообмена была наибольшей (таблица, поз. 6 и 23).

При падении капель с высоты $h = 360$ мм скорость их в момент соприкосновения с поверхностью α -калориметра составляла $w = 2,66$ м/с. Максимальная скорость перемещения вибрирующей поверхности при $f = 40 \div 50$ Гц и $A = 0,6 \div 1,4$ мм лежала в пределах: $w_{\text{ВИБ}} = 2\pi f = 0,15 \div 0,44$ м/с, т.е. в $6 \div 18$ раз меньше. По-видимому, по этой причине не обнаружено заметного влияния параметров вибрации на процесс теплоотдачи. Основная роль вибрационного воздействия состоит в своевременном удалении затвердевших частиц. Можно отметить также (рис.3), что в опытах с чистой поверхностью α -калориметра ($\times$) коэффициенты теплоотдачи несколько выше, чем для окисленной ($\circ$).

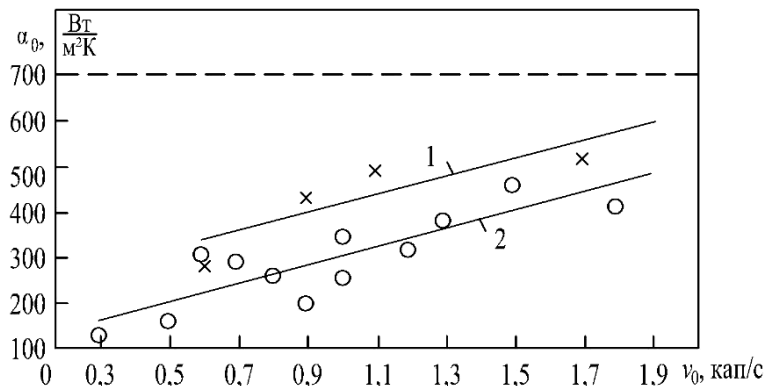


Рис. 3. К обобщению опытных данных; зависимость α_0 от v_0 по данным таблицы;
 $\times$ - чистая поверхность (прямая 1); $\circ$ - окисленная поверхность (прямая 2)

Опытные данные на рис. 3 были обобщены методом наименьших квадратов [15] и представлены уравнениями:

$\alpha_0 = 193 \cdot v_0 + 219$ (прямая 1) и $\alpha_0 = 192 \cdot v_0 + 105$ (прямая 2) для чистой и окисленной поверхности и среднеквадратичной погрешностью 14,3 и 20,5% соответственно. Уравнения справедливы при $v_0 = 0,3 \div 1,9$ кап/с.

При $v_0 > 2$ кап/с коэффициент теплоотдачи следует принимать $\alpha_0 \geq 700$ Вт/(м²·К). Полученные значения коэффициентов теплоотдачи в этом случае хорошо согласуются с данными [10] для свободной струи.

Таким образом, можно считать, что при заданной скорости вибротранспортировки затвердевших частиц основным фактором, влияющим на интенсивность теплообмена, является частота падения капель. Наблюдаемый разброс экспериментальных данных вдоль обобщающих прямых можно отнести на счет различной скорости вибротранспортировки, определяемой параметрами вибрации. Поскольку параметры вибрации влияют в основном на транспортирующую способность, то с целью

упрощения вибропривода установки можно рекомендовать производственную частоту $f = 50$ Гц, а амплитуду $A = 0,6 \div 1,0$ мм.

При термическом вскрытии твэлов транспортирующая поверхность будет одновременно бомбардироваться частицами топлива в виде таблеток диаметром 5,9 мм и длиной $8 \div 10$ мм, плотностью 10 г/см^3 . Согласно литературным данным [16], а также проведенным экспериментам на имитаторах топлива контактный теплообмен несущественен, и процесс охлаждения таких одиночных частиц определяется, в основном, свободной конвекцией и дополнительным влиянием относительного движения их в окружающей газовой среде [17, стр. 315], обусловленного отрывом таблеток от вибрирующей поверхности при ускорении вибрации больше $9,8 \text{ м}^2/\text{с}$. Для ансамбля частиц, движущихся по поверхности слоем высотой в две-три частицы, коэффициенты теплоотдачи достигали величины порядка $30 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$. Следовательно, если для жидких компонентов теплоотдача на вибротранспортирующей поверхности является достаточно высокоэффективным процессом, то для твердых – этот процесс менее интенсивен, и поэтому может быть использован в качестве предварительной стадии охлаждения жидких и твердых компонентов при термическом вскрытии твэлов.

Заключение

1. Показана возможность применения регулярного теплового режима для исследования теплоотдачи для таких сложных процессов, как охлаждение металлических расплавов при их кристаллизации на вибрирующей поверхности.

2. Установлена картина охлаждения расплава в виде потока капель до твердой фазы на наклонной вибротранспортирующей поверхности.

3. Получены экспериментальные данные по теплоотдаче при охлаждении расплава в виде потока одиночных капель и при движении сплошной свободной струи.

4. Обнаружено, что основным фактором, влияющим на интенсивность теплоотдачи при параметрах вибрации и углах наклона, обеспечивающих перемещение твердых образований, является частота падения капель, с ростом которой коэффициент теплоотдачи увеличивается, принимая при $v_0 > 2 \text{ кап/с}$ их значения больше $700 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

5. При термическом вскрытии твэлов охлаждение твердых и жидких компонентов на наклонной вибротранспортирующей поверхности может быть использовано в качестве предварительной стадии процесса.

Summary

Results of experimental investigation of heat-exchange liquid and solid components introduced (in the model materials), formed at thermal opening of the fuel elements on the inclined surface of the vibrotransporter. It was recommended, that when parameters of vibration provided the movement of the solidified particles the required heat-transfer coefficient depends primarily on the frequency of fall drops monotonically increasing with its increase, and to a lesser on the vibration parameters and cleanliness of heat-exchange surface. Receiving results recommended for calculations cooling surface of the liquid and solid components at thermal autopsy of the fuel elements.

Keywords: thermal autopsy, fuel elements, liquid and solid components, crystallization, surface of the vibrotransporter, regular thermal mode, heat-exchange.

Литература

1. Переработка и транспортировка облученных твэлов. Реферат. // Атомная техника за рубежом. 1972. № 6. С. 16–21.

2. Новоселов Г.П., Догаев Ю.Д., Перевозчиков С.А. Потери урана и плутония со сталью в процессе термического вскрытия твэлов. // Атомная энергия. 1974. Т. 36, вып. 1. С. 70–72.
3. Скиба О.В., Барков В.А., Бибииков С.Е., Васильев Г.Д. Вскрытие облученных твэлов реакторов БОР-60 и БР-5 методом оплавления оболочки. Препринт НИИАР-П-17(283). Димитровград, 1976.
4. Скиба О.В., Кислый В.А., Савочкин Ю.П., Вавилов С.К. Пирозлектрические процессы в топливном цикле реакторов на быстрых нейтронах. Димитровград: ОАО «ГНЦ НИИАР». 2012.
5. Чемезов В.А., Каримов Р.С., Шенгалс А.А. Пристанционная регенерация облученного мононитридного ядерного топлива реакторов типа БН пирохимическим методом. // Вопросы радиационной безопасности. 2012. № 4. С. 57–59.
6. Салли И.В. Кристаллизация при сверхбольших скоростях охлаждения. Киев: Наукова думка. 1972.
7. Старовойтенко Г.И., Мусиенко В.Т., Бейзеров С.М. Расчет скорости охлаждения частиц расплава при соударении с медной водоохлаждаемой подложкой. // Порошковая металлургия. 1981. № 6. С. 16–21.
8. Мирошниченко И.С. Закалка из жидкого состояния. М.: Металлургия. 1982.
9. Иванов О.А., Шейхалиев Ш.М. Расчет скорости охлаждения при закалке из жидкого состояния. // Изв. АН СССР. Металлы. 1985. № 5. С. 70–73.
10. Шестаков Н.И., Шичков А.Н. Теплоотдача от расплавленного металла к твердой фазе при непрерывной разливке // Изв. АН СССР. Металлы. 1984. № 3. С. 85–87.
11. Лукин С.В., Шестаков Н.И., Страшко Т.И., Зверев А.М. Охлаждение и затвердевание металла в кристаллизаторе установки непрерывной разливки стали // Металлы. 2007. № 3. С. 20–26.
12. Лукин С.В., Плашенков В.В., Образцов М.А., Зимин С.А., Шалкин А.П. Исследование теплоотдачи в зоне вторичного охлаждения сортовой машины непрерывного литья заготовок // Известия вузов. Черная металлургия. 2009. № 1. С. 47–51.
13. Кондратьев Г.М. Регулярный тепловой режим. М.: ГИТТЛ, Гостехиздат, 1954.
14. Осипова В.А. Экспериментальное исследование процессов теплообмена. М.-Л.: Энергия, 1964.
15. Кассандрова О.Н., Лебедев В. В. Обработка результатов наблюдений. М.: Наука, Главная редакция физ.-мат. литературы, 1970.
16. Рабинович М.И., Клименко Ю.Г., Островская К.И. Теплообмен вибрирующего слоя из крупных частиц со стенкой аппарата // Теплопроводность и конвективный теплообмен. Киев: Наукова думка, 1980. С.53–56.
17. Эккерт Э.Р., Дрейк Р.М. Теория тепло- и массообмена / Пер. с англ. под ред. А.В.Лыкова. М. Л.: Госэнергоиздат, 1961.

Поступила в редакцию

19 апреля 2016 г.

Сапожников Борис Георгиевич – д-р техн. наук, профессор кафедры «Теплоэнергетика и теплотехника» (ТиТ) Уральского энергетического института (УралЭНИИ) Уральского федерального университета (УрФУ). E-mail: bgs0910@mail.ru.

Горбунова Анастасия Михайловна – ассистент кафедры «Теплогазоснабжение и вентиляция» (ТГиВ) Строительного института Уральского федерального университета (УрФУ). E-mail: anessa86@mail.ru.

Зеленкова Юлия Оттовна – канд. техн. наук, доцент кафедры «Теплоэнергетика и теплотехника» (ТиТ) Уральского энергетического института (УралЭНИИ) Уральского федерального университета (УрФУ). E-mail: jzel63@mail.ru.

Ширяева Нина Павловна – канд. техн. наук, доцент, заведующая кафедрой «Теплогазоснабжение и вентиляция» (ТГиВ) Строительного института Уральского федерального университета (УрФУ). E-mail: kafedratgiv@yandex.ru.

C O N T E N S

ENERGETICS

V.B. NOVOSELOV, YU.M. BRODOV, E.V. LITVINOV, V.V. LEBEDEV, A.G. MIKHAILOV. The development of protection systems of steam turbines in the implementation of electrohydraulic control systems.	3
A.V. SADYKOV. To calculation of radiant thermal streams in rectangular areas by method of discrete ordinates.	13
A.A. VARINOV, N.D. YAKIMOV, Y.N. ERASHOVA. Engineering model of the thermal regime in detached House.	22
N.I. MOSKALENKO, M.S. KHAMIDULLINA, YA.S. SAFIULLINA. Influence of anthropogenic impacts on the work of solar electricity and heating plants.	29
M.A. TAYMAROV, N.E. KUVSHINOV, D.E. CHIKLYAEV, E.G. CHIKLYAEV. Regulation of emissions of nitrogen oxides from combustion of heavy fuel oil in boilers.	40
A.I. FEDOTOV, K.R. BAKHTEEV, A.V. LEONOV. Influence of the small distributed generation on the level of residual voltage at short circuits.	45

ENERGY, METALLURGICAL AND CHEMICAL ENGINEERING

M.C. ANKUDINOVA, E.A. LARIN, L.A. SANDALOVA. Calculation method of determination reliability measures of heat recovery steam generator.	50
L.SH. KHAKIMULLINA. On the problem of registreating the empirical dry friction low in elliptical pendulum dynamics.	62
YU.M. BRODOV, O.V. KOMAROV, V.L. BLINOV, V.A. SEDUNIN, A.V. SKOROHODOV, E.P. SOZONOV. Technical performance estimation method for gas turbines with variable flow path geometry.	68
V.V. GERASIMOV. Internal Metallurgic Pipe Defects in Heat Power Engineering Facilities.	77
A.R. ISKHAKOV, M.M. BASHAROV. The calculating efficiency method of combined separator designed for gases cleaning from condensed moisture.	85

INSTRUMENT ENGINEERING, METROLOGY AND INFORMATION-MEASURING DEVICES AND SYSTEMS

R.R. AGISHEV, K.KH. GILFANOV. Possibilities of environmental monitoring of atmospheric air around the thermal power plants by methods of laser remote sensing.	95
A.N. TSVETKOV, A.R. SAFIN, R.R. GIBADULLIN, I.V. IVSHYN. Hardware-software system test bench for studies of a reciprocating electrical machine.	105

PHYSIC

B.G. SAPOZHNIKOV, A.M. GORBUNOVA, YU.O. ZELENKOVA, N.P. SHIRYAEVA To the problem of cooling of the liquid and solid components, formed at thermal autopsy of the fuel elements on the surface of the vibrotransporter.	112
--	-----

**НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ
«ИЗВЕСТИЯ ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ. ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ»**

ПРАВИЛА ПРЕДСТАВЛЕНИЯ РУКОПИСЕЙ

1. Журнал «Известия вузов. Проблемы энергетики» имеет тематическую направленность и публикует статьи по фундаментальным и прикладным проблемам энергетики.

2. В журнале печатаются результаты, ранее не опубликованные и не предназначенные к одновременной публикации в других изданиях.

3. Автор может опубликовать в одном номере журнала не более одной статьи.

4. Плата с аспирантов за публикацию рукописей не взимается.

5. Авторам гонорар не выплачивается.

6. К рукописи статьи прилагаются:

- сопроводительное письмо от организации, в которой выполнена работа;
- экспертное заключение о возможности опубликования статьи в открытой печати.

7. **Структура статьи должна быть следующей:** УДК (сверху слева); название статьи; инициалы и фамилия авторов; названия учреждений, в которых выполнена работа, их местонахождение (город); аннотация и ключевые слова на русском языке (аннотация и ключевые слова на английском языке размещаются в конце статьи перед списком литературы). Введение; разделы (параграфы); заключение; список литературы (не более 20 источников). Для экспериментальных работ рекомендуется иметь в статье выделенные части: введение, методику исследования, основные результаты, обсуждение результатов, выводы. **Каждая статья должна заканчиваться выводами, фиксирующими основные результаты работы, их значение для теории и практики.**

Сведения о каждом авторе: фамилия, имя, отчество (полностью); полное название организации – места работы (учебы), ее почтовый адрес; занимаемая должность, ученая степень; номера телефонов (служебного и домашнего) с указанием кода города; E-mail; указать с кем из авторов (если авторов несколько) вести переписку или переговоры и по какому адресу или телефону.

8. **В редакцию предоставляется на английском языке:** название статьи; аннотация и ключевые слова; список литературы; полные сведения об авторах.

9. Объем рукописи научной статьи не должен превышать 10 страниц, включая рисунки; статьи в рубрику «К защите диссертаций» – 4-х страниц, включая рисунки; кратких сообщений – 2 страниц.

10. Рукопись должна быть тщательно выверена и подписана всеми авторами.

11. Рукопись статьи представляется в двух экземплярах и на диске (CD-R/RW) в формате Microsoft Word 2003. Для уменьшения вероятности сбоя при чтении данных желательно сделать несколько копий файлов.

Электронный вариант рукописи статьи с полным комплектом документов может быть направлен по E-mail.

12. При наборе на компьютере следует соблюдать следующие правила оформления рукописи:

- Текст статьи набирается шрифтом Times New Roman, размером 10,5 пт с межстрочным интервалом «минимум 12пт» и печатается на одной стороне стандартного (A4) листа белой бумаги. Следует установить следующие размеры полей: сверху - 2 см, снизу – 1,5 см, слева – 4,5 см и справа – 2,5 см. На вкладке «Размер бумаги» выбрать параметр «Другой» и установить ширину листа 21 см, высоту 25,5 см. Отступ первой строки должен быть строго 1 см.

- Между цифровым значением величины и ее размерностью следует ставить знак неразрывного пробела. Различать дефис «-», знак «минус» «-», и тире «—». Переносы в словах не употреблять. Не использовать для форматирования текста знаки пробела.

- Все сокращения, за исключением общепринятых, расшифровываются при их первом упоминании в тексте статьи.

- Значения физических величин приводятся в единицах СИ или разрешенных к употреблению наравне с ними.

- Формулы набирают обычным шрифтом с использованием редактора формул Microsoft Equation 3.0, соблюдая размеры: обычный текст – 10,5 пт, крупный индекс – 9 пт, мелкий индекс – 8 пт, крупный символ – 16 пт, мелкий символ – 12 пт.

- Буквы латинского алфавита (как и в основном тексте) набирают курсивом, буквы греческого и русского алфавитов – прямым шрифтом. Математические символы $\lim$, $\lg$, $\ln$, $\arg$, $\cos$, $\sin$, $\max$ и т.д. набирают прямым шрифтом. Символ не должен сливаться с надсимвольным элементом.

- Длина формул не должна превышать 10 см. Большие формулы необходимо разбивать на отдельные независимые фрагменты.
- Нумерацию и знаки препинания следует ставить отдельно от формул обычным текстом. Формулы, на которые имеются ссылки в тексте, нумеруют у правого края страницы арабскими цифрами в круглых скобках.

- **Рисунки**, число которых должно быть логически оправданным, должны иметь расширение совместное с MS Word (рисунок MS Word, редакторы CorelDraw, Photoshop).

На диске рисунки должны быть представлены в виде отдельных файлов, желательно в формате TIF с разрешением 300 dpi.

- Правила выполнения рисунков: формат – не более 10×8 см; толщина линий: основных – 2 пт, вспомогательных – 1 пт. Для обозначений в поле рисунка, также как и для подрисовочной надписи, использовать шрифт Times New Roman, размером не менее 9пт. Рисунки с большим количеством деталей (сложные схемы, графики) размещать на всю ширину стр. (14 см).

- Фотографии должны быть четкими, на глянцевой бумаге. Отсканированные фотографии записываются в файлы в формате TIFF, JPEG, GIF. Сканировать изображение следует с разрешением 300 dpi для контрастных черно-белых рисунков и 600 dpi - для полутоновых.

- **Таблицы** должны иметь нумерацию, тематические заголовки и выполняться на отдельных листах. Ширина таблицы не должна превышать 14 см.

- Авторы должны избегать повторения одних и тех же данных в тексте, таблицах, графиках. Сокращения допускаются только общепринятые. Обозначения на рисунках должны строго соответствовать обозначениям в тексте.

- **Ссылки на литературные источники** нумеруются в порядке упоминания в тексте арабскими цифрами и указываются в квадратных скобках.

- **Список литературы** печатается на отдельном листе и оформляется по ГОСТ Р 7.0.5–2008 «Библиографическая ссылка. Общие требования и правила составления». Ссылки на неопубликованные сообщения (кроме защищенных диссертаций) не допускаются. Иностранные фамилии даются в тексте в русской, а в списке литературы – в оригинальной транскрипции.

13. Возвращение рукописи на доработку не означает, что статья уже принята к печати. Доработанный вариант необходимо прислать в редакцию в двух экземплярах вместе с ее начальной версией, рецензией и письмом с ответами на замечания рецензента.

14. Доработанный вариант статьи рецензируется и рассматривается редколлегией вновь. Датой представления считается дата поступления в редакцию исправленной статьи.

15. Решение редакционной коллегии о принятии статьи к печати или ее отклонении сообщается авторам.

16. Диски и рукописи авторам не возвращаются.

17. Авторам высылается один отдельный оттиск их статьи.

18. При несоблюдении авторами указанных Правил рукописи к рассмотрению не принимаются.

Адрес редакции: Журнал «Известия вузов. ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ»,
Казанский Государственный Энергетический Университет,
420066, г. Казань, ул. Красносельская, д.51,
Тел./факс: (843) 527-92-76, E-mail: problems_ener@mail.ru.

Вниманию читателей!

В №1-2 за 2016 г. на стр. 3 допущена опечатка в фамилии автора Садыкова А.В.

Авторы статьи:

Д.Б. Вафин, А.В. Садыков, М.А. Бутяков.

Редакция приносит свои извинения автору.