

Fr 6.7
630

ISSN 0136-354
0320-336

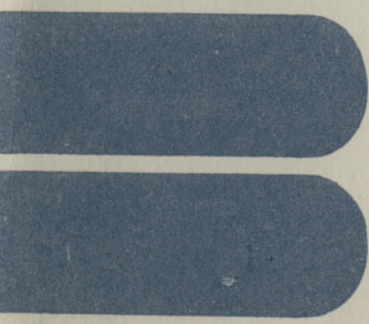
TALLINNA
POLÜTEHNILISE INSTITUUDI
TOIMETISED

630

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО
ИНСТИТУТА

ТРИ
'86

ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ
ПАРОГЕНЕРАТОРА С
ГЕЛИЕВЫМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕМ



ТРИ '86

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

ПРЕДИСЛОВИЕ

УДК 621.039



ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПАРОГЕНЕРАТОРА С ГЕЛИЕВЫМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕМ

Теплоэнергетика ХХХ

Под научной редакцией
чл.-корр. АН ЭССР А.А. Отса,
д.т.н. В.П. Глебова и
к.т.н. Х.А. Кяара

Таллин 1986

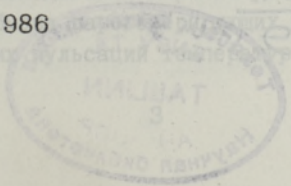
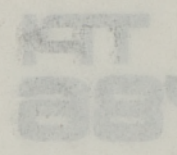


Fig. 2.1
2028 038

621.0

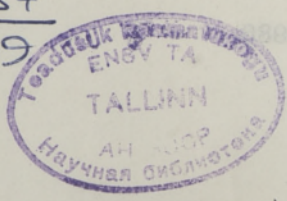


ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ
 Труды ТПИ № 630
 ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПАРОГЕНЕРАТОРА
 С ГЕЛИЕВЫМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕМ

Теплоэнергетика ХХХ
 На русском языке
 Редактор В. Ратник
 Техн. редактор В. Ранник
 Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 11.09.86
 Подписано к печати 27.02.87
 МВ-01345
 Формат 60x90/16
 Печ. л. 6,75 + 0,25 прилож.
 Уч.-изд. л. 5,6
 Тираж 400
 Зак. № 66
 Цена 85 коп.
 Таллинский политехнический институт,
 200108 Таллин, Эхитагае теэ, 5
 Ротапринт ТПИ, 200006 Таллин, ул. Коскла, 2/9

© Таллинский политехнический институт, 1986

Р.6.7 - XB87
 630 3509



ПРЕДИСЛОВИЕ

Настоящий сборник научных трудов выпущен в год 50-летия Таллиннского политехнического института (ТПИ).

Сборник содержит статьи авторов ТПИ и Всесоюзного научно-исследовательского и проектно-конструкторского института атомного энергетического машиностроения (ВНИИАМ), подготовленные в ходе совместных исследований. Сотрудничество между теплоэнергетиками ТПИ и ВНИИАМ началось с 1971 года. Оно отражает развитие научно-технического прогресса в энергетическом оборудовании электростанций. Первые работы коснулись сжигания жидких топлив и связанного с этим поведения котельных сталей, в дальнейшем — исследование внутритрубных железистоокисных отложений в паровых котлах сверхкритического давления, а в настоящее время работы ведутся в плане разработки парогенератора с гелиевым теплоносителем для высокотемпературного и газоохлаждаемого реактора (ВГТР).

В течение периода сотрудничества выпущены один отраслевой стандарт (1975), два руководящих технических материала (1978, 1979) и одна монография).

Разрабатываемая в СССР установка ВГР-50 содержит радиационно-химический контур, в котором циркулируют графитовые шаровые тепловыделяющие элементы. В ходе эксплуатации продукт износа в виде графитовой пыли в потоке гелия поступает в парогенератор установки. Наличие графитовой пыли в парогенераторе приводит к целому ряду проблем: ухудшение теплообмена из-за графитовых отложений, радиационная обстановка, вывод пыли из газового контура и т.д. Теплофизические исследования парогенератора включают также вопросы теплообмена парогенерирующих поверхностей и влияние циклических пульсаций температур на срок службы металла.

В трудах опубликованы совместные (ТПИ, ВНИИАМ) статьи, а также работы обоих партнеров сотрудничества отдельно. Длительное сотрудничество между вузом и центральным исследовательско-конструкторским институтом создает благоприятные условия для быстрого и эффективного внедрения результатов. При проектировании уникального энергетического оборудования часто возникают задачи, решение которых возможно лишь после проведения соответствующих теоретико-экспериментальных исследований. Таким образом, результаты развиваемых научно-исследовательских работ будут непосредственно использованы при разработке конструкций.

В.П. Глебов, Р.Г. Богоявленский,
В.И. Скворцов

ЯДЕРНЫЕ ЭНЕРГОРАДИАЦИОННЫЕ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНЫЕ
УСТАНОВКИ ДЛЯ КОМПЛЕКСНОГО ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ТЕПЛА
И ЯДЕРНОГО ИЗЛУЧЕНИЯ ВТГР С ШАРОВЫМИ ТВЭЛАМИ

В настоящее время ядерные энергоисточники используются в СССР в основном для выработки электроэнергии. Расширение областей применения ядерных энергоисточников в других видах технологии является одной из важнейших задач, поставленных XXVII съездом КПСС.

Одними из наиболее энергоемких отраслей народного хозяйства являются отрасли, реализующие в промышленных масштабах различные химические процессы. В качестве источника тепловой энергии в этих отраслях используются, в основном, постоянно дорожающие нефть и газ – ценнейшие виды химического сырья. Анализ потребления нефти и газа в химических отраслях промышленности показывает, что топливное использование этих энергоносителей на пороге XII пятилетки превышало примерно в 1,5 раза сырьевое [1]. Учитывая возрастающий дефицит органического топлива и экологические проблемы, внедрение ядерных энергоисточников в химическую технологию приобретает большое народнохозяйственное значение.

Одним из крупнотоннажных и энергоемких производств химической промышленности является синтез аммиака и метанола на основе паровой каталитической конверсии метана (ПКМ). Для получения водорода или водородсодержащего газа в ПКМ необходим подвод высокотемпературного тепла (более 750 °С). Низкое значение выходной температуры в обычных реакторах не позволяет использовать их для этих целей. Эту задачу могут решать высокотемпературные газоохлаждаемые реакторы (ВТГР). Совместное применение в ВТГР в качестве

теплоносителя гелия, а графита не только для замедления нейтронов, но и как конструкционного материала элементов активной зоны, делящихся и воспроизводящих материалов в виде частиц с покрытием (микротвэлов) позволяет получить температуру теплоносителя на выходе работающего в настоящее время опытного реактора AVR в ФРГ 950 °С [2]. При этом обеспечивается повышенная по сравнению с другими типами реакторов безопасность работы ВТГР в нормальных и аварийных режимах, низкая активность гелия в I-м контуре и малые дозы облучения обслуживающего персонала. Полученный на первых установках опыт позволил разработать и построить в США и ФРГ прототипы промышленных энергетических установок. В США такая установка (Форт-Сент-Врейн) эксплуатируется с 1977 года, в ФРГ предполагается в 1986 году закончить работы на THTR-300.

Указанный уровень температур (до 950 °С) позволяет непосредственно использовать тепло ВТГР для проведения крупнотоннажных энергоемких процессов химической технологии. Передача высокотемпературного тепла осуществляется в промежуточном теплообменнике, располагаемом по "горячей" стороне теплоносителя I контура, как правило, в парогенераторе. Использование промежуточного гелиевого контура исключает возможность попадания радиоактивных продуктов в технологический контур.

Наряду с высокотемпературным теплом ВТГР дают возможность получать также дешевую электроэнергию благодаря более высокому к.п.д. по сравнению с традиционными АЭС. Как показывают расчеты, можно ожидать экономию в потребности нефтепродуктов на выработку электроэнергии порядка 19 % [3]. Поэтому использование тепла ВТГР и для производства электроэнергии имеет существенное значение. Крупным потребителем электроэнергии являются химические производства.

На этом возможности использования ядерных энергоисточников в химической промышленности не ограничиваются. Развитие работ по практическому использованию ядерной энергии способствовало возникновению новых отраслей в науке и технике, в частности, радиационно-химической технологии (РХТ). Радиационно-химические процессы (РХП) позволяют получать

нужные для народного хозяйства продукты и материалы с уникальными свойствами, а также модифицировать материалы с целью улучшения их эксплуатационных свойств. Наиболее эффективно осуществление РХП с помощью источников гамма-излучения. Некоторые радиационно-химические процессы уже осуществлены в промышленности как у нас в стране, так и за рубежом [4]. Например, РХТ обеспечивает атомную энергетику СССР термо- и радиационно стойкими, не распространяющими горение кабелями с радиационно-модифицированной полиэтиленовой изоляцией, трубы из радиационно-модифицированного полиэтилена могут заменять стальные оцинкованные в системах горячего водоснабжения.

Облицованные облученным полиэтиленом стальные трубы для горячих агрессивных жидкостей служат намного дольше. Бетонполимер, полученный из обычного бетона пропиткой полимером и последующей радиационной обработкой, приобретает водонепроницаемость и повышенные антикоррозионные свойства, становится более стойким к циклическому замерзанию и оттаиванию, воздействию низких температур. При облучении древесины, пропитанной мономером, образуются совершенно новые материалы, сочетающие свойства древесины и полимера. В перспективе возможно использование гаммаизлучения при производстве искусственного белка, очистке и обеззараживании промышленных и бытовых сточных вод.

Для промышленной реализации многих РХП необходимы источники излучения, мощность которых составляет сотни киловатт. Такими источниками могут быть продукты деления в шаровых твэлах, непрерывно циркулирующих в замкнутом (ураново-радиационном) контуре: активная зона ядерного реактора - облучатель радиационно-химической установки.

Наиболее эффективные УРК могут быть созданы путем комплексного использования тепловой энергии и энергии излучений ядерного топлива в атомных энергорadiационных технологических установках (АЭРТУ). При этом тепловая энергия топлива используется непосредственно для проведения энергетических процессов химической технологии, для получения электроэнергии и/или для теплофикации, а энергия гамма-излучений - для реализации радиационно-химических процессов.

Наиболее подготовленными к внедрению сегодня являются установки с ВТГР с шаровыми твэлами: с одной стороны, опыт

эксплуатации реактора AVR показал безопасность и надежность ВТГР с активной зоной в виде нерегулярной свободной засыпки шаровых твэлов при температуре гелия на выходе из реактора 950°C , с другой - в реакторных условиях экспериментально доказана возможность циркуляции шаровых твэлов в шаропроводах гелиевым потоком.

В СССР подготовлена для внедрения атомная энергохимическая установка с высокотемпературным газоохлаждаемым реактором ВГР-50. Принципиальная схема этой установки приведена на рис. 1 [5].

На примере разработки атомного энергорadiационно-технологического комбината с ВТГР (АЭРТК), одноконтурными газотурбинными установками для выработки электроэнергии (1000 МВт), УРК для производства радиационно-модифицированных полиэтиленовых изделий показана возможность и экономическая эффективность (более 200 млн. рублей) создания таких АЭРТК [6].

Особенностью атомных энергорadiационных технологических установок является наличие контура циркуляции топлива (КЦТ). Этот контур предназначен для подачи твэлов, как источников гамма-излучения, в облучатель радиационно-химической установки, для перемещения твэлов вне реактора с целью обеспечения нормального функционирования установки.

Увеличивая кратность циркуляции топлива в УРК можно значительно повысить гамма-мощность облучателя (рис. 2) [7]. По мере увеличения кратности циркуляции топлива темп роста мощности гамма-излучения уменьшается. Вместе с тем, при движении твэла в УРК происходит истирание его графитовой оболочки и поэтому существует ограничение по числу циклов, а следовательно, и выработываемого гамма-излучения.

Кратность циркуляции топлива при заданной кампании твэла обратно пропорциональна времени их нахождения в коммуникациях контура, т.е. зависит от скорости движения в них и величины пробега. В работе [8] подтверждена степенная зависимость износа графитовых шаров от скорости при движении как одиночных шаров, так и группы шаров в гелиевой среде. Наименьшую скорость твэлы имеют в реакторе и облучателе. Поэтому износ оболочки твэлов в этих коммуникациях контура незначителен. Так, в реакторе ВГР-50 за 2000

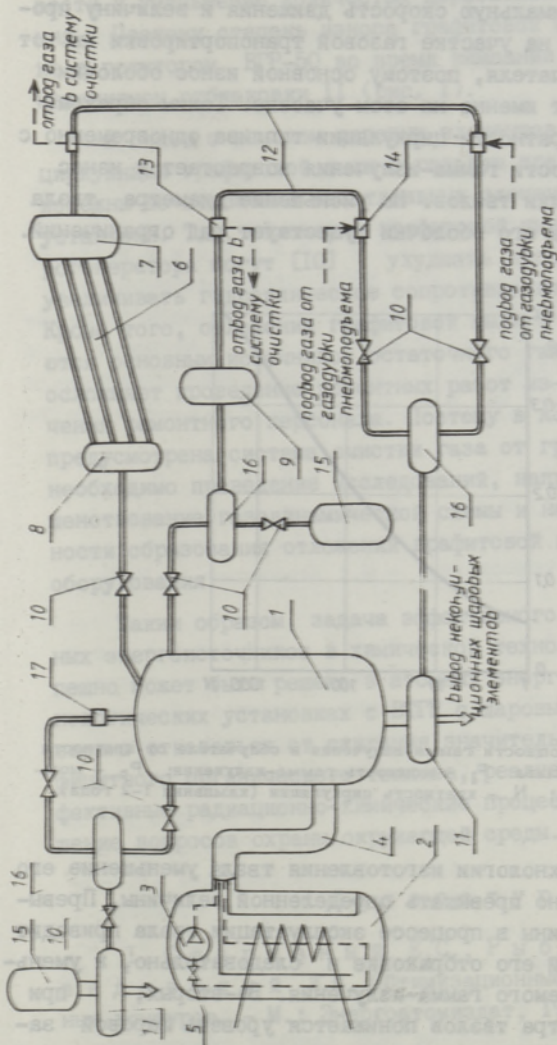


Рис. 1. Принципиальная схема энергохимической установки с высокотемпературным реактором ВГР-50. 1 - реактор, 2 - парогенератор, 3 - основная газодувка, 4 - двойной газопровод, 5 - обратный клапан, 6 - основная газодувка, 7 - механизм раздачи, 8 - механизм разгрузки, 9 - устройство контроля твэлов, 10 - шаропроводная арматура, 11 - механизм отбраковки, 12 - участок газовой транспортировки твэлов, 13 - тормозное устройство, 14 - устройство для подвода газа, 15 - емкость твэлов, 16 - механизм разделения, 17 - загрузочная штанга реактора.

циклов перегрузки твэлов через активную зону, т.е. за кампанию твэла, изменение его диаметра составит, по данным работы [9], всего $1,74 \cdot 10^{-4}$ см. Износ оболочки твэлов в трубах облучателя за кампанию ожидается равным 0,5 % массы твэла [8]. Максимальную скорость движения и величину пробега твэлы имеют на участке газовой транспортировки их от реактора до облучателя, поэтому основной износ оболочки твэлов происходит именно на этом участке. Таким образом, при увеличении кратности циркуляции топлива одновременно с увеличением мощности гамма-излучения возрастает и износ графитовой оболочки твэлов. На уменьшение диаметра твэла вследствие износа его оболочки существует ряд ограничений.

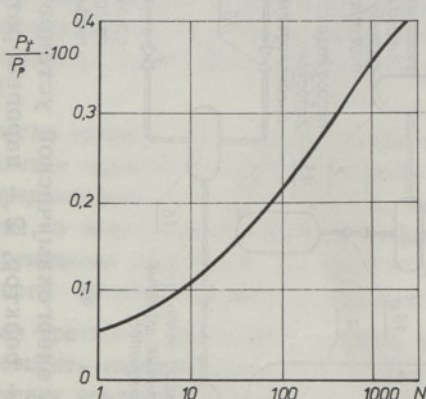


Рис. 2. Зависимость мощности гамма-излучения в облучателе от кратности циркуляции топлива: P_γ - мощность гамма-излучения; P_p - мощность реактора; N - кратность циркуляции (кампания 1-2 года).

Во-первых, по технологии изготовления твэла уменьшение его диаметра не должно превышать определенной величины. Превышение этой величины в процессе эксплуатации твэла приводит к преждевременной его отбраковке и следовательно, к уменьшению вырабатываемого гамма-излучения. Во-вторых, при уменьшении диаметра твэлов понижается уровень шаровой заправки активной зоны и увеличивается полость между активной зоной и верхним торцевым отражателем. При этом в ядерной зоне при неизменной концентрации графита увеличивается от-

носительная концентрация ядер урана в активной зоне. Это приводит к уменьшению реактивности реактора. Так как продолжительность кампании примерно прямо пропорциональна реактивности реактора, то уменьшение диаметра твэла может привести к уменьшению количества вырабатываемого гамма-излучения. Поэтому степень износа графитовой оболочки в установке с реактором ВГР-50 во время кампании контролируется механизмом отбраковки II (рис. I).

В связи с износом шаровых элементов в КЦТ происходит циркуляция графитовой пыли в газовом тракте и при этом неизбежны ее отложения на отдельных элементах оборудования установки. Так, отложения графитовой пыли на элементах парогенератора могут ухудшать процесс теплообмена и увеличивать гидравлическое сопротивление газового тракта. Кроме того, отложения графитовой пыли в оборудовании являются основным источником остаточного гамма-излучения, что осложняет проведение ремонтных работ из-за опасности облучения ремонтного персонала. Поэтому в АЭРТУ должна быть предусмотрена система очистки газа от графитовой пыли и необходимо проведение исследований, направленных на совершенствование газодинамической схемы и на снижение интенсивности образования отложений графитовой пыли на элементах оборудования.

Таким образом, задача эффективного использования ядерных энергоисточников в химической технологии наиболее успешно может быть решена в атомных энергорadiационных технологических установках с ВГР с шаровыми твэлами. Это позволит отказаться от сжигания значительного количества дефицитного органического топлива, реализовать наиболее эффективные радиационно-химические процессы и упростить решение вопросов охраны окружающей среды.

Л и т е р а т у р а

1. Старизный Е.С., Рыбкин Н.И., Медведовский Л.И. Оптимизационные задачи радиационных контуров. - М.: Энергоатомиздат, 1985. - С. 3.

2. Применение высокотемпературных газоохлаждаемых реакторов // Атомная техника за рубежом. - 1983. - № 10. - С. 21.

3. Пономарев - Степной Н.Н., Проценко А.Н., Гребенник В.Н. Состояние работ по ВТГР в мире // В сб.: Вопросы атомной науки и техники. Сер. Атомно-водородная энергетика и технология / ЦНИИАтоминформ. - М., 1984, вып. 2(18). - С. 4.

4. Колотыркин Я.М. Энергия атома преобразует химию // Наука в СССР. - 1985. - № 2. - С. 22.

5. Глебов В.П., Скворцов В.И. Особенности многоразветвленной технологической схемы энергохимической установки в реакторном ВГР // Энергомашиностроение. - 1983. - № 1.

6. Глебов В.П., Богоявленский Р.Г., Виноградов В.П. и др. Многоцелевой атомный энергорadiационно-технологический комплекс с ВТГР электрической мощностью 1000 МВт (АЭРТК-1000) // В сб.: Вопросы атомной науки и техники. Сер.: Атомно-водородная энергетика и технология. - ИАЭ им. И.В. Курчатова. - М., 1983. - Вып. 1(4). - С. 10.

7. Пономарев - Степной Н.Н., Проценко А.Н., Глушков Е.С. и др. Особенности физики ВТГР с циркулирующим топливом // В сб.: Атомно-водородная энергетика и технология. - М.: Атомиздат. - 1979. - Вып. 2. - С. 94.

8. Богоявленский Р.Г., Никифоров Ю.Д., Анапольский А.Б. и др. Некоторые результаты экспериментального исследования элементов оборудования ВТГР // В сб.: Атомно-водородная энергетика и технология. - М.: Атомиздат. - 1979. - Вып. 2. - С. 149.

9. Богоявленский Р.Г., Никифоров Ю.Д., Лубны - Герцык А.Л. и др. Результаты исследования износа твэлов и блоков кладки реактора АБТУ-ц-50 в среде гелия при 300 °С // В сб.: Вопросы атомной науки и техники. Сер.: Атомно-водородная энергетика и технология / ЦНИИАтоминформ. - М., 1984. - Вып. 1(17). - С. 66.

10. Ратников Е.Ф., Тетельбаум С.П. Газы как теплоносители и рабочие тела ядерных энергетических установок. - М.: Атомиздат, 1978.

V. Glebov, R. Bogoyavlenski,
V. Skvortsov

Nuclear Power Irradiated High-Temperature Units
for the Complex Utilization of Heat and Nuclear
Radiation of HTGR with Spherical Fuel Elements

Abstract

A new type nuclear installation with high temperature helium reactor (HTGR) to provide high energy for chemical industries with high temperature heat is being considered.

Gamma radiation of globular uranium-plumbago heat-emitting elements circulating in a radiation contour enables to organize the industrial manufacture of radiation-chemical production and substantially increase the effectiveness of nuclear energy complex use.

В.П. Глебов, Х.А. Кяр, В.Ф. Москвичев,
Б.П. Симкин, Н.Б. Эскин

РАЗРАБОТКА КОНСТРУКЦИИ ПАРОГЕНЕРАТОРА ДЛЯ АЭС С ВГР-50 И ВОПРОСЫ ЕГО ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ОБОСНОВАНИЯ

Создание парогенератора для высокотемпературной установки с гелиевым теплоносителем является сложной технической задачей, охватывающей широкий круг взаимосвязанных вопросов. В настоящее время ведутся научно-исследовательские и опытно-конструкторские работы по ряду опытно-промышленных установок с газоохлаждаемыми реакторами на тепловых и быстрых нейтронах. Одной из них является энергохимическая установка с реакторами ВГР-50, технические характеристики которой представлены в [1].

Разработке парогенератора для ВГР-50 предшествовало тщательное изучение и апробация зарубежного опыта [2].

В отличие от парогенераторов для АЭС с водоохлаждаемыми реакторами, для которых уже разработаны типовые конструкции оборудования, в зарубежных газоохлаждаемых реакторных установках применены различные конструкции парогенераторов.

Для парогенераторов использовались трубные пучки самых разнообразных типов [3]:

- поперечно-обтекаемые прямые оребренные многоходовые змеевики (типа "Серпантин");
- продольно-обтекаемые прямые трубы;
- поперечно-обтекаемые спиральные плоские змеевики;
- поперечно-обтекаемые концентрические витые змеевики (типа "Хеликс").

Большим разнообразием отличались и компоновки поверхностей нагрева парогенераторов: в едином металлическом корпусе, секционного типа со сваркой на монтаже, в корпусе из предварительно напряженного железобетона (ПНЖБ) с рас-

положением парогенераторов под или вокруг активной зоны реактора, в едином корпусе с реактором и т.п. В табл. I представлены основные этапы развития парогенераторов для газоохлаждаемых реакторов.

Рост давления и температуры первого контура, возрастающие требования к безопасности АЭС, интегральная компоновка оборудования, минимизация возможных разрывов труб привели к созданию компактной конструкции парогенератора. К середине 70-х годов сформировался профиль парогенератора с газоохлаждаемым теплоносителем независимо от типа реактора: прямоточный, в большинстве случаев с промежуточным перегревом пара, в случае необходимости, интегрально сконструированный с реактором в корпусе из ЛНЖБ, и самое главное, — с трубным пучком из многозаходных цилиндрических змеевиков (система "Хеликс", разработанная фирмой "Зульцер").

Парогенератор для установки с ВГР-50 разрабатывался как опытно-промышленный прототип парогенератора более мощных установок. Энергохимическая установка с ВГР-50 имеет ряд особенностей, вытекающих из применения гелия в качестве теплоносителя, высокой температуры на выходе из активной зоны, наличия радиационно-химического контура циркуляции графитовых твэлов, выполнения реактора в металлическом корпусе, использования основного оборудования во всех режимах работы, включая и аварийные.

Перечисленные особенности установки определили комплекс требований к конструкции парогенератора. Это прежде всего необходимость сведения к минимуму массы воды, которая может попасть в охлаждаемую гелием активную зону реактора, что должно быть обеспечено высокой надежностью трубной системы парогенератора.

Усложнение компоновки поверхности нагрева выходного участка перегревателя вызвано высокой температурой гелия на входе в парогенератор.

Разработка специальных мероприятий по удалению графитовой пыли, образующейся вследствие истирания шаровых твэлов, имеет своей целью обеспечить проектный уровень теплообмена.

Интегральная компоновка парогенератора и газодувки позволяет исключить всасывающий и нагнетательный трубопрово-

ды, что существенно повышает безопасность и компактность установки.

Использование парогенератора в качестве активного устройства охлаждения реактора позволяет отказаться от вспомогательных петель для расхолаживания установки.

Реализация этих требований привела к целому ряду технических решений, суть которых излагается ниже.

Трубный пучок парогенератора выполнен из отдельных однозаходных модулей, имеющих ряд технологических преимуществ, таких как возможность серийного производства модулей, отсутствие потребности в специальных станках для навивки, возможность индивидуального контроля каждого модуля, применимость однотипных модулей для парогенераторов различной мощности. Силовой корпус парогенератора не соприкасается с выходящим из реактора "горячим" гелием с температурой 800 °С, а омывается гелием с температурой 280 °С, отдавшим тепло среде второго контура. "Горячим" гелием омываются трубы поверхности нагрева и внутрикорпусные устройства. Последние защищены изоляцией и воспринимают усилия только от перепада давления по газовому тракту.

В установке ВГР-50 применены четыре парогенератора общей тепловой мощностью 137 МВт. Конструкция парогенератора установки ВГР-50 представлена на рис. 1, а его технические характеристики - в таблице 2.

На верхнем фланце силового корпуса парогенератора монтируется газодувка 9 с лопаточным диффузором, которая обеспечивает циркуляцию гелия в первом контуре. Расположение газодувки над парогенератором исключило возможность прямого попадания воды в активную зону реактора при разрыве трубы поверхности нагрева, т.к. при выполненной компоновке трубопровод, соединяющий реактор с парогенератором, подсоединяется в верхней части корпуса парогенератора, а вода в случае разрыва трубы будет накапливаться в нижней его части.

Цилиндрический силовой корпус выполнен с постоянным внутренним диаметром и заканчивается в нижней части конусом с углом раскрытия 60° для облегчения удаления пыли, которая будет сепарироваться при выходе газа из трубного про-

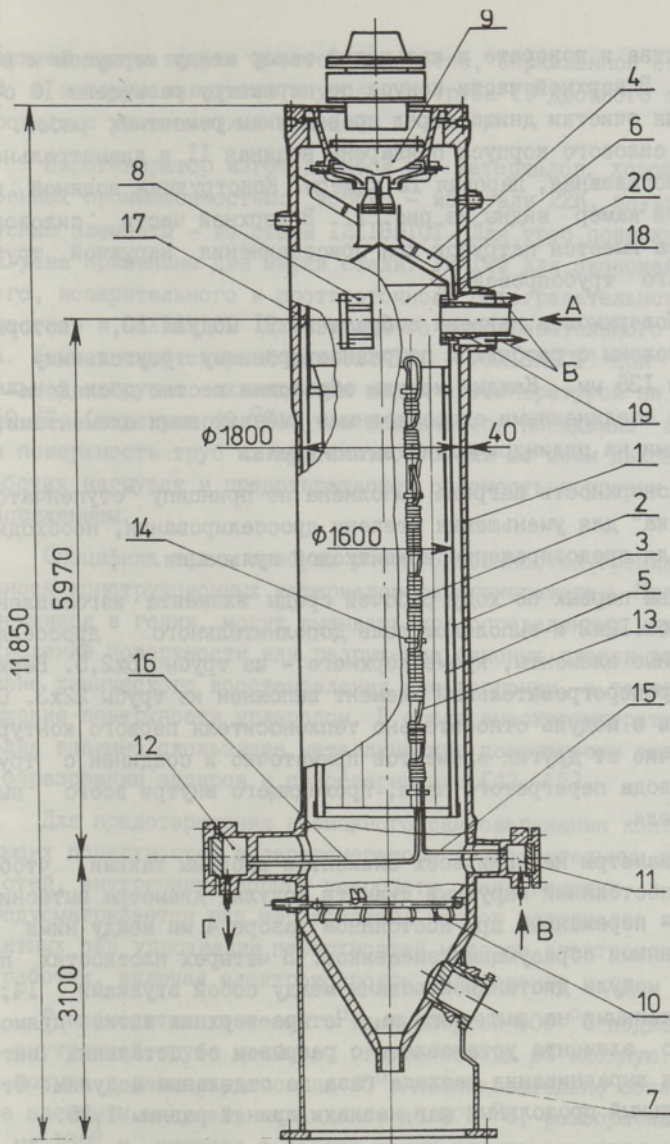


Рис. 1. Парогенератор установки с ВГР-50: 1 - силовой корпус, 2 - поверхность нагрева, 3 - кожух цилиндрический, 4 - перегородка плоская, 5 - вытеснитель шестигранный, 6 - выходная камера, 7 - нижняя опора, 8 - седловая опора, 9 - газодувка, 10 - обдувочные сопла, 11 - водяная камера, 12 - паровая камера, 13 - модуль, 14 - дистанционирующие втулки, 15 - соединительные трубы питательной воды, 16 - соединительные трубы острого пара, 17 - опоры кожуха, 18 - втулка кожуха, 19 - внутренняя труба двойного трубопровода, 20 - карман. А - вход гелия, Б - выход гелия, В - вход питательной воды, Г - выход перегретого пара.

странства и повороте в кольцевой зазор между корпусом и кожухом. В верхней части конуса по периметру размещены 10 сопел для очистки днища перед проведением ремонтных работ. Внизу силового корпуса приварены водяная II и диаметрально противоположная, паровая I2 камеры. Конструкции водяной и паровой камер видны из рис. 1. В верхней части силового корпуса имеется патрубок для присоединения наружной трубы двойного трубопровода.

Поверхность нагрева собрана из 9I модуля I3, которые расположены с разбивкой по равностороннему треугольнику с шагами I36 мм. Каждый модуль образован шестью последовательно соединенными однозаходными змеевиковыми элементами, навитыми на цилиндрический вытеснитель.

Поверхность нагрева выполнена по принципу "ступенчатого витка" для уменьшения степени дросселирования, необходимого для предотвращения межвитковой пульсации.

Два первых по ходу рабочей среды элемента изготовлены из трубы I2x2 и выполняют роль дополнительного дросселя, остальные элементы, кроме верхнего - из трубы I6x2,5. Верхний пароперегревательный элемент выполнен из трубы 22x3. Он включен в модуль относительно теплоносителя первого контура в отличие от других элементов прямоточно и соединен с трубой отвода перегретого пара, проходящего внутри всего вытеснителя.

Диаметры навивки всех элементов выбраны такими, чтобы иметь постоянный наружный диаметр модуля, диаметры вытеснителей - переменные при постоянном зазоре 4 мм между ними и внутренними образующими змеевиков. В четырех плоскостях по высоте модули дистанционированы между собой втулками I4, закрепленными на вытеснителе. Четыре верхних витка прямоточного элемента установлены с разрывом от остальных витков для выравнивания расхода газа по отдельным модулям. Относительный продольный шаг навивки принят равным I,25.

Модуль трубами I5 и I6 подключен к трубным доскам соответствующих камер. Модули опираются на опорную систему в нижней части кожуха и заключены в шестигранный вытеснитель, который с наружной стороны изолирован листами толщиной I мм; в верхней части он подвижно соединен с кожухом. Кожух с трубным пучком подвешен на опорах I7 к силовому корпусу. В

верхней части кожуха имеется отверстие, обрамленное втулкой 18, в которую заводится внутренняя труба 19 двойного трубопровода с уплотняющими кольцами.

Парогенератор изготавливается из материалов, хорошо освоенных промышленностью: корпус - из стали 22К, внутрикорпусные элементы - из стали 12Х18Н10Т. Для труб поверхности нагрева применены две марки стали: 12Х1МФ для экономайзерного, испарительного и противоточного перегревательного участков и 08Х18Н10Т для выходного перегревательного участка. Композитный сварной шов (12Х1МФ - 08Х18Н10Т) при номинальной нагрузке охлаждается паром с температурой не ниже 350 °С, (перегрев 40 °С), чем исключается попадание влаги на поверхность труб из аустенитной стали во всем диапазоне рабочих нагрузок и предотвращается опасность коррозии под напряжением.

Специфика гелия требует учета особенностей трения и износа конструкционных материалов парогенератора. Примеси, имеющиеся в гелии, могут вызывать при определенных условиях окисление поверхности или разрушение окисных пленок вследствие химического восстановления или восгонки, а также насыщения поверхности углеродом. В среде высокотемпературного гелия взаимно скользящие металлические поверхности склонны к образованию задиров и самосвариванию [4], [5].

Для предотвращения возможного самосваривания контактирующих поверхностей в парогенераторе (уплотнительных поверхностей, внутренних опорных устройств, направляющих и т.д.) предусматривается ряд мероприятий: подбор материалов контактных пар, упрочнение поверхностей методом электроискровой обработки, включая электроискровое легирование и др.

Теплоноситель - гелий с температурой 800 °С подводится по внутренней трубе двойного трубопровода во входную камеру кожуха и развернувшись на 90°, последовательно обтекает все элементы модулей, охлаждаясь до 275 °С, разворачивается на 180° и, проходя в зазоре между кожухом и корпусом, омывает силовой корпус и с температурой 280 °С направляется на всас газодувки. Из газодувки теплоноситель по кольцевому сечению двойного трубопровода направляется в реактор.

Питательная вода от водяной камеры по соединительным трубам через дроссельные устройства подводится к нижним

элементам модулей и последовательно проходит все элементы. На номинальном режиме экономайзерный участок размещается в элементах № 1, 2 и в нижней части элемента № 3, испарительный - в элементах № 3, 4, 5, противоточный перегревательный участок, на выходе из которого пар имеет температуру 350 °С - в верхней части элемента № 5 и, наконец, прямоточный перегревательный участок в элементе № 6 (нумерация элементов по ходу рабочей среды).

Т а б л и ц а 2

Техническая характеристика парогенератора установки с ВГР-50 и опытной секции

Параметры	Парогенератор ВГР-50
Мощность тепловая, МВт	34,25
Расход гелия, кг/с	12,7
Давление гелия, кгс/см ²	40,0
Температура гелия °С :	
на входе	800,0
на выходе	275,0
Давление острого пара, кгс/см ²	137
Температура острого пара, °С	540,0
Температура питательной воды, °С	225,0
Количество модулей	91
Масса, кг	51000

Теплогидравлические расчеты парогенератора выполнялись, в основном, на основании данных, полученных в экспериментальных работах, проведенных НПО ЦКТИ и ЗиО [6]. При определении величины поверхности нагрева принят коэффициент запаса, равный 1,15, на возможное загрязнение их графитовой пылью, отключение поврежденных модулей и теплогидравлические разверки.

При работе установки в диапазоне нагрузок (30-100 %) парогенератор обеспечивает выработку перегретого пара с температурой 540 °С, что достигается регулированием расхода питательной воды. При этом температура газа на выходе из парогенератора поддерживается постоянной с помощью изменением расхода гелия.

Средняя температура стенки в самой горячей зоне (на выходе перегретого пара) при 100 % нагрузке составляет 580 °С. При работе парогенератора в составе установки в некоторых режимах нарушения условий нормальной эксплуатации и аварийных возможно кратковременное повышение этой температуры до 600 °С – максимально допустимой температуры эксплуатации для принятой марки стали 08Х18Н12Т. Обоснование принятых конструктивных решений отдельных элементов парогенератора потребовало проведения комплекса экспериментальных работ, наиболее важные результаты которых кратко излагаются ниже.

Исследование температурного режима в зоне ухудшенного теплообмена проводилось в НПО ЦКТИ [7], на основании которого был выполнен предварительный расчет долговечности парогенерирующего канала. По экспериментально определенным интенсивности и частоте пульсаций температур стенки была выбрана необходимая массовая скорость, обеспечивающая требуемый ресурс поверхности теплообмена и равная на номинальной нагрузке $\sim 1500 \text{ кг/м}^2 \text{ с}$. Здесь уместно отметить, что применение витых поверхностей позволяет осуществить движение среды второго контура с необходимыми массовыми скоростями.

Исследование отложений графитовой пыли на корпусе и внутрикорпусных элементах парогенератора, проводившееся во ВНИИАМЕ [8], вызвано тем, что установка ВГР-50 является двухцелевой и наряду с выработкой электроэнергии позволяет осуществлять постоянную циркуляцию шаровых элементов для радиоактивного технологического облучения различных материалов, размещаемых вне реактора. При движении шаровых элементов образуется некоторое количество графитовой пыли, которая будет сепарироваться в парогенераторе, вследствие сложной траектории движения в нем потока гелия с резкими изменениями направления движения. Исследования подтвердили целесообразность изменений, внесенных в конструкцию парогенератора по результатам предварительного анализа, а именно, выполнение нижней части силового корпуса и верхней крышки кожуха коническими, что позволит свести к минимуму количество отложений графитовой пыли на корпусе и внутрикорпусных элементах. Одновременно с исследованиями отложений гра-

графитовой пыли отрабатывалась и система ее удаления из парогенератора.

Изучение закономерностей отложения графитовой пыли на трубах поверхности нагрева и способов ее удаления проводилось во ВНИИАМе и ТПИ. К настоящему моменту в определенной степени изучен механизм образования отложений (за счет термофореза, инерционного осаждения), влияние на него давления и влажности гелия в контуре, температурных напоров между средами (паром-водой и гелием). На основании этих исследований может быть определен запас поверхности нагрева, необходимый для компенсации снижения теплопередачи из-за образования отложений. Однако учитывая сложность происходящих процессов, невозможность уверенной экстраполяции полученных данных и некоторое отличие моделирующих установок и физпараметров, при которых проводились исследования, наконец, учитывая "вредность" излишнего запаса поверхности, как в части увеличения габаритов и требуемой мощности на прокачку, так и в виду вынужденного снижения температуры гелия по всему тракту при "избытке" поверхности, данные исследования будут продолжены.

Намечены работы в ТПИ по поиску и изучению простой и надежной системы удаления пыли с поверхности нагрева, режима ее работы, определению оптимального запаса поверхности на отложения.

Исследование аэродинамики входной камеры, проводившееся во ВНИИАМе и на ЗиО, показало существование большой неравномерности распределения относительных расходов гелия по поперечному сечению на входе в пучок [9]. Такая неравномерность вызвана боковым подводом гелия с большими скоростями до 66 м/с во входную камеру и при слабом поперечном перемешивании в трубном пучке, состоящем из отдельных модулей, может привести к большим разверкам по температурам перегретого пара на выходе и к превышению допустимой температуры стенки на более "горячем" модуле. В результате предложен простой и эффективный способ сглаживания входной неравномерности за счет отделения небольшой части верхнего перегревательного элемента (3-4 витка) с разрывом от остальной его части, т.к. экспериментально определено, что основное выравнивание происходит в своеобразном смеситель-

ном коллекторе – технологическом "разрыве" между первым и вторым элементами.

Выполнено исследование распределения расхода гелия по сечению парогенератора, необходимость которого определяется следующими соображениями. В межтрубном пространстве образуется несколько различных типов ячеек (рис. 2). Разли-

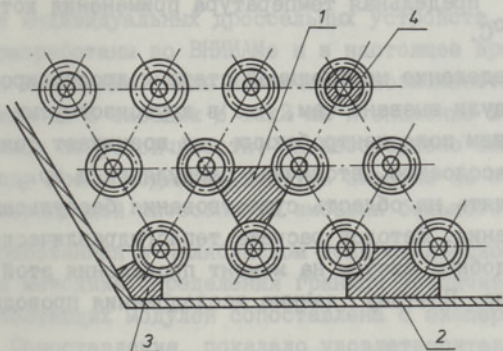


Рис. 2. Расположение ячеек внутри трубного пучка из змеевиковых модулей в треугольной упаковке. 1,2,3,4 – соответственно центральная, боковая, угловая и кольцевая ячейка.

чия в геометрических и гидравлических характеристиках ячеек (площади проходного сечения f_i эквивалентного диаметра $d_{э_i}$, коэффициенте гидравлического сопротивления ξ_i) могут привести к неравномерности распределения относительных расходов гелия в ячейках G_i , приходящих на поверхности нагрева H_i , заключенные в соответствующих ячейках, что в конечном итоге выражается в разверках температур перегретого пара на выходе из угловых и боковых периферийных и центральных модулей. В определенной мере разверки могут сглаживаться за счет перемешивания в разрывах между отдельными змеевиками и межканального обмена массы при молекулярном и турбулентном переносе и направленной конвекции [10]. Выравнивание относительных расходов G_i/H_i возможно при применении конструктивных мероприятий: введение вставок в центральную и периферийную ячейки, изменение диаметра вытеснителя модуля. Важность этих исследований определяется

также тем, что при глушении отдельных модулей вдоль них будет двигаться лишь частично охлаждаемый газ. В этом случае необходимо установить, до какой степени снизится температура гелия за счет перемешивания в разрывах и межканального обмена. Следует отметить, что проблема борьбы с разверками температур перегретого пара для парогенератора установки с ВГР-50 встает особенно остро вследствие использования в его перегревателе, как указывалось выше, стали 08X18H12T, предельная температура применения которой не более 600 °С.

Определение необходимой степени дросселирования на входе в модули вызвано тем, что в крутоизогнутых змеевиках над действием поля центробежных сил возникают такие явления, как расслоение, вторичная циркуляция и др., которые могут повлиять на область существования беспульсационного режима течения. Методов расчета теплогидравлической устойчивости подобных систем на момент проведения этой работы не существовало. Поэтому данные исследования проводились в два этапа:

- первый - экспериментальный (на стендах ВНИИАМ) и
- второй - расчетно-теоретический (в Челябинском политехническом институте с учетом экспериментальных данных, полученных на первом этапе).

Экспериментальные исследования выполнялись на трех параллельно включенных по водяному контуру полноразмерных модулях, изготовленных на ЗиО. Параметры водяного контура в опытах поддерживались натурными. Обогрев осуществлялся перегретым паром. Было установлено, что в режиме, имитирующем 30%-ную нагрузку, при отсутствии дроссельных устройств на входе в необогреваемой части модуля, имеет место теплогидравлическая неустойчивость типа "межвитковая пульсация". Стабилизация потока среды водяного контура в этом режиме наступает при степени дросселирования $\Pi > 0,135$. Отклонения давления и расходов среды водяного контура от режима 30%-ной нагрузки при неизменной степени дросселирования $\Pi = 0,135$ приводят к увеличению относительной амплитуды перепада давления на дроссельных устройствах. Так, снижение давления с 9,0 до 8,0 МПа приводит к соответствующему возрастанию величины относительной амплитуды колебаний \bar{A}^x с

с 2,5-3,0 до 12-14 %, а снижение расхода на модуль с 140 до 110 кг/ч приводит к соответствующему возрастанию величины \bar{A}^x с 2,5-3,0 до 11 %. Анализ полученных данных с учетом возможных эксплуатационных отклонений давлений и расходов среды водяного контура, а также других факторов, позволил рекомендовать степень дросселирования $\Pi = 0,19$, необходимую для предотвращения межвитковой пульсации в парогенераторе установки ВГР-50 на нагрузке $N = 30$ %, что требует установки индивидуальных дроссельных устройств. Такие устройства разработаны во ВНИИАМе и в настоящее время проходят ресурсные испытания. Для исключения возможности попадания зоны закипания в змеевик $\phi 12 \times 2$ мм и снижение в результате этого запаса по устойчивости, целесообразно заменить второй по ходу среды водяного контура змеевик на эквивалентный по теплопередающей способности змеевик большого диаметра.

Разработанная в Челябинском политехническом институте расчетная методика определения границы устойчивости параллельно работающих модулей сопоставлена с экспериментальными данными. Сопоставление показало удовлетворительную сходимость расчетных данных с экспериментальными, что позволяет использовать эту методику [6], реализуемую с помощью ЭМ, для расчета различных режимов на парогенераторе.

Кроме обеспечения гидродинамической устойчивости установка дроссельных устройств решает еще одну, не менее важную, задачу уменьшения разверки температур перегретого пара, обеспечивая более равномерное распределение расходов питательной воды по модулям. Фактически, температуры перегретого пара на выходе из каждого модуля определяются как расходом питательной воды, так и расходом гелия вокруг данного модуля и меньшие отклонения в расходе питательной воды позволяют иметь большие возможности при отработке геометрии межтрубного пространства. Расчеты показывают, что разверки по расходам питательной воды не должны превышать $\pm 1 - 2$ % от номинального расхода при разверках по газу в пределах $2 - 3$ %.

По состоянию конструкторских разработок и работ по экспериментальному обоснованию можно сделать уверенный вывод о готовности парогенератора установки ВГР-50 к реализации на опытно-промышленном объекте.

Л и т е р а т у р а

1. Перспективы развития газоохлаждаемых ядерных установок с ВТГР / Р.Г. Богоявленский, В.Н. Гребенник, Н.Н. Пономарев-Степной, Г.А. Филиппов // Энергомашиностроение. - 1983. - № 1.-№ С. 29.
2. Котлов Ю.В., Кротов В.В., Филиппов Г.А. Оборудование атомных электростанций. - М.: Машиностроение, 1982. - С. 158-164.
3. S c h m i t z P. Gestaltungsmöglichkeiten von heliumbeheizten Dampferzeugern für Hochtemperaturreaktoren // Berichte Kernforschungsanlage Jülich. - 1982. - N 1785, IV. - S. 1-125.
4. Антикайн П.А., Федорцов - Лутиков Г.П., Зотьев Ю.В. Выбор конструкционных материалов для высокотемпературных установок с гелиевым теплоносителем // Энергомашиностроение. - 1983. - № 6. - С. 18.
5. Епанчипцев О.Г. Конструкционные материалы для ВТГР с гелиевым теплоносителем. - М.: НИИЭИНФОРМ-ЭНЕРГОМАШ. - № 7-83-1. - С. 18.
6. РТМ 108.300.01-81. Парогенераторы АЭС прямоточные с трубами в виде винтовых змеевиков. Расчет тепловой и гидравлический.
7. Кудрявцев И.С., Паскарь Б.Л., Судаков А.В. Температурный режим в зоне ухудшенного теплообмена парогенераторов АЭС // Энергомашиностроение. - 1985. - № 3. - С. 35.
8. Ларионов В.В., Данченков Ю.В., Лютерштейн А.М. Стендовые исследования системы удаления графитовой пыли из парогенератора установки с ВГР-50 // Энергомашиностроение. - 1985. - № 3. - С. 32.
9. Пикус В.Ю., Шрадер И.И., Симкин Б.П. Исследование аэродинамики входной и выходной газовых камер парогенератора установки с ВГР-50 // Энергомашиностроение. - 1985. - № 3. - С. 29.
10. Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетам. - М.: Энергоатомиздат, 1984. - С. 30.

V. Glebov, H. Kaar, V. Moskvichov,
B. Simkin, N. Eskin

Elaboration of the Steam Generator's Design for an
HTGR-50 Based Nuclear Power Plant and the Experimental
Founding Issues

Abstract

Some peculiarities in the design of a helium-coolant steam generator are described here. The most important aspects of the unit's reliability raising are analyzed and the corresponding tests have been carried out for the technical project main conceptions.

Х.А. Кяар, В.Ю. Пикус, Т.Б. Тийкма,
И.Л. Шрадер

ОБРАЗОВАНИЕ ГРАФИТОВЫХ ОТЛОЖЕНИЙ НА ПОВЕРХНОСТЯХ ТЕПЛООБМЕНА ПАРОГЕНЕРАТОРА С ГЕЛИЕВЫМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕМ

Износ шаровых твэлов при их циркуляции по контуру установки ВГР-50 приводит к образованию графитовой пыли в потоке гелия. Очистка высокотемпературного газа ($t=800^{\circ}\text{C}$) до поступления в парогенератор (ПГ) от частиц графита, имеющих размеры порядка 0,1-10 мкм, является исключительно трудной задачей.

Под действием различных сил (для указанного диапазона геометрических размеров частиц к определяющим силам можно отнести силы термофореза и инерции) графитовые частицы могут закрепиться на поверхностях теплообмена и образовать отложения. Сформировавшиеся отложения представляют собой источник дополнительного термического сопротивления теплопередаче от потока газа к пароводяному потоку внутри труб. Присутствие графитовых отложений на трубах ПГ, кроме отрицательного действия на теплообмен, оказывает влияние на радиоактивную обстановку и на условия работы конструкционных материалов [1].

При постановке задачи был выдвинут ряд вопросов, касающихся как процесса формирования отложений, так и их влияния на теплообмен в ПГ. Среди них отметим - скорость образования отложений из слабозапыленного потока, возможность образования стабилизированного по времени слоя отложений, эффекты самоочистки труб, геометрические характеристики отложений, их теплофизические и механические свойства, зависимость указанных характеристик от режимных параметров.

Известен ряд работ относительно образования отложений на поверхностях нагрева котлов, сжигающих твердые топлива

[2-4]. Однако использование полученных результатов для прогнозирования образования и свойств графитовых отложений затруднительно. Формирование отложений в топках и газоходах котлов тесно связано с химико-физическими превращениями в минеральной части топлива и другими специфическими условиями.

Вопросы теплообмена в потоках газовзвеси в трубах (в том числе и для гелия - частицы графита) тщательно исследованы в [5]. Эксперименты были проведены для случая нагрева газовзвеси, когда отложений не наблюдается. Проблемы образования отложений не нашли освещения в [6], а в [7] рассмотрено лишь осаждение аэрозолей при движении потока внутри труб и каналов преимущественно для изотермических условий.

Оценку снижения тепловосприятости парогенерирующих поверхностей теплообмена из-за наличия графитовых отложений можно провести, принимая некоторый ориентировочный эффективный коэффициент теплопроводности отложений. Следуя [8], для сыпучих материалов из тонкодисперсных порошков (пористость более 60%), эффективная теплопроводность определяется практически теплопроводностью газа, а теплопроводность материала каркаса (графит) оказывает второстепенную роль. Ввиду высокого контактного термического сопротивления между отдельными частицами графита, теплопроводность самого каркаса будет малой, несмотря на относительно высокую теплопроводность графита. Этим объясняется широкое использование графитового порошка, как эффективного теплоизолирующего материала в высокотемпературных конструкциях.

Принимая эффективную теплопроводность отложений равной $0,6 \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$, можно следить за снижением тепловосприятости в ПГ по мере увеличения толщины слоя отложений. На рис. I показано снижение тепловосприятости для ПГ установки ВГР-50 и для энергетического котла, сжигающего твердое топливо в зависимости от термического сопротивления равномерно по периметру трубы расположенного слоя наружных отложений. Область снижения тепловосприятости построена (рис. I) по участкам парогенератора (экономайзер, испаритель, пароперегреватель), при этом меньшим Q/Q_0 соответствует экономайзер и испаритель, а большим значениям - пароперегрева-

Различие между этими величинами не превышает 8 %. Обращает на себя внимание значительно большее влияние отложений на тепловую эффективность поверхностей теплообмена ПГ установки ВГР-50. Это можно объяснить высокими значениями коэффициента теплоотдачи со стороны потока гелия, когда даже незначительные по толщине отложения (менее 1 мм) приводят к снижению тепловосприятия на 50 %. Следовательно,

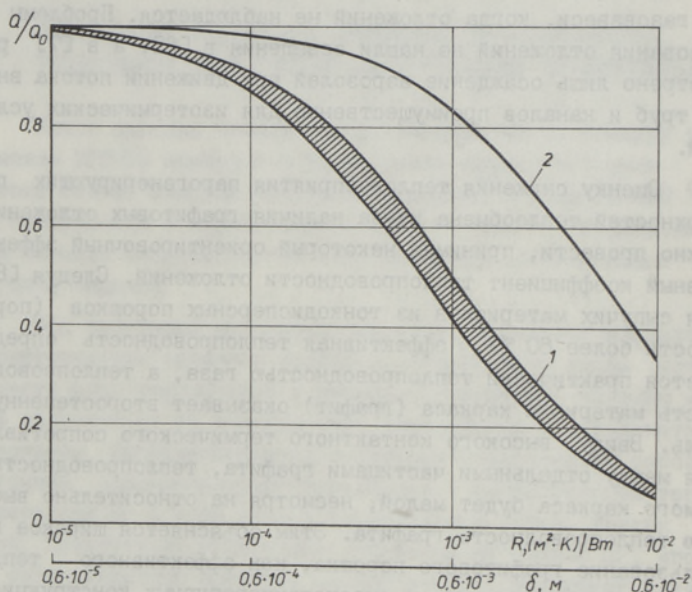


Рис. 1. Уменьшение относительного тепловосприятия Q/Q_0 в зависимости от термического сопротивления слоя отложений R и от толщины отложений δ . Q_0 - тепловосприятие при отсутствии отложений. 1 - область снижения тепловосприятия по участкам парогенератора ВГР-50; 2 - по характерным данным парового котла, сжигающего твердое топливо.

если на поверхностях теплообмена ПГ образуются графитовые отложения, то их влияние на теплопередачу будет существенным. Этот вывод согласуется с [9, 10], где обсуждаются, а также приводятся опытные данные о термическом сопротивлении графитовых отложений. Опыты проведены для случая поперечного обтекания одиночной трубы потоком воздуха при малых значениях тепловых потоков и числах Re (до 9000),

что ограничивает возможности применения результатов для обоснованной оценки рабочих условий ПГ установки ВГР-50.

Использование аппарата теории подобия и моделирования при изучении формирования графитовых отложений затруднительно из-за невозможности одновременной реализации равенства чисел подобия [5] и отсутствия достаточно полной математической модели образования отложений, учитывающей и срыв частиц графита с поверхности отложений. Таким образом, экспериментальное изучение процесса следует провести по возможности в близких для действительной установки условиях.

Описание опытной установки приведено в [11]. По сравнению с [11], изменена конструкция опытных зондов, которые все можно калориметрировать по воде в отдельности. Измерительная схема измеряет показания термопар (хромель-алюмелевые с диаметром электродов - 0,2 мм) с помощью коммутатора Ф 799, вольтметра ЦИ516 и печатающего устройства ЦБ8000К. Давление измеряется образцовым манометром типа МО (класс точности 0,15) и расход газа с помощью диафрагмы и вторичного прибора ДС-33. Влажность гелия определяется прибором "БАЙКАЛ-1". Средняя концентрация частиц в потоке определяется по разнице весов графитовой пыли в дозаторе до и после опыта. Для оперативного контроля за параметрами работы стенда дублирующие датчики были подключены к потенциометру КСП4, что позволило следить за поддержанием режима.

Стенд может работать при следующих параметрах: максимальная температура гелия - 800 °С, давление - 4 МПа, число Re в опытном блоке - 30.000 (при средней температуре газа 350 °С) и 21.000 (при температуре 500 °С), плотность теплового потока на зондах до 350 кВт/м², которые соответствуют характеристикам ПГ [12].

Методика исследования процесса образования графитовых отложений заключается в наблюдении за изменением количества воспринятого охлаждающими зондами тепла при других постоянных параметрах в течение опыта, т.е. в ходе опыта остаются постоянными температура газа при входе в опытный участок, расход газа, концентрация графитовой пыли в потоке, расход охлаждающей воды через зонды. Визу-

альное наблюдение за процессом формирования отложений и фотографирование проводятся через окна на опытном блоке. После опыта открываются элементы стенда (опытный блок, регенератор, водяной охладитель, дозатор, рукавной фильтр) для сбора графитовой пыли, проводится тщательная их очистка и продувка контура.

С методической точки важным является соблюдение геометрических характеристик (форма частиц, размеры и дисперсионный состав) графитовой пыли, близких к соответствующим параметрам действительных продуктов износа твелов. Разработанная методика получения дозируемой в стенд пыли и ее характеристики описаны в [13].

Объемная концентрация графитовых частиц в потоке газа, поступающего в ПГ, составляет $\beta_0 = 9,4 \cdot 10^{-8} \text{ м}^3/\text{м}^3$, что позволяет поток рассматривать слабозапыленным ($\beta < 10^{-4}$) [5], в котором отсутствует агрегационное взаимодействие частиц. В таких условиях возможно увеличение концентрации твердой фазы в потоке с целью сокращения времени опыта. Выполненные оценки по [14] показывают, что даже при концентрациях графитовой пыли, превышающих в 100 раз β_0 , допускается применение модели слабозапыленного потока (модель одиночной частицы).

При обработке опытных данных учитываются колебания температуры входящего в опытный блок потока (колебание наблюдается в пределах $\pm 10 \text{ }^\circ\text{C}$) с помощью поправочного коэффициента, фиксируется изменение разницы температур потока газа на входе и выходе из опытного блока, рассчитываются зависимости уменьшения количества воспринятого тепла отдельными охлаждаемыми зондами в опытном блоке. Обработку целесообразно вести в относительных величинах по сравнению с параметрами для чистых поверхностей теплообмена, а время снятия данных корректировать прямо пропорционально отношению действительной концентрации пыли к β_0 , т.е. приведенное время τ равно действительному моменту времени, умноженному на величину (β/β_0) .

В табл. I приведены основные режимные параметры для четырех опытов, различающихся по уровню температур потока, концентрации пыли и величины плотности теплового потока.

Т а б л и ц а I

Основные параметры опытов

Параметр	Опыт № 1	Опыт № 2	Опыт № 3	Опыт № 4
Давление газа, МПа	3,92	3,92	3,95	3,92
Температура газа на входе в блок, °С	370	400	530	660
Температура газа на выходе из блока, °С	260	280	280	500
Средняя скорость газа в блоке, м/с	8,3	8,9	12,2	10,5
Число Рейнольдса	19800	18600	20200	13600
Температура наружной поверхности зондов, °С	180-250	190-240	280-390	350-420
Плотность теплового потока зондов, кВт/м ²	60-220	70-220	100-350	180-300
Время дозирования пыли, час	13,3	6,6	8,3	4,5
Корректирующий коэффициент β/β_0	4,0	47,2	36,9	99,1
Количество дозированной пыли, г	63	371,9	432,1	520,8
Количество пыли на зондах, мг	364,7	1120	1510	1424,3
Количество пыли на I зонде, мг	70	500	87	197,9
То же, на II зонде, мг	45	92	179	118,7
То же на III зонде, мг	60,2	110	458	85,4 ^x
То же, на IV зонде, мг	47,6	70	261	387,0
То же, на V зонде, мг	80,8	211	452	493,8
То же, на VI зонде, мг	61,1	137	64	141,5
Количество пыли на зондах относительно дозированной, %	0,579	0,301	0,349	0,274

(x) - охлаждение зонда отключено

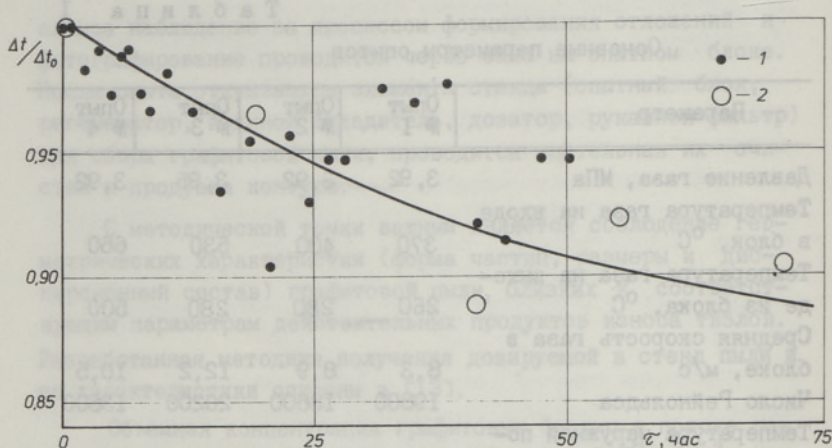


Рис. 2. Уменьшение относительного количества отданного тепла $\Delta t / \Delta t_0$ потоком гелия в опытном блоке во времени Δt_0 - разность температур входа и выхода потока в опытном блоке. 1 - данные опыта 1; 2 - данные опыта 2 (см. табл. 1).

Условия для опытов 1 и 2 отличаются незначительно, исключением является концентрация пыли в потоке. На рис. 2 показано изменение разницы температур потока гелия до и после опытного блока от приведенного времени. Видно, что при изменении концентрации пыли ~ 12 раз, опытные данные находятся в удовлетворительном согласии, разброс опытных точек вполне объясняется относительно малым снижением тепловосприятости во времени.

В опытах, проведенных в ВНИИАме [15], влияние концентраций на скорость формирования отложений исследовалось в пределах изменения корректирующего коэффициента от 1 до 4. В результате получено, что изменение концентрации слабо влияет как на скорость образования, так и на величину термического сопротивления стабилизированного слоя отложений.

Уменьшение тепловосприятости в опытном блоке при различных условиях экспериментов показано на рис. 3. На всех режимах наблюдается стабилизация тепловосприятости зондов и время стабилизации можно оценить $\sim 150 \dots 200$ часов. Для опыта 4 число Re значительно меньше по отношению других опытов, а тепловой поток больше, что приводит к высоким значениям термического сопротивления отложений.

Динамика роста слоя отложений в межтрубном пространстве показано на рис. 4, где в логарифмических координатах зависимость относительного размера щели между трубами (по отношению размера щели для чистых поверхностей зондов δ_0) от приведенного времени имеет вид ломанной прямой. Данные получены путем последовательного фотографирования через окно в блоке, расположенное между У и VI зондами.

Динамика зарастания щели отложениями в общем случае не должна следовать за изменением тепловосприятости зондов, так как термическое сопротивление отложений определяется не только толщиной слоя у гребня (в промежутке между зондами). При относительно больших толщинах слоя у гребня дополнительное возрастание толщины приводит к незначительному занижению тепловосприятости и к существенному уменьшению величины δ/δ_0 .

Поэтому на рис. 4 штриховыми линиями показано, что при некоторой стадии образования отложений наступает период быстрого уменьшения щели между зондами, в то время как снижение тепловосприятости (рис. 2) практически прекратилось.

Количество пыли на зондах колеблется в пределах от 0,2 до 0,6 % от суммарной массы пыли, дозируемой в контур стенда. Последний результат ($\sim 0,6\%$), по-видимому, связан с обстоятельством, что в опыте I не добивались стабилизированных во времени отложений (табл. I). При снятии отложений, в случае зарастания слоев отложений между соседними зондами, их разделение по зондам весьма условное, пожалуй правильным было бы их отнесение к щелям между зондами. Зонд III (опыт № 4) во время опыта являлся изотермическим, т.е. охлаждаемый сердечник был вынут и температура наружной поверхности зонда оказалась равной температуре газового потока, что исключает действие термофоретических сил при образовании отложений. Сопоставление количества отложений по зондам указывает на важную роль сил термофореза и в то же время содействия механизма инерционного осаждения частиц пыли. Полученные в [16] результаты подтверждают вышеуказанное, подобные данные найдены и в опытах на стенде ВНИИАМА.

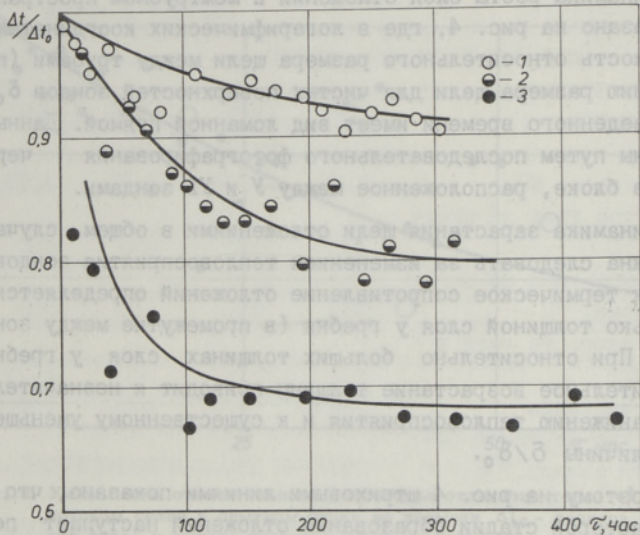


Рис. 3. Уменьшение относительного количества отданного тепла $\Delta t / \Delta t_0$ потоком гелия в опытном блоке во времени. 1 - опыт 2; 2 - опыт 3; 3 - опыт 4.

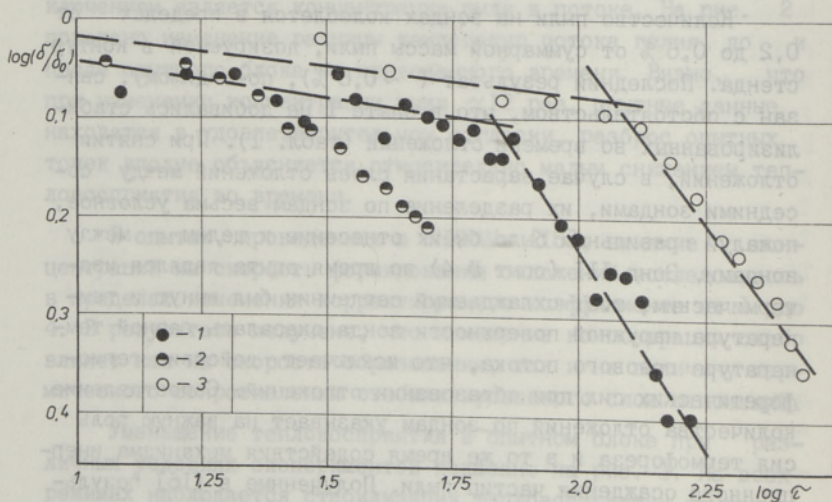


Рис. 4. Уменьшение относительного размера щели δ / δ_0 между зондами из-за формирования отложений в зависимости от времени. δ_0 - 4 мм, размер щели при отсутствии отложений. 1 - опыт 4; 2 - опыт 1; 3 - опыт 2.

Ввиду особенностей конструкции, охлаждение I и У зондов более интенсивнее, чем других зондов. Соответственно плотность теплового потока для I и У зондов выше (до 40 - 60 %), а также количество пыли (табл. I). В некоторых опытах на I зонде масса отложений несущественно больше других (опыты 3, 4) из-за разрушения верхнего гребня при демонтаже опытного блока.

Боковые поверхности зондов были практически чистые, отложения формировались преимущественно в щели между зондами. При больших числах Re полного заполнения щели отложениями не наблюдалось и форма отложений (поперечное сечение) была близкой к треугольнику.

Для примера на рис. 5-7 показан внешний вид зондов после опытов.

Для некоторых опытов удалось часть отложений препарировать для определения их удельного веса (пористости). Пористость отложений находится в пределах от 60 до 90 %. Высокая пористость по отношению обычной пористости для сыпучих сред (40-45 %) обусловлена малыми размерами частиц пыли [8]. Механическая прочность образовавшихся отложений низкая и с помощью кисточки можно легко их снять с поверхностей зондов.

Образование отложений на поверхности можно разделить, по крайней мере, на три этапа: транспорт твердых частиц из ядра потока в пристенную область, транспорт твердых частиц в пристенной области до поверхности теплообмена, сцепление частиц с поверхностью (или со слоем до этого образовавшихся отложений) и их отрыв.

В такой постановке задачи на проведение эксперимента налагается ряд требований по приближению условий опыта к номинальным, имеющим место в действительной установке. Требования относятся не только к адекватному моделированию поведения частиц в неизотермическом потоке, но и к соблюдению подобия в процессе зацепления частиц с поверхностью и их удаления с нее.

Анализ действующих на частицу сил (с учетом их дисперсности, тепловых и гидродинамических условий) приводит к заключению, что определяющими являются инерционные и термофоретические силы. В случае пренебрежения возможностью

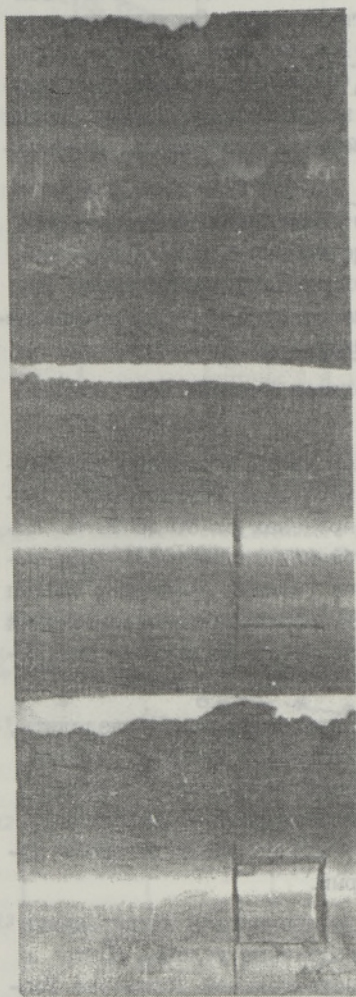


Рис. 5. Вид зондов I, II и III (сверху вниз) после опыта 2. Направление движения потока газа сверху вниз.

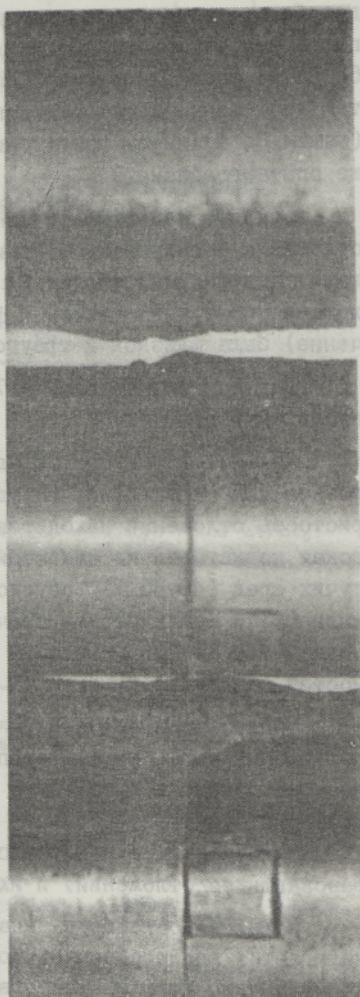


Рис. 6. Вид зондов I, II, и III (сверху вниз) после опыта 3. Отложения с верхней части зонда I разрушены. Направление движения потока газа сверху вниз.

взаимодействия частиц между собой (модель одиночной частицы) на всех трех этапах образования отложений, количество их должно быть пропорциональным концентрации пыли в потоке, что и наблюдается относительно приводимых экспериментальных данных.

Рассматривая удельную роль трех последовательных этапов образования отложений, следует особое внимание обратить на сцепление и отрыв частиц, как на малоизученный и в то же время определяющий (лимитирующий) этап. В балансе сил, удерживающих частицы на поверхности и отрывающих их, следует учитывать и термофоретические силы [17-21]. Оценка сил показывает, что для частиц размером 3 мкм число Стокса (Stk) меньше 0,125 в условиях всех зон парогенератора и преобладающей является термофоретическая сила. Для частиц с характерным размером 10 мкм $Stk > 0,125$ (только в экономайзерной зоне $Stk < 0,125$) и на частицы в основном действуют инерционные силы.

Дисперсный состав пыли в отложениях (опыт № 4) практически совпадает с составом исходной дозируемой пыли, что указывает на отсутствие сепарации частиц при обтекании поверхности зондов в опытной установке. Сцепление частиц к изотермической поверхности (III зонд, опыт № 4) обусловлено адгезионными и аутогезионными силами [22].

В заключение отметим, что в ПГ ВГР-50 на парогенерирующих трубах образуются механически непрочные сыпучие графитовые отложения с пористостью в пределах от 60-90 % и с ориентировочным эффективным коэффициентом теплопроводности $\sim 0,4 \dots 0,6$ Вт/(м·К). Отложения в первую очередь сконцент-

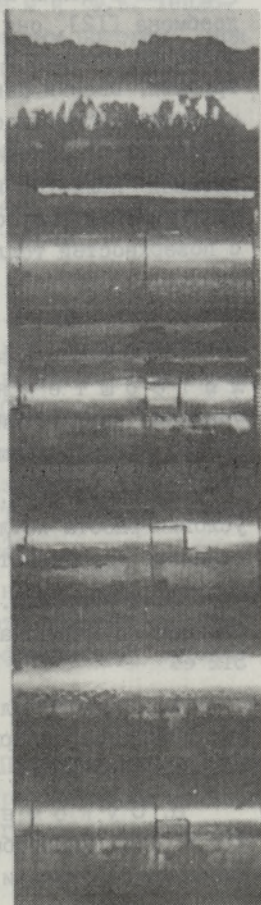


Рис. 7.
Общий вид зондов после опыта 2. Направление движения потока сверху вниз.

рированы в щелях между витками спиральной поверхности теплообмена [12], они стабилизируются по тепловому сопротивлению во времени и могут полностью перекрыть зазор между трубами. Оценки показывают, что в этом случае необходимо увеличить поверхность теплообмена в ПГ на $\sim 25\%$, чтобы на выходе из ПГ обеспечить проектные параметры пара. Альтернативой является использование специальных устройств для снижения скорости образования отложений и их удаления с поверхностей теплообмена [23].

Л и т е р а т у р а

1. Л а р и о н о в В.В., Д а н ч е н к о в Ю.В., Л ю т е р ш т е й н А.М. Стендовые исследования системы удаления графитовой пыли из парогенератора установки с ВГР-50 // Энергомашиностроение. - 1985. - № 3. - С.32-35.
2. Э п и к И.П. Влияние минеральной части сланцев на условия работы котлоагрегатов. - Таллин: Эстонское государственное издательство, 1961. - 249 с.
3. О т с А.А. Процессы в парогенераторах при сжигании сланцев и канско-ачинских углей. - М.: Энергия, 1977. - 312 с.
4. Г а в р и л о в А.Ф., М а л к и н Б.М. Загрязнение и очистка поверхностей нагрева котельных установок. - М.: Энергия, 1980. - 328 с.
5. С у к о м е л А.С., Ц в е т к о в Ф.Ф., К е р и м о в Р.В. Теплообмен и гидравлическое сопротивление при движении газозвеси в трубах. - М.: Энергия, 1977. - 192 с.
6. Г о р б и с З.Р. Теплообмен дисперсных сквозных потоков: - М.-Л.: Энергия, 1964. - 296 с.
7. М е д н и к о в Е.П. Турбулентный перенос и осаждение аэрозолей. - М.: Наука, 1981. - 176 с.
8. Д у л ь н е в Г.Н., З а р и ч н я к Ю.П. Теплопроводность смесей и композиционных материалов. - М.: Энергия, 1974. - 264 с.
9. М о л и н О.В. Экспериментальное исследование теплообмена поперечно обтекаемой поверхности в слабозапыленном потоке при формировании слоя сыпучих отложений: Автореферат дис. канд. техн. наук. - Одесса, 1984. - 18 с.

10. Молин О.В., Спокойный Ф.Е. Теплообмен цилиндра с поперечным слабозапыленным потоком при наличии сыпучих отложений // Теплоэнергетика. - 1982. - № 9. - С. 67-68.

11. Круус Р.А., Кууск М.М., Кяар Х.А., Саранди Ю.Л., Таукар А.Х. Опытный стенд для изучения образования графитовых отложений на поверхностях теплообмена // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1985. - № 600. - С. 73-88.

12. Глебов В.П., Кяар Х.А., Москвичев В.Ф., Симкин Б.П., Эскин Н.Б. Разработка конструкции парогенератора для АЭС в ВГР-50 и вопросы его экспериментального обоснования // См. наст. сб., с. 14.

13. Кяар Х.А., Пиху Т.К., Таукар А.Х. Гранулометрический состав продуктов разрушения реакторного графита при ударном измельчении // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1984. - № 599. - С. 17-22.

14. Молин О.В., Спокойный Ф.Е. О применимости приближенных моделей для расчета пристенной области в запыленных потоках // Инженерно-физический журнал. - 1983. - Т. 44. - № 1. - С. 28-35.

15. Пикус В.Ю., Шрадер И.Л., Симкин Б.П., Кууск М.М., Пообус А.П. Экспериментальное исследование тепловой эффективности парогенератора установки типа ВГР при работе на запыленном гелиевом теплоносителе // См. наст. сб., с. 45.

16. Круус Р.А., Кяар Х.А. Осаждение графитовой пыли из воздушного потока на продольнообтекаемую поверхность // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1984. - № 599. - С. 23-27.

17. Бусройд Р. Течение газа со взвешенными частицами. - М.: Мир, 1975. - С. 378.

18. Hawes R.J., Garton D.A. A heat exchangers fouling with dust suspension // Chem. Proc. Engineerings. - 1967. - Vol. 48, N 8. - P. 143-145, 150.

19. Горбис З.Р., Спокойный Ф.Е. О закреплении сыпучих отложений на поверхности теплообмена // Изв. АН СССР, Энергетика и транспорт. - 1981. - № 5. - С. 183-186.

20. Кяар Х.А., Таукар А.Х. К вопросу о закреплении графитовых частиц на поверхности теплообмена // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1983. - № 547. - С. 45-48.

21. Таукар А.Х., Кууск М.М. Сцепление графитовых частиц с металлической поверхностью в неизотермических условиях // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1985. - № 600. - С. 41-45.

22. Симон А.Д. Адгезия пыли и порошков. - М.: Химия, 1976. - 432 с.

23. Кяар Х.А., Кууск М.М. Звуковая очистка поверхностей нагрева котлов от наружных сыпучих отложений // Энергохозяйство за рубежом. - 1985. - № 5. - С. 1-8.

H. Käär, V. Pikus, T. Tiikma,
I. Shrader

Formation of Graphite Deposits on the Heat Surfaces
of a Helium-Coolant Steam Generator

Abstract

Experimental data of the graphite deposits growth dynamics on the heat surfaces of steam generating tubes are presented here. Deposits stabilized in time reduce heat efficiency of surfaces about 20-30 %. Some other aspects of the deposits' formation have been analyzed as well.

УДК (628.511.4-032.36:621.039.534...25)
:621.039.524.2.034.3

В.Ю. Пикус, И.Л. Шрадер, Б.П. Симкин,
М.М. Кууск, А.П. Пообус

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПАРОГЕНЕРАТОРА УСТАНОВКИ ТИПА ВТГР ПРИ РАБОТЕ НА ЗАПЫЛЕННОМ ГЕЛИЕВОМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕ

Характерной особенностью условий работы оборудования I контура реакторных установок типа ВТГР с шаровыми твэлами является наличие в гелиевом теплоносителе графитовой пыли - продукта поверхностного износа твэлов и блоков активной зоны. Очевидно, что наибольший износ будет иметь место, по сравнению с энергетическими установками с одноразовым проходом твэлов через активную зону, в энергохимической установке с многократной циркуляцией твэлов, при повышенных скоростях их движения, в активной зоне и контуре облучателя [1]. Однако в любом случае, даже при весьма слабой запыленности теплоносителя, следует считаться с вероятностью образования на внутренних поверхностях I контура пылевых отложений и, применительно к теплообменному оборудованию, снижения его тепловой эффективности.

Набор и физическая природа сил, действующих на частицу в потоке газозвеси, остаются одними и теми же как при течении в трубе, так и при поперечном обтекании трубного пучка [2-3]. Наибольший интерес и, одновременно, наибольшую сложность представляет оценка баланса сил при неизо-термическом течении охлаждаемого потока в непосредственной близости от поверхности нагрева. Для системы "гелий-графит" применительно к рабочим параметрам парогенератора установки с ВГР-50 (АВТУ-ц-50) в [4-5] удалось выполнить лишь весьма качественный анализ процесса образования натрубных отложений. Результаты этого рассмотрения в

виде критериальных зависимостей для определения относительной толщины слоя отложений [4] или величины коэффициента осаждения [5] едва ли могут служить основой не только для достоверного прогнозирования условий работы парогенератора, но даже для сопоставления экспериментальных данных, полученных при различных параметрах потоков газа-носителя, например, при разных его давлениях, и твердой фазы. Действительно, такие опорные гидродинамические характеристики потока газозвеси как числа Рейнольдса для обеих фаз и Стокса, рассчитанные по средней скорости потока, т.е. в весьма грубом допущении, что скорости газа и частиц совпадают, не характеризуют реальную картину в межтрубном пространстве пучка, тем более в пристенном слое. Не меньшие трудности связаны с определением величин сил термофореза и адгезии. Поэтому для разработки надежных рекомендаций для проектирования подобного теплообменного оборудования необходимо проведение экспериментального исследования тепловой работы поверхностей нагрева на запыленном теплоносителе при максимальном приближении к натурным условиям как по теплофизическим свойствам и режимным параметрам газа-носителя и твердой фазы, так и по геометрическим характеристикам поверхности нагрева. Ниже приведены основные результаты такого исследования, выполненного применительно к ПГ ВГР-50 при давлениях гелия 0,4-1,1 МПа.

Схема стендовой установки, представляющая собой замкнутый циркуляционный контур, показана на рис. 1. В состав ее оборудования входят:

- вихревая газодувка (2) производительностью до 80-100 м³/ч с герметичным электродвигателем ($N_{эл}^{max} = 65$ кВт, $n = 3000$ об/мин);

- паровой нагреватель (3), обеспечивающий подогрев гелия до 600-640 К;

- двухкорпусной электронагреватель (4) мощностью 2х7,5 кВт, выполненный из трубчатых U-образных ТЭНов типа НВСЖ 2,19/25-220 и повышающий рабочую температуру еще примерно на 50 °С (при $P_r = 1,0$ МПа) при выключении одного корпуса;

- пылевой циклон (5), предназначенный для улавливания до 70-80 % графитовой пыли из газового потока после рабочего участка;

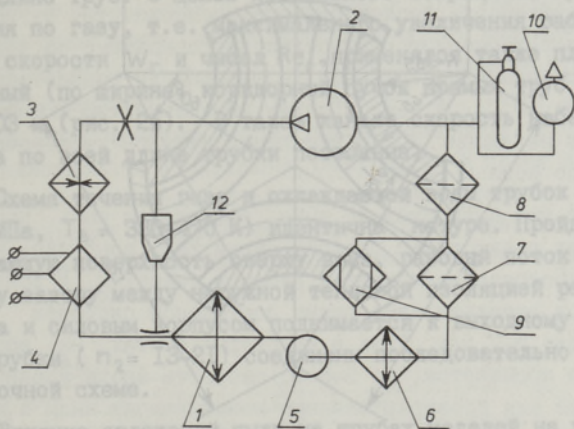


Рис. 1. Принципиальная схема стендовой установки.

- водяной охладитель гелия (6);
- тканевые пылевые фильтры (7) и (8);
- осушитель гелия (9);
- вакуум-насос (10) типа НВЗ-20 (предельное остаточное давление 0,05 мм рт.ст.);
- газобаллонная рампа (II) для заполнения и подпитки газового контура гелием марки А или Б ГОСТ 51-940-80;
- система ввода пыли (12).

В рабочем участке (I) размещались маломасштабные модели модульного трубного пучка ПГ [6]. Одна из применявшихся моделей представляет собой (рис. 2а) участок проточной части ПГ в месте примыкания трех соседних модулей. В другой модели с уменьшенным проходным сечением (рис. 2б) поверхность нагрева, выполненную из тех же труб $0,016 \times 0,0025$ м, имеет только один из модулей, а два других имитированы корытообразными стенками канала, на которых выфрезерованы полукруглые выступы. Ложные модули сварены в единую съемную стенку канала. В обоих каналах удается сохранить гидравлическую неоднородность элементарной ячейки проходного сечения и, соответственно, реальный спектр скоростей омыwania поверхности нагрева как по периметру, так

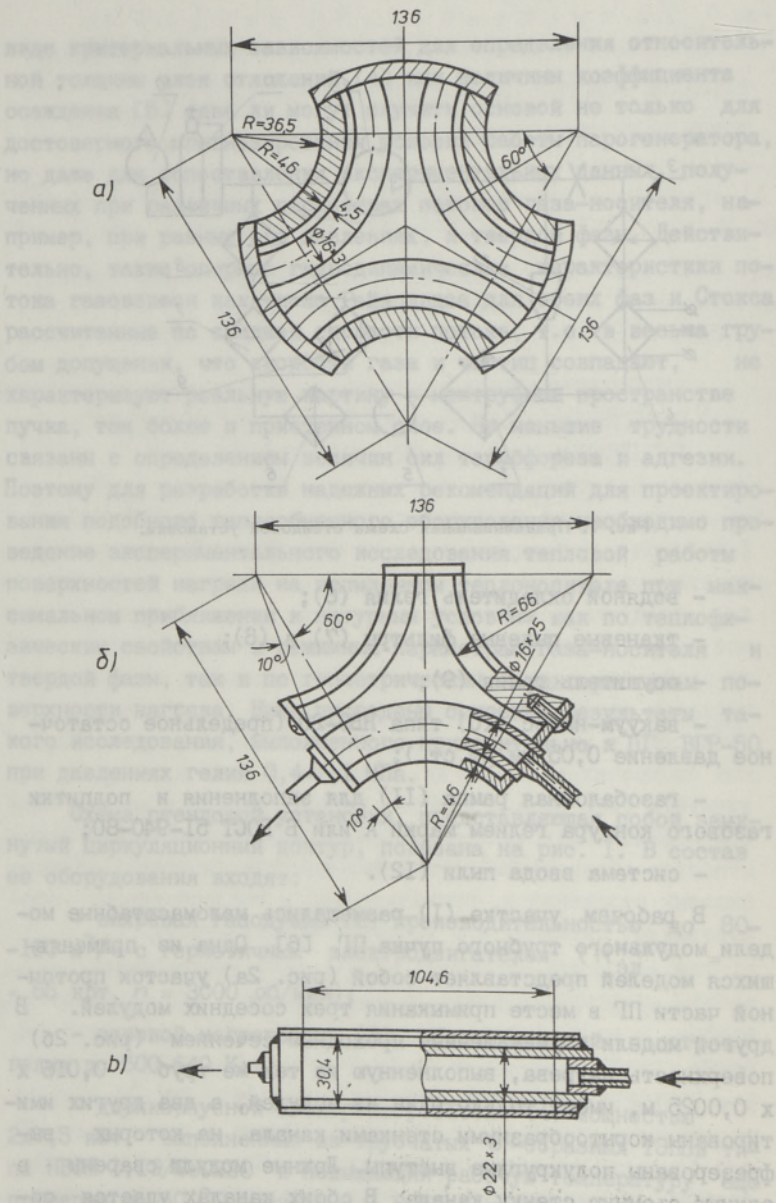


Рис. 2. Конфигурация проходного сечения моделей трубног пучка ПГ:
 а) "модульный" вариант I; б) "модульный" вариант II; в) "прямо-
 трубный" вариант.

и по длине труб. С целью предельного сокращения проходного сечения по газу, т.е. максимального увеличения рабочих значений скорости W_r и чисел Re_r , применялся также плоский однорядный (по ширине) коридорный пучок прямых труб $0,022 \times 0,003$ м (рис. 2в). В таком канале скорость набегающего потока по всей длине трубки постоянна.

Схема течения газа и охлаждающей воды трубок ($P_B = 18$ МПа, $T_B = 330-470$ К) идентична натуре. Пройдя теплопередающую поверхность сверху вниз, газовый поток по кольцевому зазору между наружной тепловой изоляцией рабочего канала и силовым корпусом поднимается к выходному патрубку. Все трубки ($n_2 = 13-21$) соединены последовательно по противоточной схеме.

Влияние отложений пыли на трубах моделей на условия теплопереноса от газа к охлаждающей воде оценивалось по изменению коэффициента теплоотдачи - α_r , который находился из уравнения теплопередачи при расчетном определении термических сопротивлений стенки трубы и от стенки трубы в воде.

Учитывая, что в условиях проведения исследований $R_B + R_{ст} \leq R_r$, можно выразить термическое сопротивление отложений пыли на трубах модели в виде

$$R_{отл} = \frac{1}{\alpha_{rn}} - \frac{1}{\alpha_{r0}^*},$$

где средняя теплоотдача модели при работе на чистом гелии α_{r0}^* приведена к параметрам работы стенда при подаче пыли, т.е. к условиям определения α_{rn} , согласно зависимости для чистой теплопередающей поверхности вида $Nu_{r0} = c Re_r^n$.

Для исключения систематических погрешностей в каждой серии опытов использовалась своя "опорная" зависимость этого вида, полученная перед началом подачи пыли для всего диапазона изменения чисел Re_r .

При обычном для подобных исследований уровне расчетной погрешности определения α_r , около 10-15 %, такой метод нахождения $R_{отл}$ неизбежно приводит, особенно при $R_{отл} \ll R_r$, к значительным ошибкам, до 100-200 %. Большую точность мог бы обеспечить метод локального зондирования отложений, при котором, например, в [7] погрешность определения $R_{отл}$ составляла около 30 %. Однако принятая нами методика позво-

ляет непосредственно получить значение интегральной тепловой эффективности теплопередающей поверхности, с учетом крайне неравномерного распределения отложений на трубах. Для обеспечения достаточной достоверности результатов определения $R_{отл}$ в каждой серии длительностью 200–400 ч проводилось не менее 30–40 измерений баланса тепловосприятий модели по воде и гелию.

Как уже было сказано выше, графитовая пыль, приготовленная из реакторного графита марки ГМЗ, вводилась в поток гелия непосредственно перед рабочим участком. В большинстве опытов использовался режим постоянной скорости ввода пыли около 6–7 г/ч. Лишь в некоторых опытах, на весьма короткий промежуток, до 3–6 ч, скорость ввода увеличивалась в 5–8 раз для проверки влияния концентрации пыли в потоке на условия образования отложений. Суммарное количество пыли, "сработанное" в одной серии опытов, составляло до 2–2,8 кг.

Первоначальным техническим заданием на проведение исследования был оговорен следующий фракционный состав пыли с расходной концентрацией в потоке $\mu = 0,15 \text{ г/м}^3$ (при номинальных параметрах на входе в ПГ $P_{г} = 4,0 \text{ МПа}$, $T_{г} = 1070 \text{ К}$): количество частиц размером $(0-10) \cdot 10^{-6} \text{ м} - R = 80 \%$; $(10-15) \cdot 10^{-6} \text{ м} - R = 15 \%$ и $(25-50) \cdot 10^{-6} \text{ м} - R = 5 \%$. Такому составу достаточно хорошо соответствовала исходная пыль, применявшаяся на начальном этапе исследования (кривая I на рис. 3). Измельчение графита производилось, в основном, "вручную" и просеянная через сито $45(90) \cdot 10^{-6} \text{ м}$ пыль имела счетный медианный размер частиц около $d_m = 9 \cdot 10^{-6} \text{ м}$. Весьма близкие характеристики имели и образцы отложений, образовавшихся на охлаждаемых поверхностях, т.е. в рабочем канале и охладителе гелия, — $d_m = (8-11) \cdot 10^{-6} \text{ м}$. В последующем приготовление пыли было механизировано (применялось фрезерование графитовых блоков), что привело к заметному уменьшению как полифракционности состава, так и размера основной массы частиц — $d_s^{\text{макс}} \leq 20 \cdot 10^{-6} \text{ м}$, $d_m \leq 2,5 \cdot 10^{-6} \text{ м}$ (данные 2). Практически идентичные характеристики имеет пыль, приготовленная в ТПИ по иной технологии измельчения и применявшаяся в ряде опытов (данные 3). Обе последние модификации пыли весьма близки по своему составу к реальному продукту износа твэлов. Результаты изучения грану-

лометрического состава этого "эталонного" порошка, как приведенные в [4], так и полученные в ТПИ (данные 4 на рис. 3), показывают, что в нем преобладают частицы размерами $(0...3,6) \cdot 10^{-6}$ м ($R \geq 95\%$) и практически отсутствуют частицы крупнее $10 \cdot 10^{-6}$ м ($R \leq 0,5-1\%$). Таким образом, реальная пыль является весьма мелкодисперсной, т.е. наиболее склонной к образованию отложений. В плане проведения исследования незначительная полифракционность пыли заметно уменьшает неопределенность условий образования отложений, связанную с изменением кинематических характеристик частиц при $d_s = v\alpha\tau$.

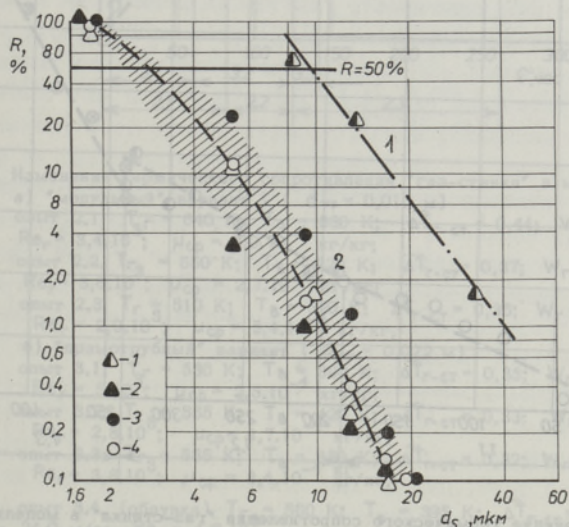


Рис. 3. Дисперсный состав проб пыли.

Результаты расчета изменения теплопереноса от запыленного газового теплоносителя к охлаждающей воде в виде усредненных зависимостей $R_{отл} = f(\tau)$ показаны на рис. 4-7.

При предельно низком уровне чисел $Re_r (\leq 1200)$, т.е. при крайне вялом переносе частиц из ядра потока к поверхности труб, за время одной серии опытов происходит неограниченное нарастание отложений (рис. 4) практически пропорционально времени наработки. За 400 ч работы в таком режиме величина $R_{отл}$ достигла величины около $1,4 \frac{\text{м}^2 \text{град}}{\text{кВт}}$

при относительно равномерном слое отложений по периметру труб толщиной до $2 \cdot 10^{-3}$ м. Увеличение концентрации пыли в потоке (см. опыты I.2 и I.3) сопровождается достаточно заметным ростом темпа образования отложений. Очевидно, что при таком режиме течения теплоносителя и, соответственно, большой вероятности осаждения частиц, попавших в пристенный слой, их концентрация на его внешней границе определяет скорость образования отложений.

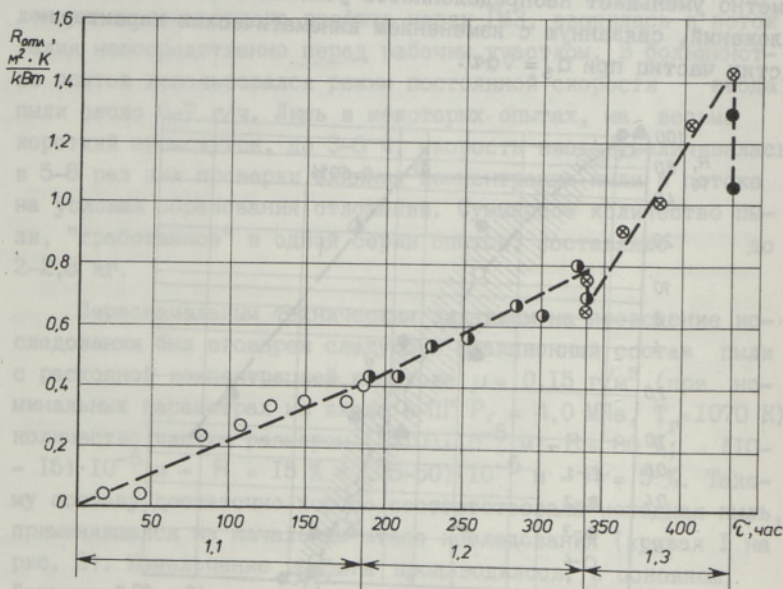


Рис. 4. Изменение термического сопротивления "газ-стенка" в модели ПГ ("модульный" вариант 1, $d_{тр} = 0,016$ м, $T_r = 700$ К, $W_r = 11,4$ м/с, $Re_r = 1250$).

опыт 1.1 $T_b = 428$ К;	$\frac{\Delta T}{T_{г-ст}} = 0,37$;	$\mu_{ср} = 0,72 \cdot 10^{-4}$ кг/кг;
опыт 1.2 $T_b = 315$ К;	$\frac{\Delta T}{T_{г-ст}} = 0,51$;	$\mu_{ср} = 0,68 \cdot 10^{-4}$ кг/кг;
опыт 1.3 $T_b = 318$ К;	$\frac{\Delta T}{T_{г-ст}} = 0,51$;	$\mu_{ср} = 2,74 \cdot 10^{-4}$ кг/кг.

При некоторой формировке скоростного режима, отвечающей увеличению чисел Re_r до 2000–3500, уже удается достичь (опыт 2.2, рис. 5а) стабилизации слоя отложений. Измерения тепловой работы модели трубного пучка показывают, что отложения достаточно слабо связаны с поверхностью труб и склонны к частичному осыпанию, отражающемуся в некотором уменьшении значений $R_{отл}$, даже при кратковременном прекращении подачи пыли. При снижении уровня скорости в опыте

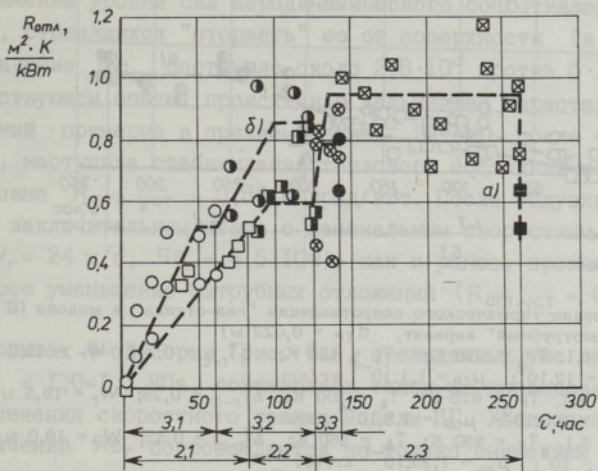


Рис. 5. Изменение термического сопротивления "газ-стенка" в модели ПГ.

- а) "модульный" вариант 1 ($d_{\text{ТР}} = 0,010 \text{ м}$)
 опыт 2.1 $T_{\text{Г}} = 640 \text{ К}$; $T_{\text{В}} = 330 \text{ К}$; $\Delta \bar{T}_{\text{Г-СТ}} = 0,44$; $W_{\text{Г}} = 33,3 \text{ м/с}$;
 $Re_{\text{Г}} = 3,4 \cdot 10^3$; $\mu_{\text{СР}} = 3,0 \cdot 10^{-4} \text{ кг/кг}$;
 опыт 2.2. $T_{\text{Г}} = 550 \text{ К}$; $T_{\text{В}} = 320 \text{ К}$; $\Delta \bar{T}_{\text{Г-СТ}} = 0,37$; $W_{\text{Г}} = 27,4 \text{ м/с}$;
 $Re_{\text{Г}} = 3,6 \cdot 10^3$; $\mu_{\text{СР}} = 2,7 \cdot 10^{-4} \text{ кг/кг}$;
 опыт 2.3. $T_{\text{Г}} = 510 \text{ К}$; $T_{\text{В}} = 320 \text{ К}$; $\Delta \bar{T}_{\text{Г-СТ}} = 0,35$; $W_{\text{Г}} = 15,0 \text{ м/с}$;
 $Re_{\text{Г}} = 2,0 \cdot 10^3$; $\mu_{\text{СР}} = 5,4 \cdot 10^{-4} \text{ кг/кг}$,
 б) "прямотрубный" вариант ($d_{\text{ТР}} = 0,022 \text{ м}$)
 опыт 3.1. $T_{\text{Г}} = 530 \text{ К}$; $T_{\text{В}} = 390 \text{ К}$; $\Delta \bar{T}_{\text{Г-СТ}} = 0,33$; $W_{\text{Г}} = 25,5 \text{ м/с}$;
 $Re_{\text{Г}} = 5,1 \cdot 10^3$; $\mu_{\text{СР}} = 2,5 \cdot 10^{-4} \text{ кг/кг}$;
 опыт 3.2. $T_{\text{Г}} = 555 \text{ К}$; $T_{\text{В}} = 420 \text{ К}$; $\Delta \bar{T}_{\text{Г-СТ}} = 0,33$; $W_{\text{Г}} = 13,7 \text{ м/с}$;
 $Re_{\text{Г}} = 2,8 \cdot 10^3$; $\mu_{\text{СР}} = 4,7 \cdot 10^{-4} \text{ кг/кг}$;
 опыт 3.3. $T_{\text{Г}} = 555 \text{ К}$; $T_{\text{В}} = 380 \text{ К}$; $\Delta \bar{T}_{\text{Г-СТ}} = 0,32$; $W_{\text{Г}} = 19,0 \text{ м/с}$;
 $Re_{\text{Г}} = 3,8 \cdot 10^3$; $\mu_{\text{СР}} = 3,4 \cdot 10^{-4} \text{ кг/кг}$,
 опыт 3.4. (обдувка) $T_{\text{Г}} = 580 \text{ К}$; $T_{\text{В}} = 395 \text{ К}$; $\Delta \bar{T}_{\text{Г-СТ}} = 0,31$; $W_{\text{Г}} = 24,0 \text{ м/с}$; $Re_{\text{Г}} = 4,5 \cdot 10^3$.

2.3 до 15 м/с (значение $Re_{\text{Г}}$ уменьшалось примерно с 3500 до 2000) наблюдается достаточно быстрое, за 10–15 ч, дальнейшее увеличение количества натрубных отложений и, соответственно, величины $R_{\text{отл.уст}}$. В конце опыта 2.3 была произведена обдувка труб (без отключения их охлаждения) полным расходом газодувки в режиме опыта 2.2 при отключенной подаче пыли. После двух циклов обдувки длительностью по 1 ч практически восстановился уровень значений $R_{\text{отл}}$; отвечающий этому режиму (см. рис. 5а).

Качественно аналогичный характер связи количества натрубных отложений (уровня $R_{\text{отл.уст}}$) и скоростного режима

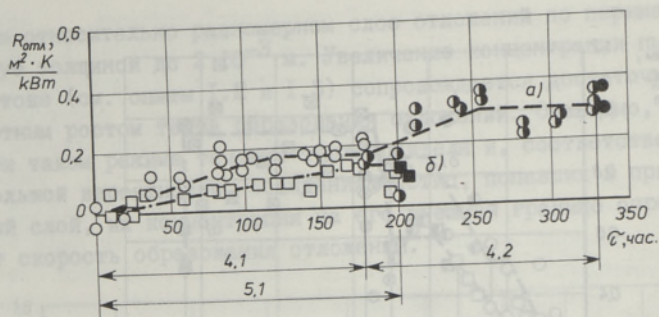


Рис. 6. Изменение термического сопротивления "газ-стенка" в модели ПГ ("прямотрубный" вариант, $d_{тр} = 0,022$ м)
 опыт 4.1. $T_{г3} = 625$ К; $T_{в4} = 425$ К; $\overline{\Delta T}_{г-ст} = 0,24$; $W_{г} = 23,0$ м/с;
 $Re_{г} = 12,10$; $\mu_{ср} = 1,1 \cdot 10^{-4}$ кг/кг;
 опыт 4.2. $T_{г3} = 625$ К; $T_{в4} = 390$ К; $\overline{\Delta T}_{г-ст} = 0,28$; $W_{г} = 16,5$ м/с;
 $Re_{г} = 9,0,10$; $\mu_{ср} = 1,5 \cdot 10^{-4}$ кг/кг;
 опыт 5.1. $T_{г} = 630$ К; $T_{в4} = 360$ К; $\overline{\Delta T}_{г-ст} = 0,33$; $W_{г} = 19,0$ м/с;
 $Re_{г} = 10$; $\mu_{ср} = 1,25 \cdot 10^{-4}$ кг/кг.

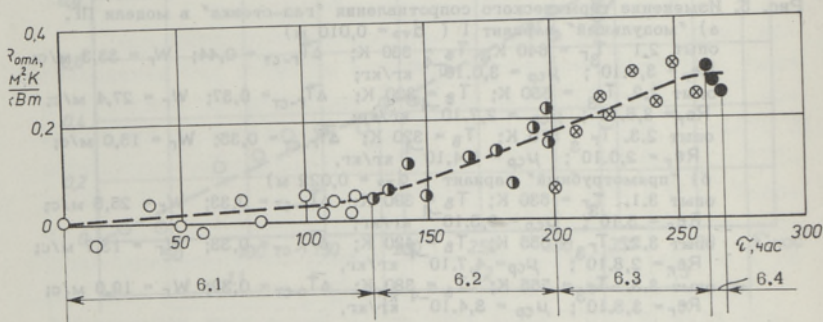


Рис. 7. Изменение термического сопротивления "газ-стенка" в модели ПГ ("модульный" вариант П)
 опыт 6.1. $T_{г3} = 665$ К; $T_{в4} = 360$ К; $\overline{\Delta T}_{г-ст} = 0,40$; $W_{г} = 24,0$ м/с;
 $Re_{г} = 8,5,10$; $\mu_{ср} = (0,7-3,2) \cdot 10^{-4}$ кг/кг;
 опыт 6.2. $T_{г3} = 685$ К; $T_{в4} = 360$ К; $\overline{\Delta T}_{г-ст} = 0,42$; $W_{г} = 20,0$ м/с;
 $Re_{г} = 7,10$; $\mu_{ср} = 1,0,10^{-4}$ кг/кг;
 опыт 6.3. $T_{г3} = 695$ К; $T_{в4} = 355$ К; $\overline{\Delta T}_{г-ст} = 0,44$; $W_{г} = 16,5$ м/с;
 $Re_{г} = 5,5,10$; $\mu_{ср} = 1,2 \cdot 10^{-4}$ кг/кг;
 опыт 6.4. (облужка) $T_{г} = 690$ К; $T_{в4} = 355$ К; $\overline{\Delta T}_{г-ст} = 0,41$; $W_{г} = 19,7-23,1$ м/с; $Re_{г} = (7,0-8,3) \cdot 10$; $\mu_{ср} = (0-6) \cdot 10^{-4}$ кг/кг.

был зафиксирован и при исследовании "прямотрубного" канала (рис. 5б). В опыте 3.1 нарастание отложений происходило почти до самого конца его проведения, и в итоге достигнутое значение $R_{отл.уст}$ составило около $0,5$ м²град/кВт. При

снижении уровня сил аэродинамического сопротивления частицы, стремящихся "оторвать" ее от поверхности (в опыте 3.2 значение Re_r составило около $2,8 \cdot 10^3$ против $5 \cdot 10^3$ в предшествующем опыте) происходило дальнейшее нарастание отложений примерно в прежнем темпе. Затем, после 40 ч работы, наступила стабилизация теплового состояния модели при уровне $R_{отл.уст} = 0,86 \text{ м}^2\text{град/кВт}$. После обдувки модели на заключительном этапе с номинальным скоростным режимом ($W_r = 24 \text{ м/с}$, $Re_r = 4,5 \cdot 10^3$), как и ранее, произошло некоторое уменьшение натрубных отложений ($R_{отл.уст} = 0,77 \frac{\text{м}^2\text{град}}{\text{кВт}}$).

В опытах 4-ой серии (рис. 6а), проведенных уже при давлении $P_r = 1,0-1,1 \text{ МПа}$, сохранялась такая же последовательность изменения скоростного режима модели ПГ. Увеличение рабочих значений Re_r сопровождается не только снижением количества отложений, т.е. уровня $R_{отл.уст}$, но и усилением неравномерности их распределения по периметру труб. Стабилизированной корочкой отложений покрыты лобовая (относительно набегающего потока) при угле охвата около 90° и тыльная (угол охвата около 150°) части труб. Максимальная толщина слоя отложений приходится на зону у продольной оси пучка при минимальном просвете между трубками около $(2-3) \cdot 10^{-3} \text{ м}$. Поверхность трубок, приходящаяся на зону "удара" потока ($\varphi = 45-90^\circ$), как и изотермическая поверхность (специально выделенные неохлаждаемые трубки), не имеет стабилизированных отложений в виде корочки, а покрыта лишь адгезионным слоем, по всей вероятности, субмикронных частиц. Этот слой, как показали измерения локальных значений α_r по периметру труб, практически не влияет на тепловую эффективность поверхности нагрева. На всех трубах видна четкая горизонтальная граница раздела между слоем отложений и участком относительно "чистой" поверхности. На нижней половине труб эта граница представляет собой "ленточку" шириной $(4-5) \cdot 10^{-3} \text{ м}$ со следами обдирки слоя отложений потоком газозвеси. Стабилизация распределения отложений по ходу газа происходит начиная с четвертой-пятой трубки.

В опытах 5 серии (рис. 6б) поддерживался постоянный скоростной режим, являющийся промежуточным между опытами 4.1 и 4.2 (см. рис. 6а). Однако темп изменения величины $R_{отл}$ оказался примерно вдвое меньше, чем в этих преды-

дущих опытах и стабилизированное значение $R_{отл} = 0,12 \frac{\text{м}^2 \text{град}}{\text{кВт}}$, достигнутое примерно за 170 ч, также заметно меньше. Единственным возможным объяснением отличий в изменении режима образования отложений является влияние способа приготовления партий пыли, изготовленной во ВНИИАме (опыты серий I-3) и в ТПИ (опыты серий 4-5), хотя, как было показано выше, фракционный состав этих партий очень близок.

В последней серии опытов (рис. 7) применялся второй "модульный" канал (см. рис. 2б). При проведении опыта 6.1 ($Re_r = 8,5 \cdot 10^3$) интегральная интенсивность образования отложений оказалась крайне слабой, и за время его проведения ($\tau = 126$ ч) так и не была достигнута стабилизация величины $R_{отл}$. В ходе этого опыта неоднократно увеличивалась скорость подачи пыли, т.е. ее концентрация в потоке, не менее, чем в 5 раз, однако какого-либо изменения темпа образования отложений в эти промежутки времени ($\tau = 54-58$ ч; $\tau = 104-111$ ч) зафиксировать не удалось. Вероятнее всего, что при возросшей скорости турбулентного переноса частиц к поверхности и, с другой стороны, уменьшении количества частиц, закрепившихся на поверхности, концентрация пыли в пристенном слое возрастает настолько, что такие изменения расходной концентрации уже перестают влиять на режим образования отложений.

При снижении скорости газа до 20 м/с ($Re_r = 7 \cdot 10^3$, опыт 6.2) темп образования заметно возрос, и за время около 75 ч величина $R_{отл}$ достигла $0,17 \frac{\text{м}^2 \text{град}}{\text{кВт}}$. Однако стабилизация слоя наступила, по-видимому, лишь при дальнейшем снижении интенсивности обдувки пучка в режиме опыта 6.3 ($Re_r = 5,5 \cdot 10^3$) еще через 50 ч работы на уровне около $0,28 \frac{\text{м}^2 \text{град}}{\text{кВт}}$. Как показала заключительная обдувка пучка, проведенная при ступенчатом увеличении скорости потока ($Re_r = 7 \cdot 10^3$ и $8,3 \cdot 10^3$), в т.ч. при повышенных расходах пыли, в этой области чисел Re_r практически не удается сдуть с труб газовым потоком отложений, образовавшихся при "частичных" режимах. Решающим фактором, удерживающим частицы пыли, концентрирующиеся, как показано выше, в слабовентилируемых "теневых" зонах, являются силы сцепления частиц с поверхностью и между собой (адгезии и когезии). Такое заключение позволяет сделать специально

проведенные режимы обдувки при отключенном охлаждении трубок, а также при "обратном термофорезе", когда температура поверхности была выше температуры газового потока.

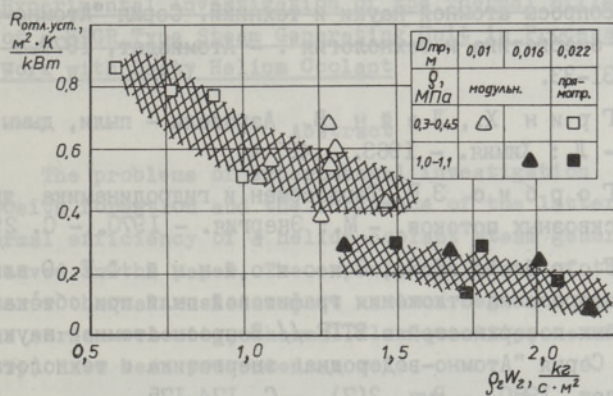


Рис. 8. Зависимость термического сопротивления устойчивых отложений на трубах моделей ПГ от величины $\rho_r W_r$.

На рис. 8 показано изменение величины термического сопротивления стабилизированных отложений $R_{отл.уст}$ от величины весовой скорости потока $\rho_r W_r$, отвечающей, для монофракционной пыли, величине числа Re для частиц. При таком представлении всех полученных опытных данных не просматривается сколь-нибудь заметного влияния на величину $R_{отл.уст}$ как диаметра труб в диапазоне $(10-22) \cdot 10^{-3}$ м при $Re_r = (3-5) \cdot 10^3$ и $(16-22) \cdot 10^{-3}$ м при $Re_r = (5-12) \cdot 10^3$ а также конструктивных отличий "модульных" и "прямотрубной" моделей пучка ПГ. Для сопоставимых значений $\rho_r W_r = 12,5 - 15,0$ кг/с·м² увеличение давления гелия с 0,3-0,45 МПа до 1,0-1,1 МПа приводит, по предварительной оценке (см. рис.8), к снижению величин $R_{отл.уст}$ примерно в полтора раза. В целом, при максимально достигнутом в настоящее время на стенде ВНИИАМ давлении гелия снижение тепловой эффективности моделей ($\alpha_{г0}^{макс} = 0,9-1,2$ кВт/м² град) вследствие образования натрубных графитовых отложений составляет около 20 %.

Л и т е р а т у р а

1. Б о г о я в л е н с к и й Р.Г. Некоторые результаты экспериментального исследования элементов оборудования ВТГР // Вопросы атомной науки и техники. Серия "Атомно-водородная энергетика и технология". - Атомиздат, 1979. - Вып. 2. - С. 31-33.

2. Г р и н Х., Л е й н В. Аэрозоли - пыли, дымы и туманы. - Л.: Химия. - 1963. - 427 с.

3. Г о р б и с З.Р. Теплообмен и гидродинамика дисперсных сквозных потоков. - М.: Энергия. - 1970. - С. 296.

4. Г о р б и с З.Р., С п о к о й н ы й Ф.Е. О влиянии термофореза на отложения графитовой пыли при обтекании охлаждаемых поверхностей в ВТГР // Вопросы атомной науки и техники. Серия "Атомно-водородная энергетика и технология". - Атомиздат, 1980. - Вып. 2(7). - С. 174-175.

5. С п о к о й н ы й Ф.Е., Г о р б и с З.Р. Особенности осаждения тонкодиспергированных частиц из охлаждаемого потока на поперечно обтекаемой поверхности теплообмена (обзор) // Теплофизика высоких температур. - 1981. - Т. 19. - Вып. 1. - С. 182-199.

6. Г л е б о в В.П., С и м к и н Б.П., М о с к в и ч е в В.Ф., О г у р е ч н и к о в а В.Г., Г р е б е н н и к о в В.Н., А р т е м о в Л.Н., Р ы б а к о в В.П. Парогенератор для АЭС с ВГР-50 // Энергомашиностроение. - 1985. - № 3. - С. 21-25.

7. М о л и н О.В. Экспериментальное исследование теплообмена поперечно обтекаемой поверхности в слабозапыленном потоке при формировании слоя сыпучих отложений. Автореферат канд. дис. ОТИХП, Одесса, 1984. - 18 с.

V. Pikus, I. Shrader, B. Simkin,
M. Kuusk, A. Poobus

Experimental Investigation of the Thermal Efficiency
of a HTGR Type Steam Generating Unit in Process of
Work with Dusty Helium Coolant

Abstract

The problems of experimental investigation of the deposits formation and the influence of the latter at the thermal efficiency of a helium-coolant steam generator are observed in the paper. The experimental data of the deposit layer's thermal resistance at various regime parameters (gas stream velocity, thermal flux quantity, canal's geometry) have been presented as well.

И.Р. Вийльманн, Ю.Ю. Йыгева,
М.Ю. Тали

ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ГРАФИТОВОЙ ПЫЛИ

Теплофизические свойства графита как распространенного материала в высокотемпературных конструкциях изучены достаточно хорошо. Более скромным является положение относительно измельченного графита в виде порошка либо пыли.

Теплоемкость графита мало зависит от структурной картины расположения частиц графита и пор в порошке, лишь при очень малых размерах частиц пыли (ультрадисперсные порошки) наблюдается некоторое приращение теплоемкости [1].

Переносные свойства графитовой пыли (эффективная теплопроводность, эффективная температуропроводность) в значительной степени определяются структурой. Условия контакта между частицами графита, пористость материала и свойства газа-наполнителя порового пространства являются основными факторами, влияющими на эффективные теплопроводность и температуропроводность. Влияние переносных свойств материала частиц относительно небольшая и уменьшается при увеличении пористости и различия в теплофизических свойствах компонент (газовой среды и материала твердых частиц) [2, 3].

Возможности расчетной оценки эффективных переносных свойств порошков являются ограниченными из-за необходимости использования трудноизмеряемых структурных параметров в качестве исходной информации. Указанные оценки могут быть полезными при анализе тенденций изменения свойств в условиях вариации влияющих факторов [2, 3].

Нами проведены измерения теплоемкости и температуропроводности графитовой пыли, изготовленной из графита марки ГМЗ. Методика получения пыли и сведения о фракционном составе приведены на рис. 3 [4], опыт № 2.

Температуропроводность измерялась импульсным методом [5]. Описание опытной установки приведено в [6]. Сосуд из стальной фольги толщиной 0,1 мм имел диаметр 7,5 мм. Толщина слоя графита была ~1,0 мм. К доньшку сосуда была снаружи прикреплена разнесенная хромель-копелевая термопара с диаметром электродов 64 мм. До опытов сосуд взвешивался и по известному объему сосуда определялся насыпной вес порошка, а также пористость.

Пористости образцов I и II для определения температуропроводности были соответственно 80 и 86 %. Такая пористость образовалась при свободной засыпке пыли в сосуд.

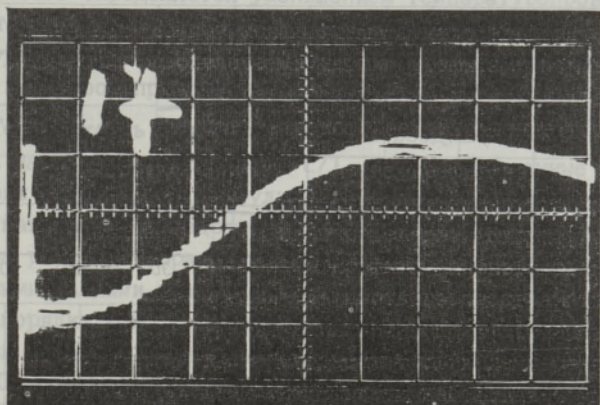


Рис. 1. Снимок с экрана осциллографа.

На рис. 1 приведена зависимость сигнала термопары от времени, снятая с экрана осциллографа.

Расчетная формула для определения коэффициента температуропроводности имеет вид

$$\alpha = 0,139 L^2 / \tau_{1/2}, \quad (I)$$

где L - толщина образца;

$\tau_{1/2}$ - время, необходимое для достижения температуры тыльной поверхности образца до половины максимальной величины.

Расчетная среднеквадратическая погрешность определения температуропроводности, связанная с приборным оформлением установки, составляет $\sim 11\%$, при этом основным источником ошибки является трудность точного замера толщины пылевого слоя.

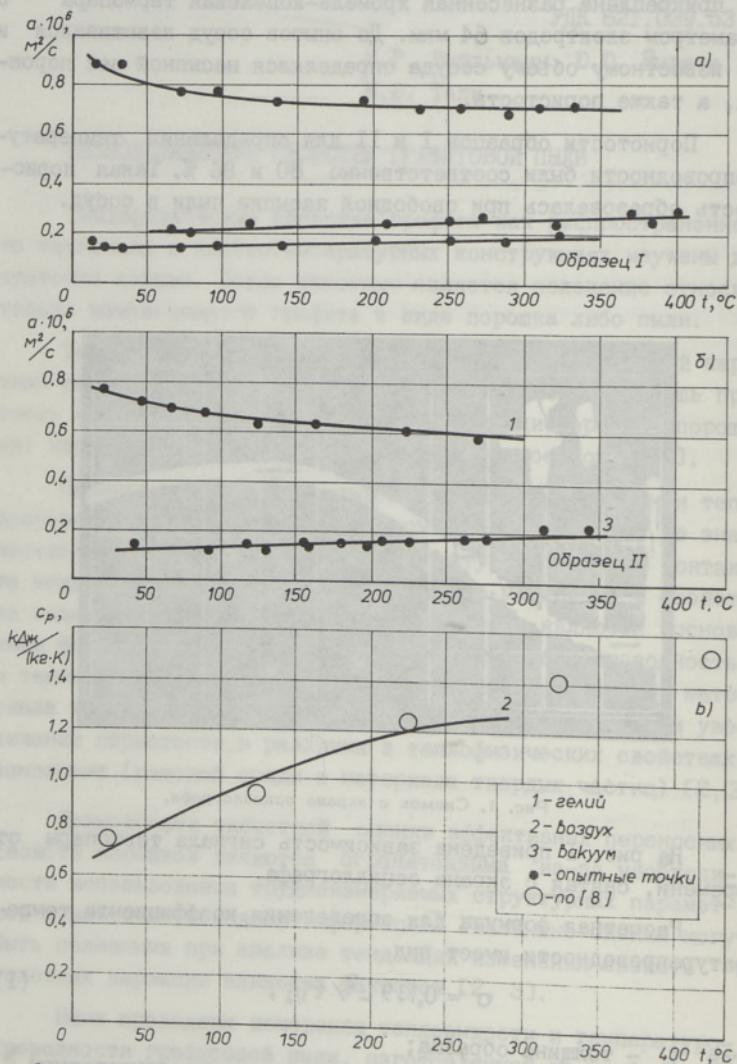


Рис. 2, а и б - эффективная температуропроводность образцов I и II с различными наполнителями порового пространства, в) удельная теплоемкость графитовой пыли (сплошная кривая).

Опыты были проведены при различных газах-наполнителях порового пространства (воздух, гелий при давлении 0,1 МПа) и в условиях вакуумирования объема опытной камеры.

Результаты опытов для двух образцов приведены на рис. 2 (а, б). Не имея точных сведений о погрешности экспериментов, можно анализировать полученные данные качественно. Увеличение пористости приводит к изменению эффективной теплопроводности графитовой пыли в гелиевой среде и в условиях вакуума при низких температурах. Обращает на себя внимание различный характер температурной зависимости эффективной теплопроводности для гелия и воздуха. С повышением температуры теплопроводность графита существенно снижается, а для газовых сред увеличивается. Согласно опытным данным для графитовой пыли в гелии температурная зависимость определяется уменьшением теплопроводности графита, а в среде воздуха (или в вакууме) увеличением теплопроводности газовой среды и возможным лучистым переносом в поровом пространстве.

Теплоемкость графитовой пыли в воздушной среде определялась на установке ИТ-с-400 [7], полученные данные представлены на рис. 2 в. Результаты (139 точек) обработаны методом наименьших квадратов и соответствующая кривая приведена на рис. 2 в. Сравнение результатов с известными литературными данными указывает на хорошее совпадение до температур порядка 250 °С. Паспортная предельная погрешность установки (+ 10 %) и максимальная температура измерений (400 °С) объясняют систематическое отклонение результатов от [8] в области повышенных температур.

Проведенные оценки теплопроводности графитовой пыли в гелиевой среде указывают на величины порядка 0,2-0,4 Вт/(м·К). В последующих измерениях намечено расширить пределы изменения пористости образцов, а также провести независимое определение теплопроводности пыли, чтобы с помощью уравнения связи проверить сопоставимость результатов.

Л и т е р а т у р а

И. Г у т н о в Л.Б., Р е к о в А.И., С п и р и д о н о в Э.Г. Исследование теплоемкости углеродистых материалов. - В кн.: Теплофизические свойства твердых тел при высоких температурах. - М.: Изд-во Комитета стандартов, мер и

измерительных приборов при Совете Министров СССР. - 1969, - 496 с.

2. Васильев В.В., Танаева С.А. Теплофизические свойства пористых материалов. - Минск: Наука и техника, 1971. - 268 с.

3. Дульнев Г.Н., Заричняк Ю.П. Теплопроводность смесей и композиционных материалов. - М.: Энергия, 1974. - 264 с.

4. Кяар Х.А., Пиху Т.К., Таукар А.Х. Гранулометрический состав продуктов разрушения реакторного графита при ударном измельчении // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1984. - № 579. - С. 17-22.

5. Parker W.J., Jenkins R.J., Butler G.B., Abbott G.L. Flash method determining thermal diffusivity, heat capacity and thermal conductivity // Journal Appl. Phys. - 1961. - Vol. 32. - N 9. - P. 1679-1684.

6. Вийльманн И.Р., Кяар Х.А., Тали М.Ю. Опытная установка для определения температуропроводности твердых материалов импульсным методом // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1985. - № 600. - С. 89-95.

7. Платунов Е.С. Теплофизические измерения в монотонном режиме. - М.: Энергия, 1972. - 141 с.

8. Чиркин В.С. Теплофизические свойства материалов ядерной техники. - М.: Атомиздат, 1968. - 484 с.

Thermophysical Properties of Graphite Dust

Abstract

In this paper the results of determination of effective thermal diffusivity and thermal capacity of graphite dust in the helium media, in the air and in the vacuum are presented. Thermal diffusivity has been measured by flash method and thermal capacity by means of the apparatus IT-C-400.

Н.В. Бутин, В.К. Былкин, А.А. Хрулев

ВЛИЯНИЕ РАДИОАКТИВНОСТИ ГРАФИТОВОЙ ПЫЛИ НА
ОБСЛУЖИВАНИЕ ПАРОГЕНЕРАТОРА

Опытно-промышленная ЯЭУ с реактором ВГР-50 предназначена для отработки инженерных и конструктивных решений, в том числе и по энерготехнологическому и радиационно-химическому применению реакторов типа ВТГР. Ядерно-энергетическая часть установки включает в себя реактор, четыре петли с парогенераторами (ПГ) прямоточного типа и турбину с турбогенератором. Особенность ЯЭУ - петлевая компоновка с реактором, размещенным в силовом металлическом корпусе (типа ВВЭР-1000); каждый ПГ размещен в отдельном боксе. Планово-предупредительные работы (ППР) на ПГ проводятся при остановленном реакторе, во время которых контролируются:

- состояние наружной поверхности корпуса ПГ, сварных соединений, в том числе с двойными трубопроводами;
- состояние сварных соединений в коллекторах воды и пара.

Основным источником ионизирующих излучений при проведении ППР на ПГ являются радиоактивные отложения на поверхностях теплообмена и в нижней части корпуса ПГ. Опыт работы зарубежных установок ВТГР показал [1], что радиоактивные загрязнения в ПГ содержатся главным образом в графитовой пыли.

Графитовая пыль в первом контуре установки образуется при истирании наружной поверхности шаровых твэлов и внутренней поверхности кладки реактора при перемещении твэлов в активной зоне и в контуре циркуляции (особенно на участке пневмотранспорта, в механизмах отбраковки и нагнетения). Скорость образования пыли при работе - до 1 кг/ч.

Изучение состава графитовой пыли показало, что в ней возможны включения частиц металлической пыли, образующейся при истирании твэлами трубопроводов и затворов арматуры контура циркуляции. Предварительный анализ показал, что может быть обеспечена скорость истирания стали поверхностей контура на уровне менее 10 г/ч. При этом величина активности гелиевого теплоносителя при работе установки на номинальной мощности будет составлять 37 ГБк/МВт(тепл), т.е. на уровне активности инертных радиоактивных газов (ИРГ) контура циркуляции.

Для удаления из гелия графитовой и металлической пыли в установке предусмотрена система механической очистки. При эффективной скорости механической очистки первого контура от пыли $-(2-8) \text{ ч}^{-1}$ в равновесном состоянии в контуре находится (100-500) г графитовой пыли и $-(1-5)$ г металлической.

Активность графитовой пыли определяется в основном следующими составляющими.

1. Продуктами деления (ПД), накапливающимися в графите оболочек твэлов за счет миграции из поврежденных и неповрежденных микротвэлов (МТ). Величина активности ПД определяется:

- на основании требований на твэл реактора ВРР-50 относительная утечка (F) ПД из твэлов в процессе эксплуатации не должна превышать для ИРГ по радионуклиду $^{133}\text{Xe} \leq 10^{-4}$, выход в первый контур долгоживущих радионуклидов стронция и цезия не должен превышать 0,37 ТБк/год, а плутония - 3,7 ГБк/год;

- на основании результатов разделки твэлов, прошедших испытания в канале "Каштан" (табл. I); в конце кампании величина F для ^{135}Xe составляла $F \leq 2 \cdot 10^{-3}$, что соответствует наличию в твэле 0,85 % поврежденных МТ. Поэтому при использовании экспериментальных данных канала "Каштан" осуществляется консервативная оценка активности графитовой пыли, накапливающейся в контуре за счет истирания оболочек твэлов.

2. Металлическая пыль (в основном, нержавеющая сталь - трубопроводы и сплавы типа ЦН - затвор арматуры) активируется при прохождении через активную зону. Принято, что время

нахождения пыли в контуре равно времени прохождения твэла через активную зону (~ 3 ч).

Т а б л и ц а I

Распределение активности нелетучих ПД в конструкциях твэла при выгорании 12 % FIMA, отн.ед. [5]

Элемент конструкции твэла	Радионуклид		
	^{137}Cs	^{95}Zr	^{90}Sr
1. МТ	1,0	1,0	1,0
2. Графит сердечника	$1,5 \cdot 10^{-3}$	$0,7 \cdot 10^{-3}$	$2,0 \cdot 10^{-3}$
3. Графит оболочки	$5,6 \cdot 10^{-3}$	-	$4,4 \cdot 10^{-4}$

3. Примеси в исходном графите (в основном железо и марганец), особенно кладки реактора, активируются в процессе облучения потоком нейтронов. Расчетная величина активности примесей в исходном графите на конец кампании (~ 450 эф.суток) приведена в табл. 2. Содержание железа в графите - $4,3 \cdot 10^{-2}$ мас.%, марганца - 10^{-3} мас.%, уровни облучения графита приняты в соответствии с [2].

4. Активность графита по изотопу ^{14}C ("собственная" активность) и тритию; величины активности приведены в табл. 2, более подробно результаты расчетного исследования накопления трития в графите реактора ВГР-50 приведены в работе [3]. Отметим, что поскольку нуклиды ^{14}C и трития (включая и стронций) являются чистыми β -излучателями, они представляют интерес при оценке радиационной обстановки только при внутреннем облучении (ингаляционный путь поступления в организм); последнее может иметь место при высыпании активированной пыли в помещение бокса ПГ.

Из анализа результатов табл. 2 следует, что полная активность графитовой пыли, находящейся в равновесном состоянии в первом контуре при работе системы механической очистки, лежит в пределах (12-15) ГБк. Вторым источником поступления графита в контур может являться коррозия кладки и твэлов за счет химически активных примесей. В соответствии с требованиями на теплоноситель эквивалентные протечки воды в ПГ могут составлять 100 г/ч. Этой величине скорости протечки воды будет соответствовать скорость коррозии графита оболочек твэлов при взаимодействии их с во-

Удельная активность графитовой пыли в первом контуре при работающем реакторе, Бк/г

Радионуклиды	Период полураспада	Составляющие активности				Тритий	Суммарная активность радионуклида
		ПД	Примеси графита	Металлическая пыль	"Собственная" активность		
²³ Т	12,3 год	-	-	-	-	$1,1 \cdot 10^7$	$1,1 \cdot 10^7$
¹⁴ С	5568 лет	-	-	-	$1,1 \cdot 10^5$	-	$1,1 \cdot 10^5$
⁹⁰ Sr	28,4 лет	$3,7 \cdot 10^4$	-	-	-	-	$3,7 \cdot 10^4$
¹³⁷ Cs	26,6 лет	$3,7 \cdot 10^4$	-	-	-	-	$3,7 \cdot 10^4$
Плутоний	-	$3,7 \cdot 10^2$	-	-	-	-	$3,7 \cdot 10^2$
⁵¹ Cr	27,8 сут.	-	$7,4 \cdot 10^3$	$1,3 \cdot 10^5$	-	-	$1,4 \cdot 10^5$
⁵⁴ Mn	291 сут.	-	$2,5 \cdot 10^4$	$1,6 \cdot 10^1$	-	-	$2,5 \cdot 10^4$
⁵⁹ Fe	45 сут.	-	$7,7 \cdot 10^5$	$1,9 \cdot 10^3$	-	-	$7,7 \cdot 10^5$
⁵⁸ Co	71,3 сут.	-	-	$1,0 \cdot 10^2$	-	-	$1,0 \cdot 10^2$
⁶⁰ Co	5,3 лет	-	$1,9 \cdot 10^3$	$1,1 \cdot 10^3$	-	-	$3,0 \cdot 10^3$
⁶⁴ Cu	12,8 ч	-	$3,7 \cdot 10^7$	-	-	-	$3,7 \cdot 10^7$
Суммарная величина		$7,4 \cdot 10^4$	$3,8 \cdot 10^7$	$1,4 \cdot 10^5$	-	$1,1 \cdot 10^5$	$4,9 \cdot 10^7$
Сумма β -излучателей							$1,1 \cdot 10^7$

дой - 66 г/ч. Равновесное количество графита в первом контуре от указанного процесса при работе системы механической очистки составит (8-33) г, а соответствующая ему активность в предположении, что корродируется только графит твэлов - (1,2-3,7) ГБк. Анализ радиационной обстановки, имевшей место при выполнении ремонтных работ на установке AVR (ФРГ) показал, что внутренние поверхности оборудования первого контура этой установки вследствие большой загрязненности радиоактивной пылью, являются в основном источниками β -излучения. Так, например, мощность дозы излучения вблизи рабочего колеса газодувки при ее демонтаже и осмотре составила у поверхности $1,9 \cdot 10^3$ мЗв/ч, из которых на долю β -излучения приходилось 95 % [4]. Анализ результатов табл. 2 показывает, что в случае реактора ВГР-50 доля β -излучателей будет составлять ~ 90 % от суммарной величины. Оценка получена при исключении вкладов радионуклида ^{64}Cu (как короткоживущего) и металлической пыли (в установке AVR эта составляющая отсутствует).

Таким образом, полученные расчетные данные коррелируют с экспериментальными данными, полученным на реакторе AVR.

Помимо указанных в табл. 2 радионуклидов важное значение имеют радионуклиды йода.

Для установок с реакторами типа ВГР (и для ЯЭУ с реактором ВГР-50 в том числе) характерен эффект самоочистения гелиевого теплоносителя от ПД. Указанный эффект проявляется в осаждении йода на внутренних поверхностях первого контура. Радионуклиды йода интенсивно осаждаются на "холодных" поверхностях оборудования. Таким местом в первом контуре является теплопередающая поверхность ПГ, минимальная температура которой составляет ~ 280 °С. Скорость осаждения радионуклидов йода при этих температурах может составлять величину 10^4 ч⁻¹ [6], что существенно больше проектной величины скорости очистки теплоносителя системой очистки первого контура ($\eta = 0,17$ ч⁻¹). Следовательно, практически весь выделяющийся из твэлов при работе реактора радиоактивный йод будет осаждаться в ПГ (как в "холодной ловушке"); наличие системы очистки теплоносителя слабо сказывается на концентрации йода в контуре.

Поскольку при работе установки поверхности теплообмена ПП покрыты слоем графитовой пыли, и, учитывая сорбционные свойства графита, можно с большой определенностью полагать, что радионуклиды йода будут сорбированы в основном графитовой пылью, осевшей на поверхности экономайзерного участка.

При работе на номинальной мощности равновесная активность радионуклидов йода в первом контуре составляет 37 ТБк (на долю ^{131}I приходится 44 %, ^{133}I - 36 %, ^{135}I - 20 %) [7], и локальная величина активности графитовой пыли по радионуклидам йода на поверхности экономайзерного участка может достигать величины $\sim (0,8-0,9) \text{ ТБк/м}^2$.

Радионуклиды цезия будут переноситься в контуре главным образом графитовой пылью. Однако, даже в случае отсутствия такого переноса, будет его высаживание на "горячих" поверхностях контура. Согласно данным работы [6] скорость осаждения цезия на поверхности оборудования ($t \geq 500-700 \text{ }^\circ\text{C}$) может достигать величины $\sim (1-3) \cdot 10^3 \text{ ч}^{-1}$, что также существенно выше скорости очистки теплоносителя. Однако локальная величина удельной активности радионуклидов цезия на поверхностях теплообмена ПП более чем в 10^3 ниже соответствующей величины для йода.

В настоящее время проводятся экспериментальные исследования осаждения ПД на поверхности трубных образцов применительно к условиям эксплуатации ПП.

На рис. 1 приведены уровни мощности дозы гамма-излучения в боксе ПП в районе коллекторов по воде или пару в зависимости от времени после останова реактора, проработавшего кампанию на номинальной мощности.

Из анализа рис. 1 следует:

для времени выдержки ~ 75 суток после останова реактора основной вклад в суммарную мощность дозы обусловлен радионуклидами йода, при большей выдержке - радионуклидами цезия;

основной вклад в мощность дозы радионуклидов йода (> 99 %) через 7 суток выдержки вносит ^{131}I .

вкладом в мощность дозы в боксе ПП, обусловленным инертными радиоактивными газами при проведении ППР, можно пренебречь.

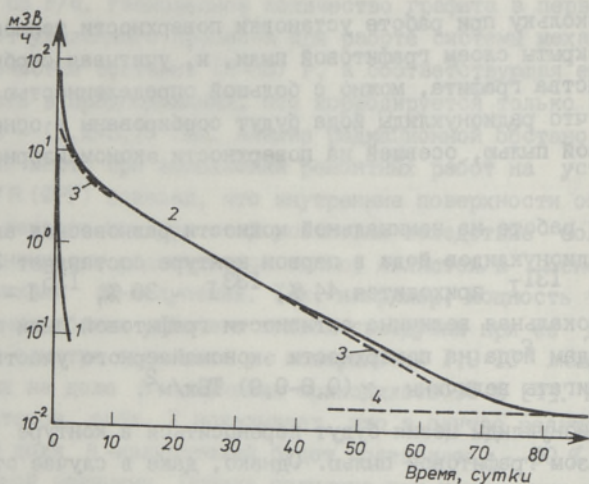


Рис. 1. Зависимость мощности дозы гамма излучения вблизи коллекторов по воде или пару от времени после останова реактора. 1 - инертные радиоактивные газы; 2 - суммарная величина; 3 - йод-131; 4 - радионуклиды цезия.

На рис. 2 приведена зависимость уровней гамма-излучения в боксе ПГ от величины относительной утечки ПД из твэла. Видно, что принятое для ЯЭУ с реактором ВГР-50 значение $F \leq 10^{-4}$ позволяет обеспечить уровни облучения обслуживающего персонала во время проведения ППР на ПГ в соответствии с требованиями "Норм радиационной безопасности" (НРБ-76) о непревышении годовой дозы облучения 5 сЗв/год.

Регламентом обслуживания ЯЭУ с реактором ВГР-50 предусмотрено, что ППР на ПГ (включая и глушение трубок) начинаются через 7 суток после останова реактора и величина

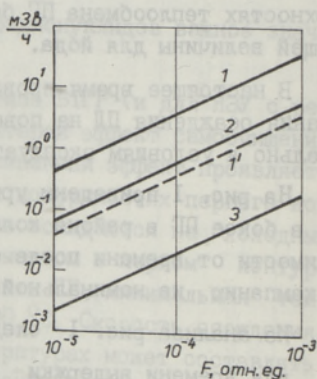


Рис. 2. Мощность дозы в боксе ПГ при различной герметичности твэлов. Время выдержки: 1 - 7 суток; 2 - 30 суток; 3 - 85 суток, 1' - 7 суток после дезактивации.

на их трудозатрат составляет ~ 144 чел.ч на один ПГ. Исходя из данных рис. 1 следует, что коллективная доза облучения за эту операцию составит $\sim 0,5$ чел.Зв. Для сравнения укажем, что при ремонте ПГ на установке AVR (май 1978 г.) коллективная доза облучения составила 1,25 чел.Зв [4], на реакторах типа BWR в среднем - 0,85 чел.Зв, на реакторах типа PWR - 0,52 чел.Зв [8].

Для уменьшения величины коллективной дозы облучения персонала предусматриваются различные меры. Выполненные к настоящему времени эксперименты показали, что за счет дезактивации ПГ можно снизить величину мощности дозы, обусловленной отложениями радионуклидов йода \sim в 10 раз, в результате чего коллективная доза облучения составит $\sim 0,05$ чел.Зв. Увеличение выдержки перед началом ремонта и обслуживания также приводит к снижению облучаемости персонала (см. рис. 1).

Таким образом, величина активности графитовой пыли на внутренних поверхностях ПГ и обусловленные ею мощности дозы в боксе ПГ не приводят к нежелательному переоблучению обслуживающего персонала.

Л и т е р а т у р а

1. Burnette R.D., Baldwin N.L. Primary coolant chemistry of the Peach Bottom and Fort St. Vrain high temperature gas-cooled reactors // In: Specialists Meeting on Coolant Chemistry, Plate-out and Decontamination in Gas-cooled Reactors. - IWGGCR/2, Juelich, FRG, 2-4 December, 1980. - P. 132.

2. Бродкин Э.Б., Былкин Б.К., Дорофеев Л.А., Егоров А.Л. Расчетное исследование характеристик поля нейтронов и гаммаквантов в шахтном объеме установки с реактором ВГР-50 // Сб.: Вопросы атомной науки и техники. Серия Атомно-водородная энергетика и технология. - 1984. - Вып. I(17). - 24 с.

3. Былкин Б.К., Хрулев А.А., Гребенник В.Н. и др. Расчетные исследования распределения трития в установке ВГР-50 // Сб.: Вопросы атомной науки и техники. Серия Атомно-водородная энергетика и технология. - 1983. - Вып. I(14). - 33 с.

4. M a r n e t C. Dampferzeugerschaden am AVR-Kraftwerk mit Hochtemperaturreaktor. // VGB KWT, - 1980, - V.60, N. 5. - S.345.

5. Х р у л е в А.А., П и р о ж к о в а М.Г., З а - к р ж е в с к а я И.В. и др. Методика дезинтеграции и результаты экспериментальных исследований твэла, облученного в петле "Каштан-1" // Сб.: Вопросы атомной науки и техники. Серия Атомно-водородная энергетика и технология. - 1983. - Вып. I(14). - С. 31.

6. В е с е л к и н А.П., Н и к и т и н А.П., Н е - т е ч а М.Е. и др. Некоторые проблемы радиационной безопасности на АЭС с газоохлаждаемыми реакторами на быстрых нейтронах // Сб.: Радиационная безопасность и защита АЭС. - 1975. - Вып. I. - 194 с.

7. Б ы л к и н Б.К., Г л е б о в В.П., Х р у л е в А.А. и др. Радиационная безопасность по эксплуатации установки ВГР-50 // Сб.: Радиационная безопасность и защита АЭС. - 1985. - Вып. 9. - 18 с.

8. L a t t a n z i D. Reducing occupational doses at BWRs and RWRs // In: Occupational Radiation Exposure in Nuclear Fuel Cycle Facilities. Proc. of Symposium, Los Angeles, 18-22 June 1979, IAEA-SM-242/40. - P. 303.

N. Butin, B. Bylkin, A. Khrulyov

Influence of the Graphite Dust Radioactivity
on the Maintenance of a Steam Generator

Abstract

In this paper the graphite dust radioactivity in the VGR-50 nuclear power plant primary circuit was determined, the dust deposit influence on a dose rate at servicing a steam generator was investigated, the occupational exposure during surveillance and maintenance was estimated.

ЛОКАЛЬНАЯ ТЕПЛОТДАЧА ТРУБЫ МОДУЛЬНОГО ПУЧКА

При проектировании парогенераторов для установок с газоохлаждаемыми реакторами в качестве теплообменной поверхности находят применение спиральные змеевиковые модули с круглыми вытеснителями внутри спиралей [1]. В связи со сложной геометрией живого сечения для прохода газа в модульных пучках возникает неравномерное распределение потока газа, обуславливающее неравномерность коэффициента теп-

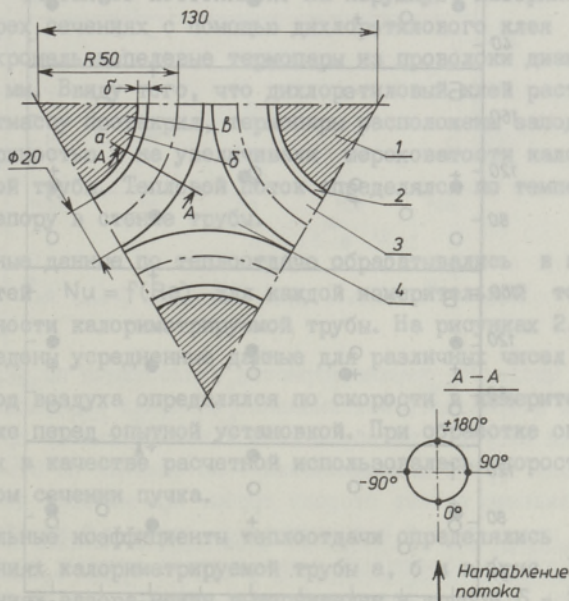


Рис. 1. Поперечный разрез модели модульного пучка. 1 - Вытеснитель, 2 - зазор между трубой и вытеснителем, 3 - труба, 4 - межмодульное пространство.

лоотдачи по периметру трубы модуля. При постоянных шаге треугольной решетки модулей и диаметре навивки труб модуля коэффициент теплоотдачи зависит от диаметра круглых вытеснителей внутри спиралей. В работе [2] показано, что при определенном значении диаметра вытеснителя теплогидравлическая эффективность модульного пучка будет максимальной. Поскольку модульные поверхности будут работать в установках, к которым предъявляются особые требования по надежности, представляют интерес и локальные коэффициенты конвективной теплоотдачи по окружности трубы, которые в случае большой неравномерности могут вызвать появление дополнительных температурных напряжений в стенке трубы модуля.

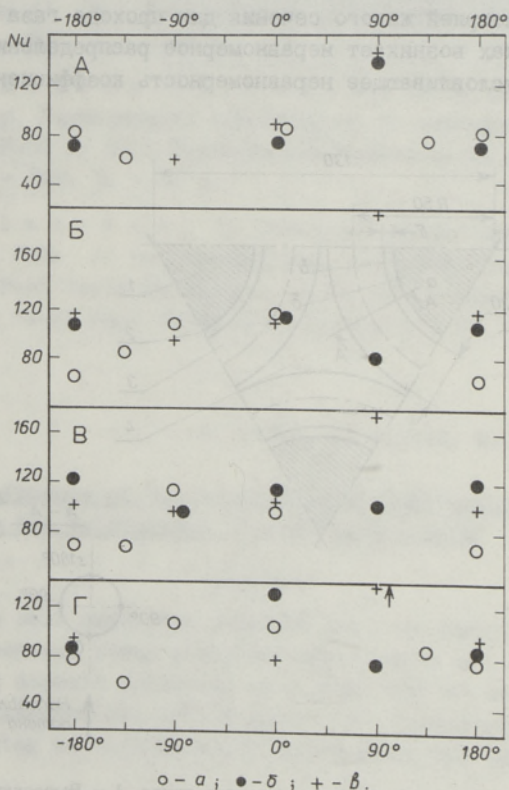


Рис. 2. Теплоотдача трубы модульного пучка.
а, б, в - сечения трубы. $Re = 18000$.

Для исследования коэффициентов локальной конвективной теплоотдачи спиральной трубы модуля изготовлена модель модульного пучка, состоящего из трех 1/6 частей модулей с соответствующими им частями вытеснителей (рис. 1). Описание опытного стенда приведено в работе [2]. В ходе опытов для изменения живого сечения для прохода газов использовались вытеснители различных диаметров. Измерительная схема в течение всех опытов оставалась неизменной.

Калориметрировалась восьмая труба одного из модулей. Остальные трубы были необогреваемыми. Калориметрируемая труба изготовлена из самотвердеющей пластмассы-протакрила в специальной пресс-форме и имеет толщину стенки 2 мм. Внутри трубы, заполненной кипящей водой, расположен нагреватель. Один конец калориметрируемой трубы заглушен, а на другом конце расположен конденсатор в виде стеклянной трубки. Таким образом температура внутренней поверхности опытной трубы считалась постоянной. На наружную поверхность трубы в трех сечениях с помощью дихлорэтилового клея закреплены хромель-копелевые термодпары из проволоки диаметром 0,064 мм. Ввиду того, что дихлорэтиловый клей растворяет пластмассу протакрил, термодпары расположены заподлицо с поверхностью и не увеличивали шероховатости калориметрируемой трубы. Тепловой поток определялся по температурному напору в стенке трубы.

Опытные данные по теплоотдаче обрабатывались в виде зависимостей $Nu = f(Re)$ для каждой измерительной точки на поверхности калориметрируемой трубы. На рисунках 2, 3 и 4 приведены усредненные данные для различных чисел Re .

Расход воздуха определялся по скорости в измерительном участке перед опытной установкой. При обработке опытных данных в качестве расчетной использовалась скорость в самом узком сечении пучка.

Локальные коэффициенты теплоотдачи определялись в трех сечениях калориметрируемой трубы а, б и в (рис. 1) при значениях зазора между вытеснителем и трубой $\delta = 2, 5, 10$ и 16 мм (на рис. 2, 3 и 4 соответственно А, Б, В и Г).

По окружности трубы локальный коэффициент теплоотдачи изменяется более чем в 2 раза (рис. 2, 3 и 4). С увеличе-

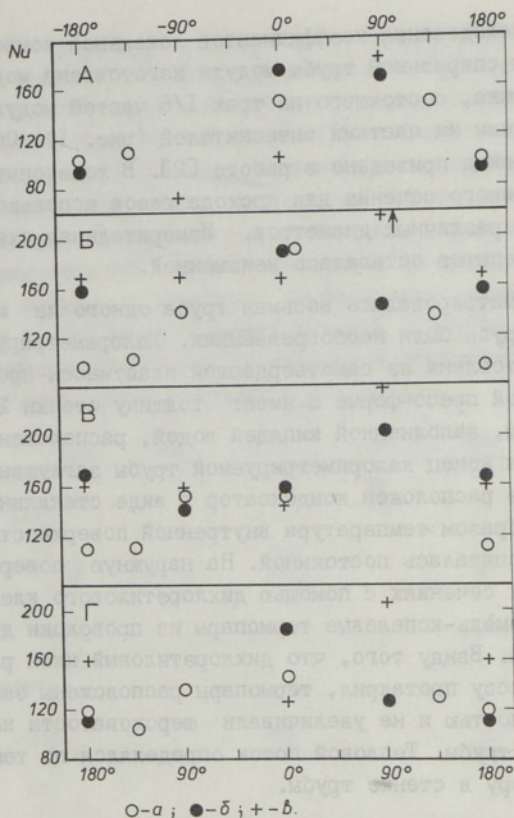


Рис. 3. Теплоотдача трубы модульного пучка. $Re = 25000$.

нием числа Re неравномерность теплоотдачи по окружности трубы возрастает. Максимальные значения коэффициента теплоотдачи получены на обращенной к межмодульному пространству стороне трубы, а минимальные - на тыльной по отношению к направлению потока стороне трубы. При меньших величинах зазора между трубой и вытеснителем локальный коэффициент теплоотдачи на обращенной к вытеснителю стороне трубы значительно (в два с половиной раза) меньше, чем на обращенной к межмодульному пространству стороне трубы. С увеличением зазора эта неравномерность уменьшается и при зазоре $\delta = 10$ мм и более теплоотдача обеих сторон трубы модуля примерно оди-

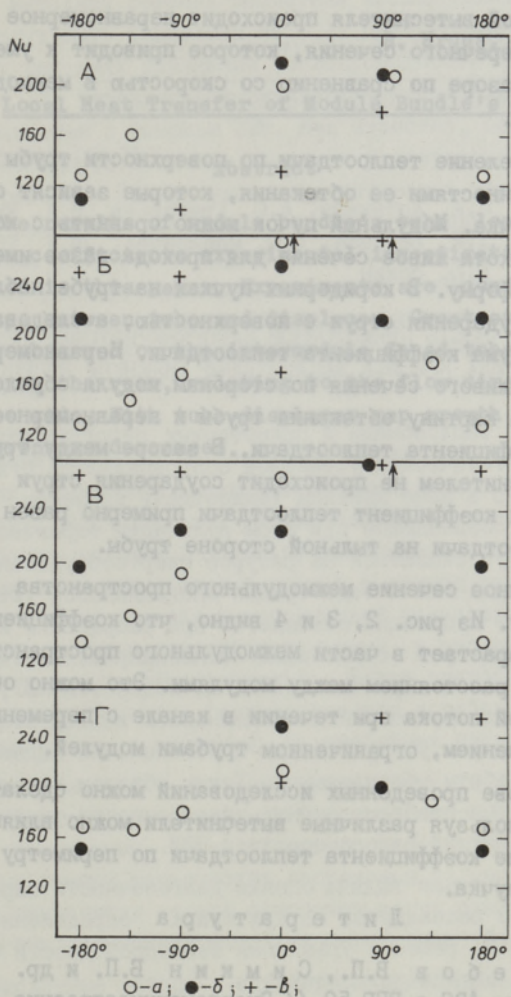


Рис. 4. Теплоотдача трубы модульного пучка. $Re = 35000$.

накова. Более низкий коэффициент теплоотдачи при меньших значениях зазора между трубой и вытеснителем объясняется уменьшением скорости потока в зазоре [2]. Как известно, уменьшение расстояния между рядом труб и стенкой канала вызывает сильное увеличение лобового сопротивления трубы [3]. В нашем случае с уменьшением зазора между трубой мо-

дуля и стенкой вытеснителя происходит неравномерное загромождение поперечного сечения, которое приводит к уменьшению скорости в зазоре по сравнению со скоростью в межмодульном пространстве.

Распределение теплоотдачи по поверхности трубы определяется особенностями ее обтекания, которые зависят от конфигурации пучка. Модульный пучок можно сравнить с коридорным пучком, хотя живое сечение для прохода газов имеет более сложную форму. В коридорных пучках на трубе наблюдается две точки соударения струи с поверхностью, а следовательно, и два максимума коэффициента теплоотдачи. Неравномерное загромождение живого сечения по сторонам модуля обуславливает своеобразную картину обтекания трубы и неравномерное распределение коэффициента теплоотдачи. В зазоре между трубой модуля и вытеснителем не происходит соударения струи с поверхностью и коэффициент теплоотдачи примерно равен коэффициенту теплоотдачи на тыльной стороне трубы.

Поперечное сечение межмодульного пространства подобно треугольнику. Из рис. 2, 3 и 4 видно, что коэффициент теплоотдачи возрастает в части межмодульного пространства с минимальным расстоянием между модулями. Это можно объяснить турбулизацией потока при течении в канале с переменным поперечным сечением, ограниченном трубами модулей.

На основе проведенных исследований можно сделать вывод, что используя различные вытеснители можно влиять на распределение коэффициента теплоотдачи по периметру трубы модульного пучка.

Л и т е р а т у р а

1. Г л е б о в В.П., С и м к и н Б.П. и др. Парогенератор для АЭС с ВГР-50 // Энергомашиностроение. - 1985. - № 3. - С. 21.

2. К р у с Р.А., К я а р Х.А. Об оптимальной конструкции модульного пучка теплообмена // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1985. - № 599. - С. 95-101.

3. Т а к у ж а S u z u k i, F o r h i s u k e H i - r a n o. Effects of the channel height on the flow past a circular cylinder. J SME Bulletin. - 1979. v. 22, N 167. - P. 661-668.

Local Heat Transfer of Module Bundle's Tube

Abstract

The results of module bundle's tube local heat transfer coefficients experimental investigation are presented in this paper. Experiments are conducted with four gaps between tube and displacer. Greatest heat transfer was observed on the intermodule faced tube side and minimum on the rear, relating to the flow direction of the tube side. With tube-displacer gap growth heat transfer unevenness decreases.

П.А. Антикайн, А.С. Григорьев, И.А. Клевцов,
Т.М. Лаусмаа, В.Ф. Москвичев, В.М. Трубачев,
Н.В. Эскин

ДОЛГОВЕЧНОСТЬ ПРЯМОТОЧНОЙ ПАРОГЕНЕРИРУЮЩЕЙ ТРУБЫ В УСЛОВИЯХ КРИЗИСА ТЕПЛОТДАЧИ КИПЕНИЕМ ВТОРОГО РОДА

Процесс теплообмена в прямоточных парогенераторах ядерных энергетических установок сопровождается пульсациями температур в зоне кризиса теплоотдачи кипением второго рода (КТК). Возникающие при этом пульсации термических напряжений могут сказаться на ресурсе энергооборудования, приводя к повреждениям в виде трещин многоциклового усталости. Интенсивность пульсаций повышается при разработке компактных парогенераторов с высокими теплонпряженностями. Вместе с тем в связи с ростом единичных мощностей ЯЭУ, повышением рабочих параметров и усложнением конструктивных решений резко растут требования к обеспечению надежной и безопасной работы оборудования. Таким образом весьма актуальной является проблема оценки долговечности теплонпряженных конструкций парогенераторов ЯЭУ.

В общем случае задача оценки долговечности парогенерирующих труб распадается на три этапа: определение граничных условий, решение уравнений теплопроводности и термоупругости, оценка долговечности.

При отсутствии экспериментальных данных по пульсациям температур стенки трубы в зоне КТК на первом этапе в качестве граничных используются условия теплообмена на поверхностях и температуры греющей и обогреваемой сред. Определение коэффициентов теплоотдачи и граничного паросодержания осуществляется при этом по известным эмпирическим соотношениям, температуры - по проектным значениям с использованием уравнений теплового баланса.

По методике решения расчетные исследования на втором этапе могут быть разделены на: 1) базирующиеся на аналитических решениях уравнений теплопроводности и термоупругости и 2) базирующиеся на численных методах решения этих уравнений с помощью ЭВМ. Как известно, основным преимуществом первого метода является универсальность полученных решений. Однако найти аналитические решения удается, как правило, только для одномерных задач при весьма упрощенных условиях. С другой стороны, численные методы не отличаясь универсальностью, позволяют исследовать температурные поля и термические напряжения в стенке трубы в зоне КТК при близких к реальным условиям теплообмена и переменных теплофизических свойствах в 1, 2 и 3-мерном приближении.

На третьем этапе по рассчитанным значениям пульсаций термических напряжений выполняются оценки долговечности труб в условиях многоциклового усталости. Этот этап представляется наиболее сложным, поскольку систематическое изложение основных вопросов и единый подход к оценке долговечности материалов в условиях многоциклового усталости вообще и под действием термических напряжений, в частности, в настоящее время не сформировались. Более подробно проблема оценки долговечности рассматривается в работе [1], здесь же остановимся, в основном, на проблемах второго этапа.

Выбор метода расчетного исследования и степени сложности принятой расчетной модели определяется, в первую очередь, конкретными задачами его проведения. Так для экспрессных оценок термических напряжений по измеренным пульсациям температур весьма полезными могут оказаться полученные аналитическими методами переходные функции.

Численные методы в одномерном приближении используются для исследования пульсаций температур и напряжений в стенке прямооточной парогенерирующей трубы при моделировании перемещения зоны КТК для однослойной или двухслойной стенок, с мгновенным или плавным изменением коэффициента теплоотдачи (КТО) [2]. Двухмерное приближение может быть использовано для исследования температурного поля вдоль оси трубы в зоне КТК в предположении одновременного наступления кризиса по всей окружности или вдоль окружной координаты при ручейковой модели кризиса [3]. И наконец, в

работе [4] ручейковая модель КТК исследована в трехмерной постановке, причем переходная зона моделировалась ручейками треугольной формы, при этом различным осевым координатам соответствовали различные доли смоченной части. По оценкам авторов получено хорошее совпадение с результатами, полученными на двухмерной модели [3].

С учетом вышеизложенного были использованы численные методы решения дифференциальных уравнений теплопроводности и уравнений термоупругости. Математические модели формирования полей температур и напряжений в стенке трубы в зоне КТК II рода разработаны в одно- и двухмерной постановках.

В одномерной постановке перемещение зоны КТК моделируется мгновенным периодическим изменением КТО от величины пузырькового кипения до КТО закризисного теплообмена и обратно. Температурные поля рассчитывались методом конечных разностей, термические напряжения определялись численным интегрированием известных аналитических соотношений для полого цилиндра и суммировались с напряжениями от давления.

В двухмерной ручейковой модели принимали, что на парогенерирующей поверхности трубы симметрично размещены n ручейков и столько же сухих пятен, причем часть окружности, занятая ручейками, соответствует доле смоченной части w . Интенсивность теплоотдачи смоченной части трубы определяется КТО пузырькового кипения, на остальной — КТО закризисного теплообмена. Во второй половине периода центры ручейков и сухих пятен меняются местами. Окружные и радиальные компоненты полных напряжений в двухмерном приближении определялись методом конечных элементов, причем применялись квадратные четырехугольные изопараметрические элементы. Осевая компонента определяется на основе окружной и радиальной компонент с учетом полного распределения температуры [5].

Основные расчетные исследования данной работы выполнены для двух вариантов условий теплообмена. В первом величина расчетного КТО пузырькового кипения составляет $80 \text{ кВт}/(\text{м}^2\text{К})$, КТО закризисного теплообмена — $2,2 \text{ кВт}/(\text{м}^2\text{К})$, период 3 с, во втором соответственно 43,02 и 1,192 при периоде 1 с. Остальные параметры соответствуют шестому ва-

рианту работы [5]: температура греющей среды 326°C , давление 17 МПа , КТО от греющей среды $33,5\text{ кВт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$ при внутритрубном вертикальном движении; температура обогреваемой среды $287,7^{\circ}\text{C}$ при давлении $7,2\text{ МПа}$, движение подъемное в межтрубном пространстве; трубы из стали $08Х14МФ$, $\phi 16\times 1,4$, коэффициент теплопроводности $24\frac{\text{Вт}}{(\text{м}\cdot\text{К})}$.

Для условий первого варианта проведено расчетное исследование влияния соотношения числа ручейков и доли смоченной части на величину напряжений и размаха их пульсаций, позволившие выявить наиболее жесткий режим работы парогенерирующей поверхности. На рис. 1 представлено распределение температуры, окружных и осевых напряжений вдоль угловой координаты для одноручейкового режима КТК, на рис. 2, 3 - зависимость окружных и осевых напряжений от числа ручейков и доли смоченной части. Анализ результатов показывает, что в двухмерном приближении окружные и осевые напряжения на поверхностях трубы не совпадают, в отличие от одномерного, ни по величине, ни по фазе. Максимальные окружные напряжения возникают на той части поверхности, где имеет место переход от закризисного теплообмена к пузырьковому кипению, то есть происходит смачивание ручейком жидкости. Минимальные окружные напряжения имеют место в стационарном состоянии и для одноручейкового режима зависят от окружной координаты, рис. 1. Максимум окружных напряжений и размах их пульсаций растут с уменьшением числа ручейков и существенно зависят от доли смоченной части, рис. 2. При периоде I с максимальный размах пульсаций окружных напряжений имеет место при одном ручейке и доле смоченной части 60 % и составляет 50 МПа , оставаясь, однако, ниже соответствующего значения в одномерном приближении ($53,02\text{ МПа}$). В то же время абсолютный максимум окружных напряжений ($95,35\text{ МПа}$) имеет место при доле смоченной части 85 % и несколько превышает соответствующий одномерному случаю ($93,52\text{ МПа}$).

Осевые напряжения достигают максимума в центре ручейка в конце полупериода, минимума - в центре сухого пятна. Как и окружные, осевые напряжения увеличиваются с уменьшением числа ручейков, при этом положение максимума на оси w смещено в сторону меньших долей смачивания (около 20 %). Максимальный размах пульсаций осевых напряжений (70 МПа)

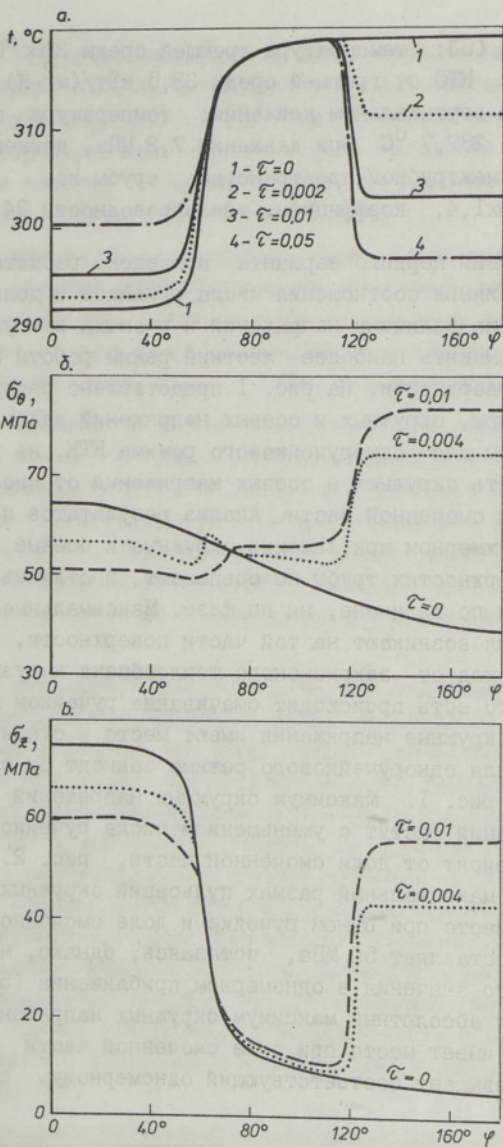


Рис. 1. Распределение температур (а), окружных (б) и осевых (в) напряжений на парогенерирующей поверхности трубы вдоль угловой координаты для одноручейкового режима КТК II рода и различных моментов времени после перемещения ручейка. При $\tau = 0$ ось ручейка находится на образующей $\varphi = 0$, $\tau > 0$ - на образующей $\varphi = 180^\circ$; $W = 30\%$.

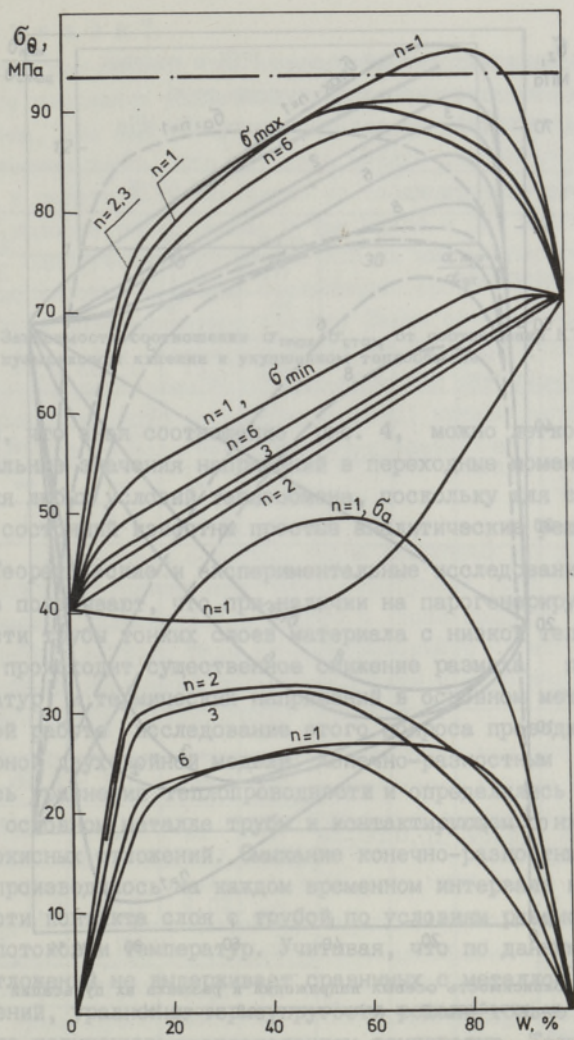


Рис. 2. Зависимость окружных напряжений и размаха их пульсаций $\Delta\sigma$ от числа ручейков n и доли смоченной части W .

наблюдается при доле смоченной части около 60 % (хотя и без выраженного максимума) и существенно превосходят соответствующие значения для окружных напряжений, причем с увеличением числа ручейков это расхождение усиливается.

В одномерном приближении для условий второго варианта проведен анализ влияния соотношений КТО пузырькового кипения и закризисного теплообмена на пульсации температур и

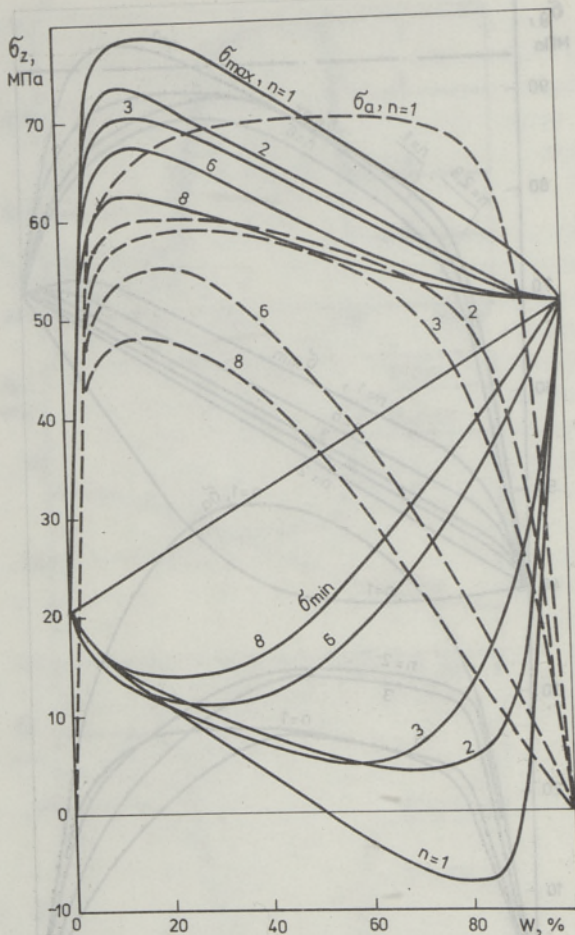


Рис. 3. Зависимость осевых напряжений и размаха их пульсаций $\Delta\sigma$ от числа ручейков n и доли смоченной части W .

напряжений парогенерирующей поверхности. Как отмечалось в работе [5], с увеличением КТЮ пузырькового кипения увеличивается как максимальное значение напряжений, так и соотношение между максимумом напряжений в переходный период от ухудшенного теплообмена к пузырьковому кипению σ_{\max} и установившимися напряжениями при пузырьковом режиме кипения $\sigma_{\text{пуз}}$. Анализ показывает, что указанное отношение $\sigma_{\max}/\sigma_{\text{пуз}}$ практически линейно связано с отношением $\alpha_{\text{пуз}}/\alpha_{\text{ух}}$, рис. 4.

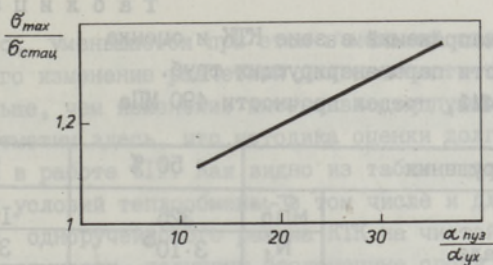


Рис. 4. Зависимость отношения $\sigma_{max}/\sigma_{стат}$ от отношения КТО при пузырьковом кипении и ухудшенном теплообмене.

Отметим, что зная соотношение рис. 4, можно легко получить максимальные значения напряжений в переходные моменты времени для любых условий теплообмена, поскольку для стационарных состояний известны простые аналитические решения.

Теоретические и экспериментальные исследования ряда авторов показывают, что при наличии на парогенерирующей поверхности трубы тонких слоев материала с низкой теплопроводностью происходит существенное снижение размаха пульсаций температур и термических напряжений в основном металле [2]. В данной работе исследование этого вопроса проводилось на одномерной двухслойной модели. Конечно-разностным методом решались уравнения теплопроводности и определялись температуры в основном металле трубы и контактирующем с ним слое железистых отложений. Смыкание конечно-разностных уравнений производилось на каждом временном интервале на поверхности контакта слоя с трубой по условиям равенства тепловых потоков и температур. Учитывая, что по данным [2] слой отложений не выдерживает сравнимых с металлом трубы напряжений, уравнения термоупругости решали только для металла по полученным распределениям температур. Толщина слоя отложений принималась равной $5 \cdot 10^{-5}$ м, плотность 5250 кг/м^3 , теплоемкость $850 \text{ Дж/(кг}\cdot\text{К)}$. Эффект слоя отложений очевиден. Как показывают приведенные в таблице данные при теплопроводности отложений $5,56 \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$, интенсивность пульсаций окружающих напряжений S_{σ} снижается по сравнению с чистой трубой на 16 %, при теплопроводности 2,3 - на 32 % (принятые значения КТП соответствуют теплопроводности плотного слоя Fe_2O_3 и слоя Fe_3O_4 [6]). Однако среднее напряжение

Т а б л и ц а

Пульсации напряжений в зоне КТК и оценка долговечности парогенерирующих труб.

Сталь 06Х14МФ, предел прочности 490 МПа

Вероятность разрушения				50 %		0		
Свойства материала				σ_{-1} , МПа	325	162,5		
				N_1	$3 \cdot 10^5$	$3 \cdot 10^5$		
				m	9	9		
Вариант	λ отлож. ВТ/(М·К)	S_d МПа	$\sigma_{m, np}$ МПа	ψ_σ	0,17	0,663	0,17	0,332
I $n = I$ $w = 35\%$ окружные напряжения	без отлож.	12,5	61,5	κ_0	26		13	
				κ_1	0,84	3,26	0,84	1,63
				N	∞	∞	∞	∞
				n_σ	9,2	4,9	4,6	3,6
I $n = I$ $w = 35\%$ осевые напряжения	без отлож.	17,5	61,5	κ_0	18,7		9,3	
				κ_1	0,6	2,34	0,6	1,17
				N	∞	∞	∞	∞
				n_σ	7,2	4,3	3,58	2,93
2 одномерное приближение	без отлож.	10,8	60,33	κ_0	30,1		15,04	
				κ_1	0,95	3,7	0,95	1,85
				N	∞	∞	∞	∞
				n_σ	10,2	5,28	5,1	3,9
2 одномерное приближение	5,56	9,1	56,9	κ_0	35,7		17,8	
				κ_1	1,06	4,15	1,06	2,07
				N	∞	∞	∞	∞
				n_σ	11,7	5,8	5,8	4,37
2 одномерное приближение	2,3	7,4	53,7	κ_0	43,9		22,0	
				κ_1	1,23	4,8	1,23	2,4
				N	∞	∞	∞	∞
				n_σ	13,6	6,46	6,8	5,0

цикла σ_m уменьшается при этом в меньшей степени, вследствие чего изменение расчетной долговечности также несколько меньше, чем изменение интенсивности пульсаций напряжений. Отметим здесь, что методика оценки долговечности приведена в работе [1]. Как видно из таблицы для всех рассмотренных условий теплообмена, в том числе и для наиболее жесткого одноручейкового режима КТК на чистой парогенерирующей поверхности, получены бесконечные сроки службы, причем с высокими коэффициентами запаса. Таким образом можно считать, что в этих условиях с точки зрения многоциклового усталости под действием чисто механических нагрузений (без учета коррозионного воздействия среды) кризис теплоотдачи кипения второго рода опасности не представляет.

В ы в о д ы

1. Рассмотрены основные этапы расчетных исследований долговечности прямооточных парогенерирующих труб в условиях циклических пульсаций температур в зоне кризиса теплоотдачи кипением второго рода и обоснован выбор численных методов решения уравнений теплопроводности и термоупругости при математическом моделировании процесса.

2. Установлено, что наиболее жесткие условия работы металла труб возникают при одноручейковом режиме кризиса теплоотдачи кипением, причем пульсации осевых напряжений существенно выше окружных, вследствие чего коэффициент запаса по осевым напряжениям в 1,22 раза ниже.

3. Соотношение между максимумом окружных напряжений в переходный период от ухудшенного теплообмена к пузырьковому кипению и установившимися напряжениями при пузырьковом кипении прямо пропорционально соотношению между коэффициентами теплоотдачи при пузырьковом кипении и ухудшенном теплообмене. Это позволяет оценить максимальные окружные напряжения в переходный период на основе известных в одномерном приближении аналитических решений для стационарного состояния.

4. Наличие на парогенерирующей поверхности отложений с низкой теплопроводностью существенно снижает размах пульсаций температур и напряжений в металле трубы (последние до 32 % при слое $5 \cdot 10^{-5}$ м с теплопроводностью $2,3 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$).

Л и т е р а т у р а

1. К л е в ц о в И.А., Л а у с м а а Т.М., М и к к И.Р. Термические напряжения в стенке трубы парогенератора с гелиевым теплоносителем и их влияние на долговечность: расчетные исследования // См. наст. сб. 93.
2. Ч и а н г Т., Ф р а н с Д.М., Б а м п Т.Р. Расчет усталости труб, вызванный неустойчивостью кризиса кипения в натриевых парогенераторах // Nucl. Eng. and Design. - 1977. - 41, - № 2, 181-191. Перевод 198/80. - М., 1980.
3. Ч ж у Р о б е р т с, Д а л ч е р. Ручейковая модель колебаний температуры и термических напряжений при кризисе теплоотдачи в испарительных трубах // Энергетические машины. - 1978. - 100. - № 3. - С. 40-49.
4. К а о Т.Т., С х о S.M., Р а i D.H. Thermal modelling of steam generator tubing under CHF-induced temperature oscillations // Int. J. Heat Mass Transfer - 1982 - N 6. P. 781-790.
5. К л е в ц о в И.А., К я а р Х.А., Л а у с м а а Т.М. К расчетному исследованию работы труб парогенератора в условиях циклических пульсаций температур // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1985. - № 599. - С. 81-94.
6. Внутритрубные образования в паровых котлах СКД / Глебов В.П., Эскин Н.Б., Трубачев В.М. и др. - М.: Энергоатомиздат. - 1983. - 240 с.

P. Antikain, A. Grigoryev, I. Klevtsov,
T. Lausmaa, V. Moskvichov, V. Trubachov,
N. Eskin

The Life Time of Once Through Steam Generating Tube under the Transition from Nucleate to Film Boiling Conditions

Abstract

The regime influence of transition from nucleate to film boiling and iron oxide deposits on the thermal stresses and tube life time is analysed.

И.А. Клевцов, Т.М. Лаусмаа,
И.Р. Микк

ТЕРМИЧЕСКИЕ НАПРЯЖЕНИЯ В СТЕНКЕ ТРУБЫ
ПАРОГЕНЕРАТОРА С ГЕЛИЕВЫМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕМ И ИХ
ВЛИЯНИЕ НА ДОЛГОВЕЧНОСТЬ: РАСЧЕТНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ

Характерной особенностью парогенератора с гелиевым теплоносителем являются относительно низкие значения коэффициентов теплоотдачи (КТО) с греющей стороны. Это приводит, во-первых, к тому, что переходные процессы при изменении КТО в зоне кризиса теплоотдачи кипением II рода (КТК) от величины пузырькового кипения до ухудшенного теплообмена имеют сравнительно большие времена до стабилизации, рис. 1, табл. 1. Во-вторых, размах пульсаций в квазистационарном режиме существенно ниже, чем при первом смазывании (при частоте пульсаций 1 Гц примерно в 2 раза).

Исследование режима кризиса теплоотдачи кипением (КТК) II рода для парогенераторов с гелиевым теплоносителем проводилось в одно- и двумерном приближениях. В одномерном приближении проведено подробное исследование переходных процессов в зоне КТК при различных частотах смены режима теплоотдачи с обогреваемой стороны для чистых труб и труб с отложениями магнетита (Fe_3O_4) на обогреваемой поверхности, табл. 1. В двумерном приближении исследованы особенности кризиса в змеевиковых поверхностях нагрева для внутренней и наружной образующих.

Параметры установки и условия теплообмена приняты следующие: поверхность теплообмена - трубы $\varnothing 22 \times 3$ мм из стали I2XIMФ в виде вертикального змеевика с диаметром навивки 110 мм, коэффициент теплопроводности стали 35,1 Вт/(мК); греющая среда - гелий (снаружи) под давлением 4 МПа, температура гелия в зоне КТК 641,5 °С, КТО к наружной стенке 1480 Вт/(м²К); давление обогреваемой

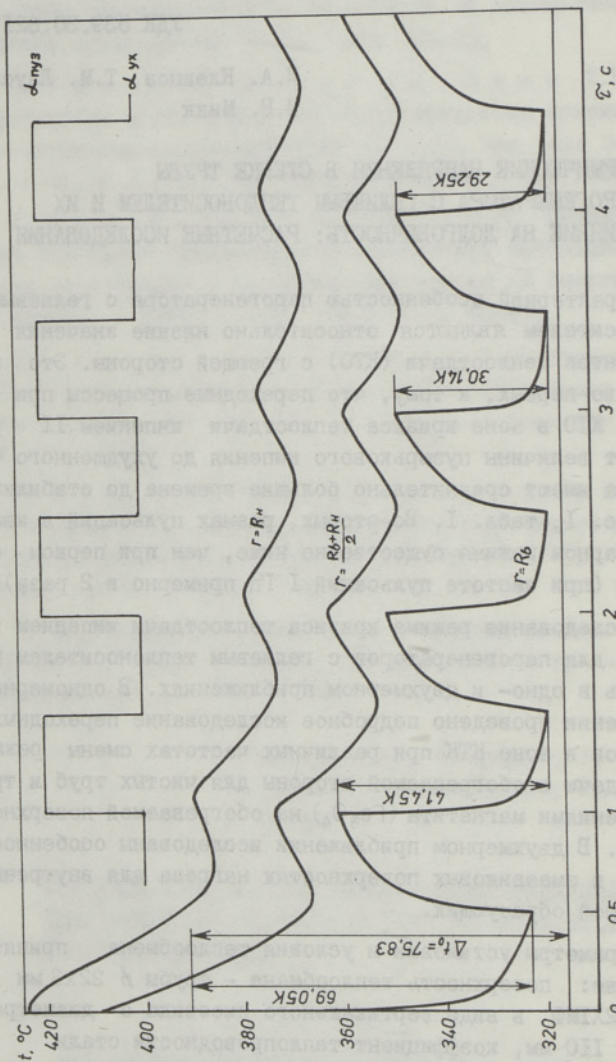


Рис. 1 а. Изменение температур стенки трубы при периодическом изменении КТО одновременно по всему периметру.

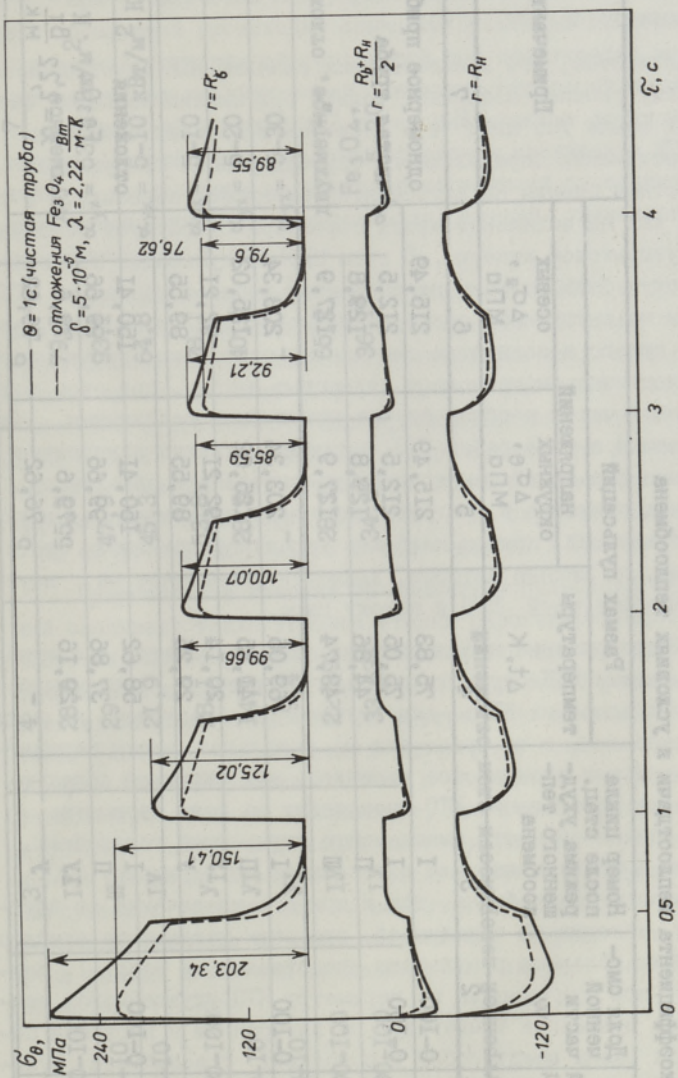


Рис. 1 б. Изменение окружных напряжений в стенке трубы при периодическом изменении КТО одновременно по всему периметру (для чистой трубы и трубы с отложениями на внутренней поверхности).

Т а б л и ц а I

Изменение размаха пульсаций температур и термических напряжений при переходе от ухужденного теплообмена к пузырьковому кипению при различных частотах изменения коэффициента теплоотдачи и условиях теплообмена

Частота изменений КТО, Гц	Доля смоченной части w	Номер цикла после стац. режима ухужденного теплообмена	Размах пульсаций			Примечания
			температуры $\Delta t, K$	напряжений		
				околожных $\Delta \sigma_{\theta}, MPa$	осевых $\Delta \sigma_z, MPa$	
I	2	3	4	5	6	7
0	0-100	I	75,83	215,49	215,49	одномерное приближение, чистая труба
0,33	0-100	I	75,05	212,5	212,5	
		II	44,86	129,8	129,8	
		III	43,74	127,9	127,9	-"
I	0-100	I	69,05	203,34	203,34	отложения Fe_3O_4 $\lambda = 2,22 \frac{BT}{M.K}$
		II	41,45	125,02	125,02	
		IV	20,14	92,21	92,21	
		Y	29,25	89,55	89,55	
I	0-100	I	58,62	150,41	150,41	
		II	37,86	99,66	99,66	
		IV	29,16	79,6	79,6	
		Y	-	76,62	76,62	

I	2	3	4	5	6	7
I	90-100	IV	28,5	55,3	79,1	двухмерное, $\alpha_{yx} = 5314 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{К}$
I	0-10	III	29	47,9	93,1	
I	0-10	IV	21,9	45,3	64,8	$\alpha_{yx} = 5-10 \text{ кВт/м}^2 \cdot \text{К}$
I	90-100	V	28,1	53,8	78,1	$\alpha_{yx} = 5-10$
I	0-10	VI	14,0	28,5	40,6	$\alpha_{yx} = 5-20$
I	0-10	VI	9,4	-	-	$\alpha_{yx} = 5-30$
I	90-100	IV	22,89	28,1	65,2	двухмерное, отложения Fe_3O_4
I	90-100	IV	33,63x	34,6x	36,1x	$\alpha_{yx} = 5-20$

x на внутренней поверхности слоя отложений

пароводяной смеси внутри трубы 10 МПа, температура насыщения 310,4 °С, критическое паросодержание потока 0,98, КТО пузырькового кипения 97,7 кВт/(м²К), КТО ухудшенного теплообмена 5,41 кВт/(м²К).

Известно, что в змеевиковых каналах КТК одновременно по всему сечению возникает только при низких массовых скоростях (ниже 700 кг/м² с). При более высоких скоростях при достижении определенного паросодержания разрушается жидкостная пленка на внутренней образующей змеевика, в то время как на остальной части периметра существует устойчивое пузырьковое кипение. В этом случае пульсации температур могут быть вызваны перемещением вдоль трубы зоны КТК, причем на внутренней образующей происходит переход от частично сухого к полностью смоченному состоянию, на наружной — от частично смоченного к полностью сухому, при этом доли смоченной части в общем случае могут быть различными. Как отмечается в ряде работ [1], экспериментально измеренные значения пульсаций температуры на внутренней образующей змеевика примерно в два раза превышают пульсации на наружной образующей, причем наиболее вероятной причиной этого явления, по мнению авторов, является уменьшение на внутренней образующей КТО к потоку пара.

Моделирование неодновременного по периметру возникновения режима КТК осуществлялось в двухмерном приближении путем чередования КТО: для внутренней образующей на доле периметра w , в то время как на остальной части периметра происходит пузырьковое кипение; для наружной образующей также чередование КТО происходит на доле периметра w , но на остальной части имеет место ухудшенный теплообмен. Расчеты выполнены как для постоянного по периметру КТО ухудшенного теплообмена, так и при его увеличении от внутренней к наружной образующей, при этом увеличение принято линейным. Основные результаты представлены в табл. I. Видно, что при постоянном по периметру КТО ухудшенного теплообмена пульсации температур на внутренней и наружной образующих равны между собой и совпадают с величиной пульсаций в одномерном приближении, пульсации окружных напряжений существенно ниже, чем в одномерном приближении и на наружной образующей ниже, чем на внутренней. Пульсации осевых напряжений выше, наоборот, на наружной образующей зме-

евика и практически совпадают здесь с одномерным приближением.

При увеличении КТО ухудшенного теплообмена к наружной образующей происходит снижение пульсаций температур и напряжений на наружной образующей при практически неизменных величинах на внутренней. Снижение пульсаций температур на наружной образующей в 2 раза, наблюдаемое экспериментально, достигается при четырехкратном увеличении КТО ухудшенного теплообмена на наружной образующей по сравнению с внутренней, при этом пульсации напряжений уменьшаются также практически в два раза.

Наличие отложений Fe_3O_4 толщиной $5 \cdot 10^{-5}$ м при условии одновременного возникновения кризиса по всему периметру (одномерное приближение) практически не влияет на величину пульсаций температуры, однако пульсации напряжений снижаются существенно: для нулевой частоты - на 30 %, для 1 Гц - на 15 %. При условии неодновременного возникновения КТК наличие слоя отложений снижает пульсации температур на внутренней образующей на 20 %, окружных напряжений - на 49 %, осевых - на 18 % (для частоты 1 Гц).

Существенное влияние на амплитуду пульсаций напряжений оказывает также толщина стенки парогенерирующей трубы. Известно, что с уменьшением толщины стенки термические напряжения и амплитуда их пульсаций непрерывно уменьшаются, в то время как напряжения от внутреннего давления возрастают. Расчеты, выполненные в одномерном приближении для толщины стенки от нуля до 3 мм и рассматриваемых условий теплообмена, рис. 2, показывают, что величины максимальных и средних полных напряжений имеют на данном отрезке выраженный минимум. Поскольку долговечность при асимметричных нагружениях зависит как от амплитуды пульсаций, так и от величины среднего за цикл напряжения, на рис. 2 представлена кривая изменения приведенной амплитуды, вычисленной по методу Гудмена:

$$\sigma_{np} = \sigma_a / (1 - \sigma_m / \sigma_b). \quad (I)$$

Для рассматриваемых условий эта кривая имеет выраженный минимум при толщине стенки 0,5 мм, причем с увеличением толщины резко возрастает. Тот же результат дает анализ представленных здесь же кривых коэффициента запаса в условиях

многоцикловой термической усталости, полученных по описываемой ниже методике. Кроме того с вероятностью 50 % бесконечный срок службы будут иметь трубы с толщиной стенки от 0,20 до 2,3 мм, с вероятностью 100 % – от 0,25 до 0,75 мм. Разумеется, для окончательных оценок долговечности необходимо учитывать целый ряд факторов, в первую очередь, влияние коррозии, однако представленные данные показывают, что чрезмерное увеличение толщины стенки нецелесообразно.

Напряжения при пульсациях температур являются неупорядоченной случайной величиной, поэтому для оценки долговечности труб под действием термических напряжений в настоящее время широкое распространение получили статистические методы, в частности, метод В.В. Болотина [2]. Этот метод основан на корреляционной теории случайных процессов и нашел широкое применение для расчета долговечности конструкций, подверженных случайным механическим воздействи-

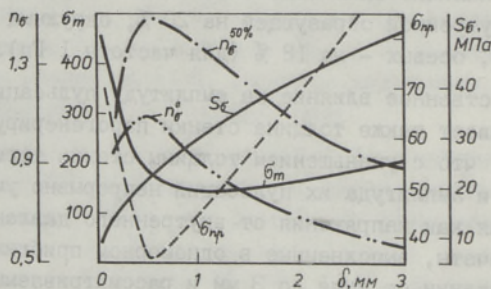


Рис. 2. Влияние толщины стенки трубы на напряжения и коэффициенты надежности при многоцикловой усталости. S_{σ} – интенсивность пульсаций напряжений при периодическом изменении КТО; σ_m – среднее напряжение цикла; $\sigma_{нр}$ – приведенная амплитуда пульсаций; $n_{\sigma}^0, n_{\sigma}^{50\%}$ – коэффициенты запаса при вероятности разрушения 0 и 50 %.

ям с неограниченными выбросами. При использовании метода Болотина предполагаются известными кривая усталости и статистические характеристики нагрузки – эффективный период изменения напряжений и плотность вероятности максимальных значений процесса изменения напряжений во времени.

Однако применительно к температурным напряжениям расчет долговечности по формулам Болотина дает заниженные оцен-

ки, так как размах напряжений при термопульсациях принципиально не может превзойти вполне определенной величины, зависящей от располагаемого перепада температур и условий теплообмена. В связи с этим в работе [3] предлагается уточненная расчетная методика оценки долговечности, выполненная для узкополосного гауссового случайного процесса, плотность распределения вероятности амплитуд которого подчиняется усеченному закону Релея с максимальной амплитудой $\sigma_{a, \max}$, среднеквадратичным отклонением (интенсивностью) S_σ и математическим ожиданием σ_m . Для кривой усталости вида

$$N = \begin{cases} N_1 (\sigma_{-1} / \sigma_a)^m & \text{при } \sigma_a \geq \sigma_{-1} \\ \infty & \text{при } \sigma_a < \sigma_{-1} \end{cases} \quad (2)$$

формула оценки средней долговечности принимает вид

$$\theta_n = \frac{N_1 \theta \varkappa_0^m (1 - \exp(-\delta^2/2))}{\sum_{n=0}^m C_m^n 2^{\frac{m-n}{2}} \Gamma(\frac{m-n+2}{2}) \varkappa_1^n (P[\varkappa_0 - \varkappa_1, m-n+2] - P[\delta, m-n+2])}, \quad (3)$$

где σ_{-1} - предел усталости материала, МПа;
 σ_a - амплитуда нагружений, МПа;
 m - характеризует наклон начального участка кривой усталости;
 N_1 - база испытаний;
 θ - эффективный период изменения напряжения, с;
 $\varkappa_0 = \sigma_{-1} / S_\sigma$,

где S_σ - интенсивность случайных напряжений;

$$\varkappa_1 = \psi_\sigma \sigma_m / S_\sigma,$$

где σ_m - математическое ожидание процесса;
 ψ_σ - коэффициент, характеризующий влияние асимметрии цикла на долговечность;

C_m^n - число сочетаний из m элементов по n ;

$\Gamma(x)$ - гамма-функция;

$P[x, n]$ - функция хи-квадрат распределения Пирсона;

$\delta = \sigma_{a, \max} / S_\sigma$ - параметр усечения, ограничивающий максимальные выбросы нагрузок до определенной величины.

Анализ формулы (3) показывает, что снижение интенсивности случайных нагружений до величины, соответствующей соотношению

$$\kappa_0 > \kappa_1 + \delta$$

приводит к бесконечной долговечности. Если использовать введенное в [4] применительно к детерминированным нагружениям понятие коэффициента запаса, который в условиях асимметричных случайных нагружений может быть представлен в виде

$$n_\sigma = \frac{\kappa_0}{\delta + \kappa_1}, \quad (4)$$

то можно сказать, что бесконечный срок службы достигается при $n_\sigma \geq 1$.

Рассмотрим теперь некоторые вопросы, касающиеся применения приведенных выше соотношений к исследованию долговечности труб в зоне КТК II рода и достоверности оценок долговечности. Как отмечается в [3], большинство экспериментальных данных по пульсациям температур в зоне КТК II рода обобщается зависимостью

$$S_t = \Delta t / 4.$$

Поскольку, как указывается в этой же работе, интенсивности пульсаций температур пропорциональны интенсивностям пульсаций напряжений, можно принять для последних $\delta = 2$. При расчетных исследованиях параметр усечения может быть определен как отношение пульсаций напряжений при нулевой и эффективной частотах

$$\delta = \sigma_{a,0} / \sigma_{a,\theta},$$

причем для эффективной частоты 1 Гц получаем практически такие же значения δ , как и в экспериментах.

Оценка достоверности любой расчетной методики может быть получена сравнением ее результатов с экспериментальными данными, в данном случае с кривой усталости материала. Для получения сопоставимых результатов необходимо учитывать следующее.

Во-первых, при числе циклов нагружений, существенно превышающих базу испытаний, повреждения при случайных нагружениях с усеченным распределением амплитуд определяются только предельными значениями амплитуды для всей истории нагружений (с использованием приведенных выше соотношений эта величина составит $\delta \cdot S_\sigma$). Таким образом, предел усталости и допускаемые расчетные значения $\delta \cdot S_\sigma$ симметричного случайного процесса нагружений, соответствующие бесконечному сроку службы, должны совпадать. Кривая 2 на рис. 3,

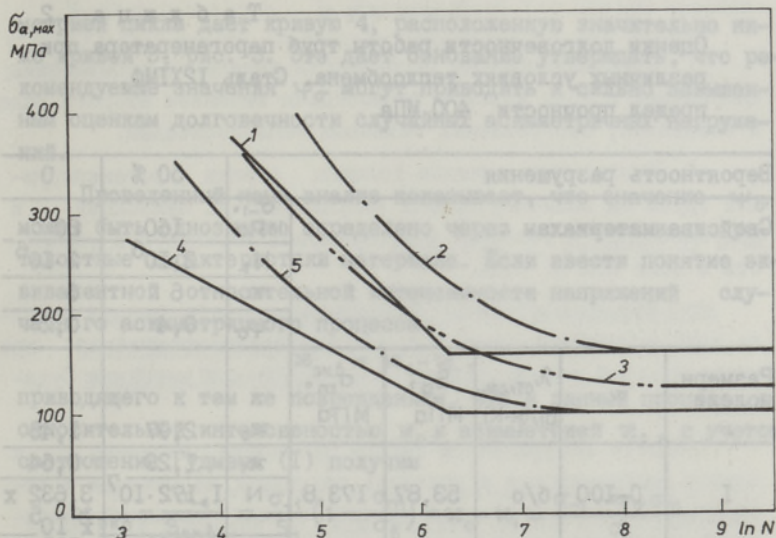


Рис. 3. Оценки долговечности в условиях многоциклового усталости.

1 - кривая усталости стали 12Х1МФ; 2 - долговечность при случайных симметричных нагружениях по (3); 3 - долговечность при асимметричных нагружениях ($\psi_{\sigma} = 0,17$; $\kappa_1 = 0,548$); 4 - кривая усталости при той же асимметрии; 5 - долговечность при той же асимметрии и $\psi_{\sigma} = \sigma_{-1}/\sigma_b = 0,4$ ($\kappa_1 = 1,29$).

рассчитанная по (3) и исходной кривой усталости I в координатах $\delta \cdot S_{\sigma} - N$, удовлетворяет поставленным условиям. Видно также, что на начальном участке кривая 2 находится выше кривой усталости, что качественно хорошо согласуется с результатами экспериментальных испытаний с переменной амплитудой [5].

Во-вторых, при случайных асимметричных нагружениях возникает проблема получения сопоставимых с детерминированными нагружениями оценок асимметрии цикла. Так, если для рассматриваемых условий использовать при определении расчетного коэффициента асимметрии цикла κ_1 среднее из рекомендуемых в работе [4] значений коэффициента $\psi_{\sigma} = 0,17$, то для чистой трубы при частоте 1 Гц и одновременном возникновении КТК по всему периметру получим $\kappa_1 = 0,458$ (см. табл. 2). Расчет по соотношению (3) дает в этом случае кривую 3. Пересчет исходной кривой усталости по методу Гудмена к условиям детерминированных нагружений с той же асим-

Таблица 2

Оценки долговечности работы труб парогенератора при различных условиях теплообмена. Сталь 12Х1МФ, предел прочности 400 МПа

Вероятность разрушения					50 %	0	
Свойства материала					σ_{-1} , МПа	160	80
					N_1	$2 \cdot 10^6$	$2 \cdot 10^6$
					m	6	6
					ψ_σ	0,4	0,2
Размерн. модели	w	$\lambda_{отлож}$, Вт/(м·К)	S_d , МПа	σ_{m0} , МПа			
I	0-100	б/о	53,87	173,8	κ_0	2,97	1,48
					κ_1	1,29	0,64
					N	$1,172 \cdot 10^7$	$3,632 \times 10^5$
					$\tau, ч$	3260	101
					n_σ	0,9	0,56
I	0-100	2,22	37,6	154,0	κ_0	4,25	2,13
					κ_1	1,64	0,82
					N	∞	$2,442 \times 10^6$
					$\tau, ч$	∞	678
					n_σ	1,17	0,76
2	90-100	б/о	39,05	117,5	κ_0	4,1	2,05
					κ_1	1,2	0,6
					N	∞	$3,81 \cdot 10^6$
					$\tau, ч$	∞	1058
					n_σ	1,28	0,79
2	0-10	б/о	20,3	153,4	κ_0	7,88	3,94
					κ_1	3,02	1,51
					N	∞	∞
					$\tau, ч$	∞	∞
					n_σ	1,57	1,12
2	90-100	2,22	32,6	99,3	κ_0	4,91	2,45
					κ_1	1,22	0,61
					N	∞	$2,936 \cdot 10^7$
					$\tau, ч$	∞	8156
					n_σ	1,52	0,94

$$\alpha_{yx} = 5-20 \frac{\text{кВт}}{\text{м}^2 \cdot \text{К}}$$

метрией цикла дает кривую 4, расположенную значительно ниже кривой 3, рис. 3. Это дает основание утверждать, что рекомендуемые значения ψ_{σ} могут приводить к сильно завышенным оценкам долговечности случайных асимметричных нагружений.

Проведенный нами анализ показывает, что значение ψ_{σ} может быть однозначно определено через механические и усталостные характеристики материала. Если ввести понятие эквивалентной относительной интенсивности напряжений случайного асимметричного процесса

$$\varkappa_{\text{экв}} = \varkappa_0 - \varkappa_1,$$

приводящего к тем же повреждениям, что и данный процесс с относительной интенсивностью \varkappa_0 и асимметрией \varkappa_1 , с учетом соотношения Гудмена (I) получим

$$\varkappa_{\text{экв}} = \frac{\sigma_{-1}}{S_{\text{экв}}} = \frac{\sigma_{-1}}{S_{\sigma}} \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_b}\right) = \varkappa_0 - \varkappa_1 = \frac{\sigma_{-1} - \psi_{\sigma} \sigma_m}{\sigma_a}.$$

Отсюда получим выражение для ψ_{σ} в виде

$$\psi_{\sigma} = \frac{\sigma_{-1}}{\delta_b}. \quad (5)$$

Оценка долговечности по (3) с использованием (5) дает $\varkappa_1 = 1,29$ и кривую 5, рис. 3. Видно, что, как и в случае симметричных нагружений, кривая 5 на начальном участке выше соответствующей кривой усталости 4 и совпадает с ней при больших долговечностях.

Отметим, что при выборе в качестве исходной кривой усталости с нулевой вероятностью разрушения предел усталости принимается в 2 раза меньшим [3]. Это приводит к расширению расчетной зоны упругих колебаний и, таким образом, к снижению влияния асимметрии цикла на долговечность при тех же интенсивностях нагружений. При использовании соотношения (5) это изменение расчетного характера нагружений учитывается автоматически, приводя к соответствующему изменению \varkappa_1 .

Оценки долговечности, выполненные по описанной методике для приведенных в табл. I условий нагружений, содержатся в табл. 2.

В ы в о д ы

1. Проанализированы особенности изменения термических напряжений в зоне кризиса теплоотдачи кипением второго рода в змеевиках, обогреваемых гелиевым теплоносителем.

2. Рассмотрено влияние толщины стенки парогенерирующей трубы на величину полных напряжений, их пульсаций и долговечность в условиях многоциклового термической усталости в зоне КТК II рода.

3. Изложены основные этапы оценки долговечности металла труб в условиях случайных асимметричных нагружений при многоциклового усталости (на базе расчетной методики Судакова).

Понятие коэффициента запаса прочности применено к оценке долговечности в условиях случайных нагружений и выведено его выражение через характеристики пульсаций напряжений. Получено соотношение, связывающее коэффициент ψ_{σ} (характеризующий влияние асимметрии цикла) с механическими и усталостными характеристиками материала.

4. Приведены оценки долговечности труб парогенератора с гелиевым теплоносителем для различных условий возникновения кризиса теплоотдачи кипения второго рода.

Л и т е р а т у р а

1. Исследование тепловых процессов, протекающих в змеевиковом парогенераторе, обогреваемом натрием / Г.И. Авлияева, Ю.В. Красноухов, М.Е. Лебедев, Л.В. Савина // Тр. ЦКТИ. - 1983. - № 205, - С. 33-41.

2. Болотин В.В. Статистические методы в строительной механике. - М.: Стройиздат, 1965. - 280 с.

3. Исследование теплоотдачи и оценка долговечности парогенераторов / С.В. Словцов, Ю.В. Красноухов, Б.Л. Паскарь, А.В. Судаков // Тр. ЦКТИ. - 1983. - № 205. - С. 84-92.

4. Серенсен С.В., Когаев В.П., Шнейдерович Р.М. Несущая способность и расчеты деталей машин на прочность. - М.: Машиностроение, 1975. - 488 с.

5. H a i b a c h E. Fatigue data for design applica-
tions // Fatigue '81, Materials Exploitation and Design
Fatigue. - Warwick 1981. - P. 365-389.

I. Klevtsov, T. Lausmaa, I. Mikk

Thermal Stresses in the Tubes of Steam Generators
with Helium Heat Carrier and Their Influence on
the Tube Life Time: Computer Modeling

Abstract

The variation of thermal stresses in the transition zone from nucleate to film boiling in the helium heated helical coils is analysed. The method of life prediction for the tube metal is also analysed and examples of life prediction for various regime and constructional parameters are presented here.

С о д е р ж а н и е

Предисловие	3
1. Глебов В.П., Богоявленский Р.Г., Скворцов В.И. Ядерные энергорadiационные высокотемпературные установки для комплексного использования тепла и ядерного излучения ВТГР с шаровыми твэлами.	5
2. Глебов В.П., Кяр Х.А., Москвичев В.Ф., Симкин Б.П., Эскин Н.Б. Разработка конструкции паро- генератора для АЭС с ВГР-50 и вопросы его экс- периментального обоснования.	14
3. Кяр Х.А., Пикус В.Ю., Тийкма Т.Б., Шрадер И.Л. Образование графитовых отложений на поверхно- стях теплообмена парогенератора с гелиевым теп- лоносителем.	30
4. Пикус В.Ю., Шрадер И.Л., Симкин Б.П., Кууск М.М., Пообус А.П. Экспериментальное исследование тепловой эффективности парогенератора установ- ки типа ВТГР при работе на запыленном гелиевом теплоносителе.	45
5. Вийлманн И.Р., Йыгева Ю.Ю., Тали М.Ю. Тепло- физические свойства графитовой пыли.	60
6. Бутин Н.В., Былкин Б.К., Хрулев А.А. Влияние радиоактивности графитовой пыли на обслужива- ние парогенератора.	66
7. Круус Р.А., Марченков В.В. Локальная теплоот- дача спирального модульного пучка.	75
8. Антикайн П.А., Григорьев А.С., Клевцов И.А., Лаусмаа Т.М., Москвичев В.Ф., Трубачев В.М., Эскин Н.Б. Долговечность прямоточной парогене- рирующей трубы в условиях кризиса теплоотдачи кипением второго рода.	82
9. Клевцов И.А., Лаусмаа Т.М., Микк И.Р. Терми- ческие напряжения в стенке трубы парогенерато- ра с гелиевым теплоносителем и их влияние на долговечность: расчетные исследования.	93

ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПАРОГЕНЕРАТОРА
С ГЕЛИЕВЫМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕМ

Теплоэнергетика XXX

УДК 621.039

Ядерные энергорadiационные высокотемпературные
установки для комплексного использования тепла
и ядерного излучения ВГР с шаровыми твэлами.

Глебов В.П., Богоявленский Р.Г., Скворцов В.И. —
Труды Таллинского политехнического института,
1986, № 630, с. 5-13.

Рассматривается вопрос о применении нового типа ядерной установки с высокотемпературным гелиевым реактором (ВГР) для обеспечения высокопотенциальным теплом, электроэнергией и гамма-излучением энергоемких производств химической промышленности. Гамма-излучение циркулирующих в радиационном контуре шаровых уран-графитовых тепловыделяющих элементов позволяет организовать промышленное производство радиационно-химической продукции и существенно повысить эффективность комплексного использования ядерной энергии.

Рисунков - 2, библиографических наименований - 10.

УДК 621.039

Разработка конструкции парогенератора для АЭС с
ВГР-50 и вопросы его экспериментального обоснования.

Глебов В.П., Кяр Х.А., Москвичев В.Ф., Симкин Б.П.,
Эскин Н.Б. — Труды Таллинского политехнического
института, 1986, № 630, с. 14-29.

Описаны конструкционные особенности парогенератора с гелиевым теплоносителем.

Анализируются важные аспекты повышения надежности работы установки и освещены соответствующие опытные работы,

выполняемые для экспериментального обоснования основных концепций технического проекта.

Таблиц - 2, рисунков - 2, библ. наименований - 10.

УДК 621.039:536.24

Образование графитовых отложений на поверхностях теплообмена парогенераторов с гелиевым теплоносителем.

Кяр Х.А., Пикус В.Ю., Тийкма Т.Б., Шрадер И.Л. - Труды Таллинского политехнического института, 1986, № 630, с. 30-44.

Представлены экспериментальные данные о динамике роста графитовых отложений на поверхностях теплообмена парогенерирующих труб.

Стабилизированные во времени отложения снижают тепловую эффективность поверхностей на 20-30 %. Анализированы некоторые стороны механизма образования отложений.

Таблиц - 1, рисунков - 7, библ. наименований - 23.

УДК (628.511.4-032.36:621.039.534...25)

:621.039.524.2.034.3

Экспериментальное исследование тепловой эффективности парогенератора установки типа ВГР при работе на запыленном гелиевом теплоносителе. Пикус В.Ю.,

Шрадер И.Л., Симкин Б.П., Кууск М.М., Пообус А.П. - Труды Таллинского политехнического института, 1986, № 630, с. 45-59.

Изложены результаты стендового исследования, с использованием различных маломасштабных моделей трубного пучка тепловой работы парогенератора установки с ВГР-50 на гелиевом теплоносителе, содержащем мелкодисперсную графитовую пыль.

Рисунков - 8, библ. наименований - 7.

Теплофизические свойства графитовой пыли.

Вийльманн И.Р., Йыгева Ю.Ю., Тали М.Ю. - Труды Таллинского политехнического института, 1986, № 630, с. 60-65.

Представлены результаты определения эффективной теплопроводности и теплоемкости графитовой пыли в гелиевой среде, в воздухе и в условиях вакуумирования. Температуропроводность определена импульсным методом, а теплоемкость на приборе ИТ-с-400.

Рисунков - 2, библиографических наименований - 8.

Влияние радиоактивности графитовой пыли на обслуживание парогенератора. Бутин Н.В., Былкин Б.К., Хрулев А.А. - Труды Таллинского политехнического института, 1986, № 630, с. 66-74.

Определена активность графитовой пыли в первом контуре ЯЭУ с реактором ВГР-50, изучено влияние отложений пыли на радиационную обстановку при обслуживании парогенератора, оценена облучаемость персонала при проведении ППР и глушения труб.

Таблиц - 2, рисунков - 2, библиографических наименований - 8.

Локальная теплоотдача трубы модульного пучка.

Круус Р.А., Марченков В.В. - Труды Таллинского политехнического института, 1986, № 630, с. 75-81.

Приведены результаты экспериментального исследования локальных коэффициентов теплоотдачи трубы модульного пучка. Исследования проведены при четырех значениях зазора между трубой и вытеснителем. Максимальная теплоотдача наблюдается на обращенной к межмодульному пространству стороне трубы, а минимальная - на тыльной, по отношению к потоку, стороне трубы. При увеличении зазора между трубой и вытеснителем неравномерность теплоотдачи уменьшается.

Рисунков - 4, библиографических наименований - 3.

УДК 621.039:536.248

Долговечность прямоточной парогенерирующей трубы в условиях кризиса теплоотдачи кипением второго рода.

Антикайн П.А., Григорьев А.С., Клевцов И.А.,
Лаусмаа Т.М., Москвичев В.Ф., Трубачев В.М.,

Эскин Н.Б. - Труды Таллинского политехнического
института, 1986, № 630, с. 82-92.

Проанализировано влияние на термические напряжения и долговечность труб режимов кризиса теплоотдачи кипением и железоокисных напряжений.

Таблиц - 1, рисунков - 4, библиографических наименований - 6.

УДК 539.30:621.438

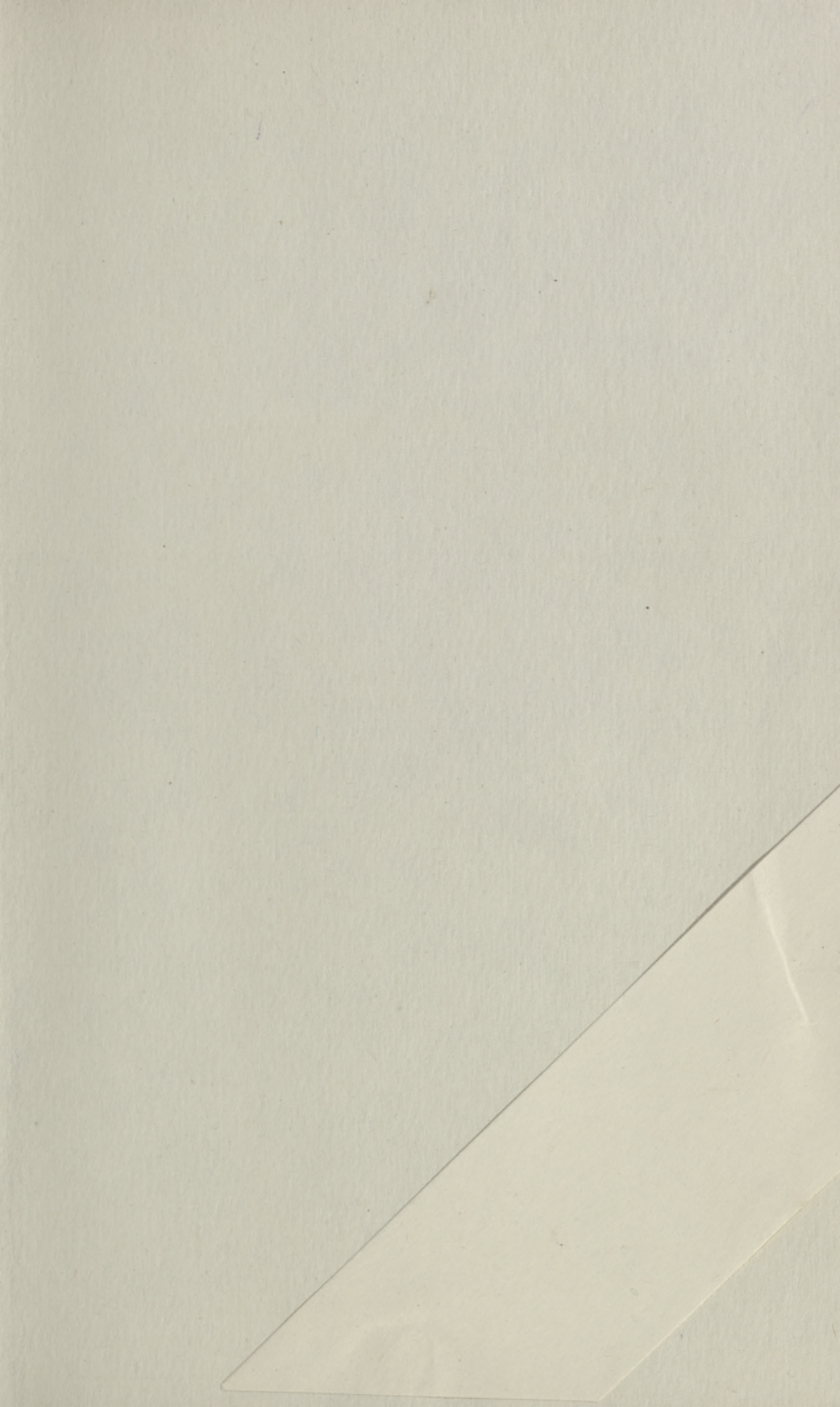
Термические напряжения в стенке трубы парогенератора с гелиевым теплоносителем и их влияние на

долговечность: расчетные исследования. Клевцов И.А.,
Лаусмаа Т.М., Микк И.Р. - Труды Таллинского
политехнического института, 1986, № 630, с. 93-107.

Проанализированы особенности изменения термических напряжений в зоне кризиса теплоотдачи кипением второго рода в змеевиках, обогреваемых гелиевым теплоносителем.

Проанализирована методика оценки долговечности металла труб и приведены примеры оценки для различных режимных и конструктивных параметров.

Таблиц - 2, рисунков - 3, библиографических наименований - 5.



Цена 85 коп.