

Er.6.7
547

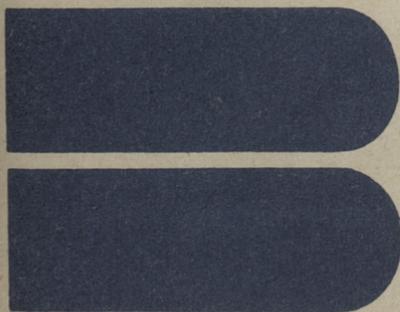
ISSN 0136-3549
0320-3360

TALLINNA
POLÜTEHNILISE INSTITUUDI
TOIMETISED
547

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО
ИНСТИТУТА

ТРИ
'83

ПРОБЛЕМЫ РАБОТЫ
КОТЕЛЬНЫХ УСТАНОВОК
ТЕПЛОВЫХ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ



547

ТРИ
'83

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621.18:620.19

●
ПРОБЛЕМЫ
РАБОТЫ
КОТЕЛЬНЫХ
УСТАНОВОК
ТЕПЛОВЫХ
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

Теплоэнергетика XXУ

Таллин 1983



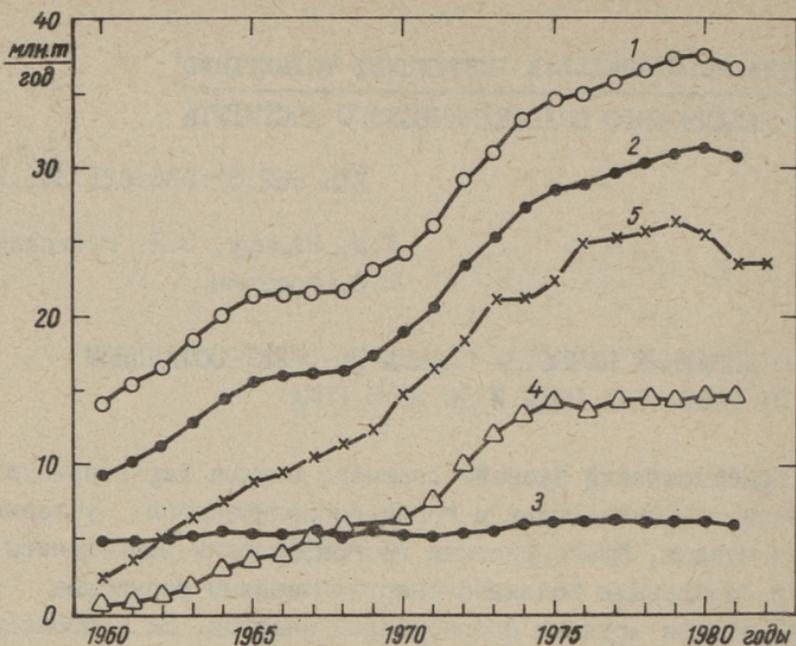
УДК 662.67:536:621.311.22

Л.М. Ёйспуу, Э.Я. Рейнсалу,
Р.Э. РоотаммО ДИНАМИКЕ КАЧЕСТВА СЛАНЦА ПО ЭЛЕКТРОСТАНЦИЯМ
ЗА 1960–1981 ГОДЫ И ДО 2005 ГОДА

Прибалтийский бассейн горючего сланца характеризуется хорошими экономическими и горно-геологическими условиями добычи сланца, благоприятным географическим размещением в бедном остальными топливно-энергетическими ресурсами регионе, вблизи крупных потребителей энергии. За последние 20–30 лет эти обстоятельства обуславливали настолько интенсивный рост объема добычи и потребления сланца (фиг. 1), что целесообразность дальнейшей интенсификации эксплуатации ограниченных запасов сланца-кукерсита была поставлена под сомнение. При современном уровне добычи (т.е. без увеличения добычи) балансовых запасов сланца категорий А + В + С_I по Эстонскому месторождению хватит на 55–60 лет, с учетом 40–50 % общих потерь при добыче и возможного частичного списания неактивных запасов баланса [1].

В настоящее время, в результате постепенного ухудшения качества энергетически используемого сланца-кукерсита [2] и (фиг. 2) признания ограниченности его балансовых запасов, а также в результате инерции расширения сланцевой промышленности стали актуальными вопросы о различных направлениях, об объемах развития сланцевой промышленности добычи и показателях качества горючего сланца.

Наиболее перспективным считается сооружение новой полупиковой электростанции большой мощности или реконструкция Прибалтийской и Эстонской ГРЭС с переводом их на маневренный режим работы. По данным [3] достигнутый ныне уровень использования энергетического сланца, 24–25 млн. т в год, позволяет заменить изношенные существующие агрегаты

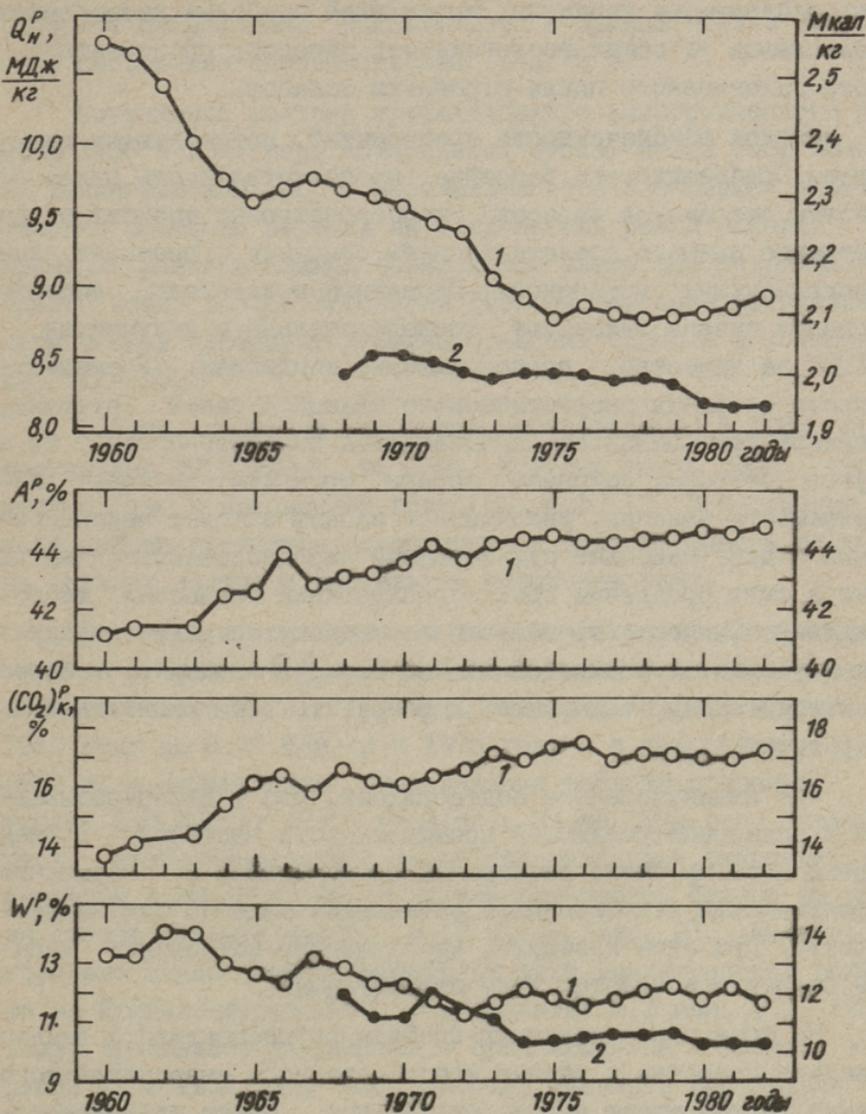


Фиг. 1. Данные добычи горючих сланцев и их энергетическое потребление в 1960-1981 годы.
 1 - добыча в Советском Союзе,
 2 - добыча по Эстонскому месторождению,
 3 - добыча по Ленинградскому месторождению и в Волжском бассейне,
 4 - добыча открытым способом в Прибалтийском бассейне,
 5 - израсходовано электростанциями Эстонглавэнерго.

на маневренные с суммарной мощностью до 6000 МВт вместо 3000 МВт в настоящее время с учетом сохранения качества сланца на уровне начала 80-х годов.

В это же время производство жидкого топлива из мелко-го сланца в крупных масштабах не внушает надежды. Несмотря на продолжающиеся промышленные испытания И. Эпик, Л. Вайк и М. Мытус в [3] делают вывод, что отсутствие метода термической переработки мелкозернистого прибалтийского сланца, удовлетворяющего требованиям защиты окружающей среды, не позволяет прогнозировать на базе Эстонского и Ленинградского месторождений горючего сланца крупномасштабного производства синтетического жидкого топлива.

При эксплуатации прибалтийского сланца с каждым годом обостряются споры вокруг взаимосвязанных основных показателей добычи и потребления: нижний предел теплоты сгорания сланцев в проекте новой электростанции или в проектах но-



Фиг. 2. Среднегодовые данные качества сланца на электростанциях Эстонглавэнерго суммарно (1) и энергетического сланца, поступающего из шахт Ленинградской области на Прибалтийскую ГРЭС (2).

вого сланцеиспользующего оборудования (котла, газогенератора и т.д.); требования вновь введенных ГОСТ на качество энергетического и технологического сланца, определяющие выход товарного сланца из запасов и величину безвозвратной потери органики сланца на отработанных площадях месторожде-

ния; действующие кондиции, выделяющие наиболее качественные слои сланца из общих геологических запасов; продолжительность законченного цикла обработки запасов.

Период обеспеченности предприятий, потребляющих сланец, сырьем Прибалтийского бассейна (продолжительность цикла обработки оставшихся запасов) непосредственно зависит от допустимого нижнего предела теплоты сгорания в проектах сланцеиспользующих установок. Проектные показатели теплоты сгорания сланца фиксируют последовательно в документах - в ГОСТ на качество, преискурантах, кондициях. Уменьшение теплоты сгорания энергетического сланца, с одной стороны, понижает рентабельность производства электроэнергии, но, с другой стороны, сокращает потери органики, повышает извлекаемость запасов, увеличивает запасы за счет некондиционных и дает наиболее существенный народнохозяйственный эффект в виде продления срока эксплуатации сланцевых месторождений. Снижение требований на теплоту сгорания продукции позволяет в сланцедобывающей отрасли внедрять более производительную технологию и сократить этим капитальные затраты.

Все вышеизложенное подтверждает, что в сланцедобывающей и сланцепотребляющей промышленности наступил период перехода от простого расширения производства к повышению эффективности использования оставшихся запасов сланца-кукерсита. При этом известно, что качество оставшихся запасов сланца повсеместно хуже отработанных.

На фоне вышеотмеченных проблем ретроспективный анализ динамики качества и объема использованного энергетического сланца приобретает новое, актуальное, более активное содержание, содействующее определению более целесообразного качества сланца для нового и существующего оборудования.

Энергетическое использование прибалтийского горючего сланца возросло на электростанциях Эстонглавэнерго от 2,5 млн. т в 1960 году до 26,2 млн. т натурального топлива в 1976 году (см. фиг. 1). После 1979 года произошло сокращение расхода сланца на электростанциях до 23,8 млн. т в 1981 году. Кроме четырех электростанций Эстонглавэнерго сланец сжигается в пылевидном виде еще на ТЭЦ СПК Сланцы в объеме около 1 млн. т в год и около 0,7 млн. т в год

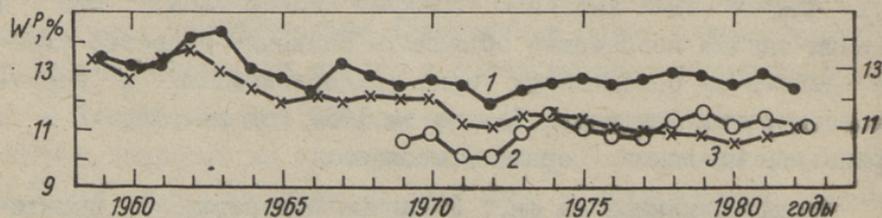
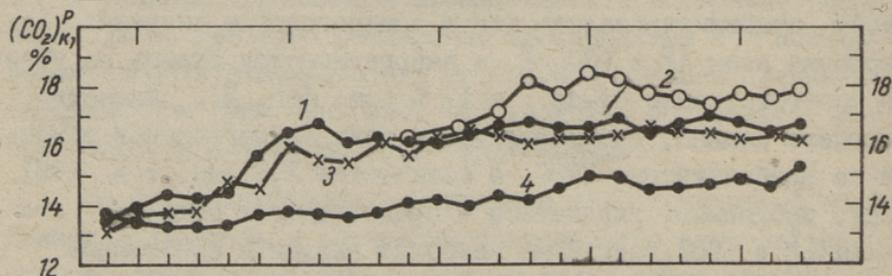
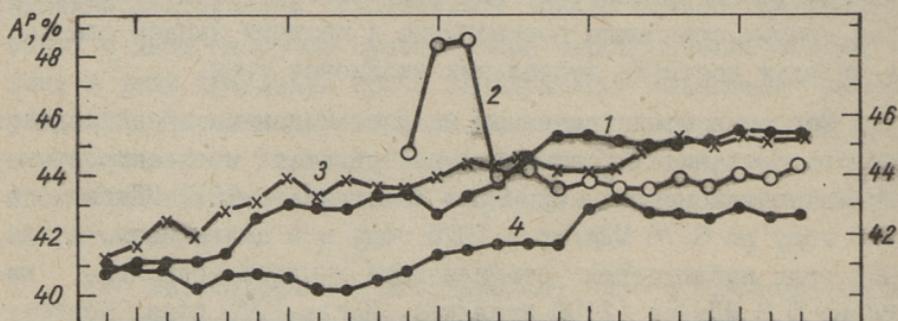
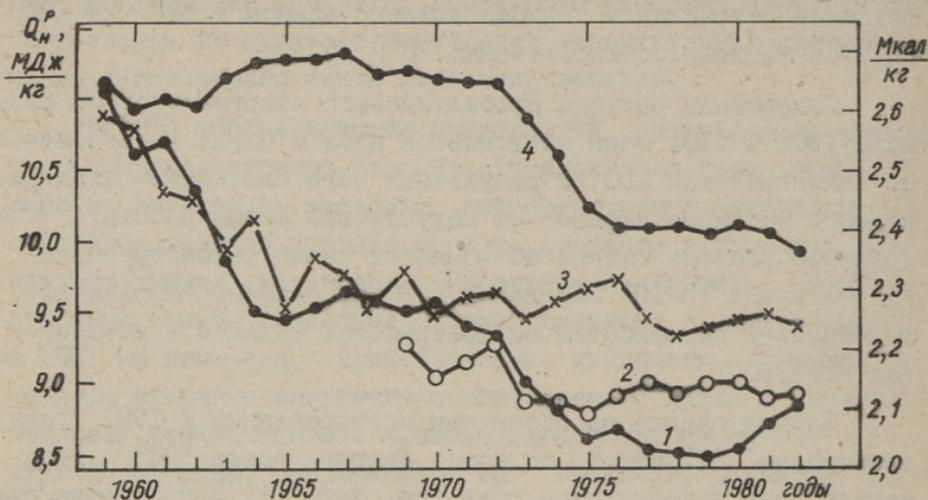
сжигается на цементном заводе Пунане Кунда. В общем энергетическое потребление прибалтийского сланца в 1979 и 1980 годы составляло соответственно 78 и 75 %.

Сокращение расхода прибалтийского энергетического сланца в 1980 и 1981 годы объясняется пуском новых энергоблоков на Ленинградской АЭС, в результате чего сланцевые электростанции частично перешли на полупиковый режим работы. Сокращение расхода сланца объясняется также реконструкцией одного котла ТП-101 Эстонской ГРЭС на сжигание продуктов термической переработки мелкозернистых сланцев в установках УТТ-3000.

Добыча сланца на Эстонском месторождении в 1981 году составляла 30,7 млн. т, то есть впервые после 1945 года меньше, чем в предыдущем году (см. фиг. 1). В последние два года добыча превышала потребление и поэтому запасы сланца на складах достигли нескольких миллионов тонн.

Согласно представленным на фиг. 2 данным среднегодовая теплота сгорания Q_H^P сланца, поступившего на электростанции Эстонглавэнерго суммарно снизилась с 10,7 МДж/кг в 1960 году до 8,76 МДж/кг в 1975 году и в дальнейшем, до 1982 года наблюдается стабилизация теплоты сгорания на уровне 8,8 МДж/кг (2100 ккал/кг). После 1975 года практически стабилизировались также среднегодовые значения содержания золы A^P и $(CO_2)_K^P$ в энергетическом сланце на уровне соответственно 44-45 и 17 % (см. фиг. 2). Качество горючего сланца, поступившего из шахт Ленинградской области на Прибалтийскую ГРЭС, в количестве 2,3 млн. т в 1981 году, продолжает ухудшаться - среднегодовая теплота сгорания Q_H^P в 1981 году была наиболее низкая и составляла 8,15 МДж/кг (1942 ккал/кг). Следует оговориться, что в данном случае невозможно объяснить снижение качества сланца действием объективных горно-технологических и горно-геологических факторов. Данные за 1982 год на фиг. 2 и 3 приведены на основе первых 9 месяцев.

Представленные на фиг. 3 данные подтверждают практически стабилизацию качества горючих сланцев в большей или меньшей степени по всем четырем показателям в период после 1975 года. В период за 1959-1975 годы в результате расширения открытого способа добычи произошло существенное ухуд-

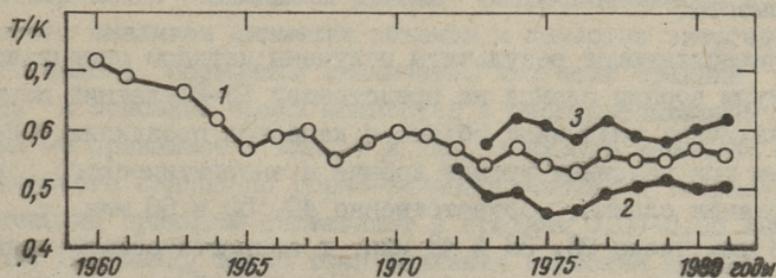


Фиг. 3. Среднегодовые показатели качества горючего сланца по отдельным электростанциям за 1960-1982 годы.

1 - Прибалтийская ГРЭС, 2 - Эстонская ГРЭС, 3 - ТЭЦ Ахтме, 4 - ТЭЦ Кохтла-Ярве.

шение качества сланцев на электростанциях. Исключение составляет ТЭЦ Кохтла-Ярве, куда до 1972 года включительно поставляли сланец ныне закрытые шахты центральной части Эстонского месторождения и поэтому там удержалась неожиданно высокая Q_H^p .

Проектная теплота сгорания сланцев для Прибалтийской ГРЭС предусмотрена $Q_H^p = 9,21$ МДж/кг (2200 ккал/кг), но с таким сравнительно качественным топливом работала электростанция лишь до 1972 года включительно. В 1975–1981 годы среднегодовые значения Q_H^p сланца на Прибалтийской ГРЭС уже существенно ниже проектного значения и составляют в среднем 8,57 МДж/кг (2045 ккал/кг). Эстонская ГРЭС, наоборот, сжигает сланцы, действительная теплота сгорания Q_H^p которых за период 1975–1981 годы составляла в среднем 8,9 МДж/кг (2128 ккал/кг), что значительно выше проектной теплоты сгорания $Q_H^p = 8,37$ МДж/кг (2000 ккал/кг) для этой электростанции. Прибалтийская и Эстонская ГРЭС сжигают основное количество энергетического сланца, соответственно 11,9 и 10,7 млн. т натурального топлива (1981 г.).



Фиг. 4. Динамика среднегодовых значений отношения песчано-глинистой (терригенной) Т и карбонатной К частей в энергетическом сланце за 1960–1981 годы.

1 — суммарно на электростанциях Эстонглавэнерго, 2 — на Эстонской ГРЭС, 3 — на Прибалтийской ГРЭС.

В минеральной части энергетического сланца с годами все в большей степени преобладала карбонатная доля, что подтверждается уменьшением отношения песчано-глинистой терригенной (Т) и карбонатной (К) частей топлива Т/К в течение 17 лет, начиная с 1960 года от 0,72 до 0,53 (см. линия 1 на фиг. 4). Среднегодовые значения Т/К за последние 5 лет выражают некоторую стабилизацию. Здесь соотно-

шения Т/К вычислены по известной формуле

$$T/K = 0,413 \frac{A}{(CO_2)_K} - 0,519.$$

В минеральной части сланцевого топлива Прибалтийской ГРЭС повышено содержание песчано-глинистой части (см. линия 3 фиг. 4), а в минеральной части топлива Эстонской ГРЭС повышено содержание карбонатной части (линия 2 на фиг. 4) уже в течение последних 9 лет.

Зависимость качества товарного сланца от горно-технологических и горно-геологических ресурсов добывающей отрасли общеизвестна и бесспорна. Несколько ограниченное отражение в научно-технической литературе нашел один из частных вопросов динамики качества отгружаемого шахтами и разрезами сланца - зависимость интенсивности снижения ценности продукции сланцедобывающей отрасли от ее объема. Так как оптимальный объем добычи и потребления энергетического сланца в Прибалтийском бассейне окончательно не определен, представляется целесообразным проанализировать упомянутую зависимость.

Нижеследующие результаты получены методом оптимизации структуры добычи сланца на предстоящий 15-20-летний период при различных значениях объема и качества продукции. Рассмотрим три условных уровня добычи и энергетического использования сланца, соответственно 40, 50 и 60 млн. т в год, в том числе 28, 38 и 48 млн. т энергетического сланца. При первом и даже при втором уровне добычи, технически возможно сохранить существующие значения средней и минимальной теплоты сгорания сланца, отгружаемой электростанциям Эстглавэнерго. Это возможно, если:

- отказаться от развития валовой комбайновой выемки пласта сланца на шахтах;
- на новых шахтах списать, то есть по-существу отнести к потерям нижние и верхние, менее качественные части пласта сланца.

Поскольку валовая выемка является наиболее эффективным способом снижения не только трудоемкости работы в подземных условиях, но и уровня эксплуатационных потерь слан-

ца, а списывание менее качественных слоев сланца не соответствует принципу рационального использования природных ресурсов, то оба выдвинутых условия невыполнимы в народно-хозяйственном аспекте. Следовательно, ориентировать будущее энергетическое использование сланца на параметры его качества, стабилизирующиеся к настоящему времени, необоснованно.

При переходе на гипотетический уровень добычи сланца 60 млн. т в год как средняя, так и минимальная теплота сгорания энергетического сланца снижаются на 0,85 МДж/кг (200 ккал/кг). Это вызвано перевооружением очистных работ на шахтах и интенсивным освоением периферийных участков Эстонского месторождения горючих сланцев.

Наш анализ выполнен для периода до 2005 г. После этого, ввиду исчерпания запасов, начнут выходить из эксплуатации действующие шахты наиболее качественной центральной части Эстонского месторождения и факторы, определяющие снижение качества энергетического сланца для варианта 60 млн. т в год, начнут действовать для любого другого варианта. Имеющиеся данные ретроспективного и прогнозного анализов динамики объемов и качества энергетического сланца позволяют заключить, что если средний темп ввода и освоения новых мощностей в сланцедобывающей отрасли не превышает 1 млн. т в год, снижение качества энергетического сланца по горно-технологическим и горно-геологическим причинам составляет в среднем 0,04–0,05 МДж/кг в год. Поскольку такой темп снижения качества непостоянен (он проявляется более резко при вводе и освоении новых предприятий), им следует руководствоваться только в долгосрочных прогнозах.

Снижение качества товарного сланца в результате ввода в эксплуатацию менее качественных запасов сланца только одна сторона проблемы рационального использования топливно-энергетических ресурсов Прибалтийского бассейна. С ним связан настолько же актуальный вопрос исчерпания запасов бассейна, выходящий, однако, за рамки данной статьи.

1. В сланцедобывающей и -потребляющей промышленности наступил период перехода от простого расширения производства к повышению качества использования оставшихся, постоянно ухудшающихся запасов сланца-кукерсита.

2. В минеральной части сланцевого топлива Прибалтийской ГРЭС повышено содержание песчано-глинистой части, а в минеральной части топлива Эстонской ГРЭС повышено содержание карбонатной части.

3. Постоянное снижение качества энергетического сланца, объективно обусловленное действием горно-технологического и горно-геологического факторов добывающей отрасли, должно быть учтено в проектах сланцеиспользующих установок, ибо от этого зависит продление срока эксплуатации Прибалтийского сланцевого бассейна. Народнохозяйственный эффект от увеличения срока службы минерально-сырьевой базы энергетики существенно превосходит возможное сокращение рентабельности производства электроэнергии, продуктов химической и термической переработки.

Л и т е р а т у р а

1. Бауков С., Морозов О., Тубли Т. Ресурсы Эстонского месторождения горючих сланцев. - Изв. АН ЭССР, т. 31, Геология, 1982, № 3, с. 100-104.

2. Эпик И.П., Ыйспуу Л.М., Ситс Х.И. О причинах изменения теплоты сгорания энергетического сланца. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1978, № 458, с. 3-14.

3. Эпик И.П., Вайк Л.Э., Мытус М.М. Научные проблемы развития энергетики Эстонской ССР. - Изв. АН СССР, Энергетика и транспорт, 1982, № 6, с. 13-18.

Über die Dynamik der Brennschieferqualität in Wärmekraftwerken in den Jahren 1960 - 1981 und bis zum Jahr 2005

Zusammenfassung

In diesem Artikel werden die Forschungsergebnisse der Qualitätsveränderlichkeit des energetischen Brennschiefers in den Estnischen Wärmekraftwerken in den letzten 22 Jahren dargestellt. Ungeachtet zeitweiliger Stabilisierung der Brennschieferqualität in den Jahren 1975 - 1981 ist in der Prognose auf weite Sicht eine weitere Verminderung der Heizwerte durchschnittlich um 0,04 - 0,05 MJ/kg jährlich zu erwarten. Das Berücksichtigen der Heizwertverminderung in Anwendungsprojekten ermöglicht den Ausbeutungstermin der Rohstoffbasis für Energetik und chemische Industrie im Baltischen Gebiet zu verlängern.

К.Э. Раур, Т.К. Пиху, Л.М. Нйспуу

КИНЕТИКА РАЗМОЛА ТОПЛИВА ПРИ УДАРНО-ОТРАЖАТЕЛЬНОМ ИЗМЕЛЬЧЕНИИ

Выяснение закономерностей изменения гранулометрического состава размалываемого топлива во времени весьма важно для разработки методов гранулометрического расчета пылеприготовительных систем. Известно [1, 2], что гранулометрический состав материала в мельнице можно в любой момент времени описать интегродифференциальным уравнением

$$D(y, t) = D(y, 0) + \int_0^t \int_y^{x_0} \frac{\partial D(x, t)}{\partial x} S(x) B(y, x) dx dt, \quad (1)$$

где D - ситовой проход, %;

y, x, x_0 - размер отверстия сита, мм;

$S(x)$ - функция отбора, представляющая скорость разрушения частиц с размером x , 1/с;

$B(y, x)$ - функция разрушения, определяющая, какая относительная доля разрушенных частиц проходит через сито с отверстиями y ,

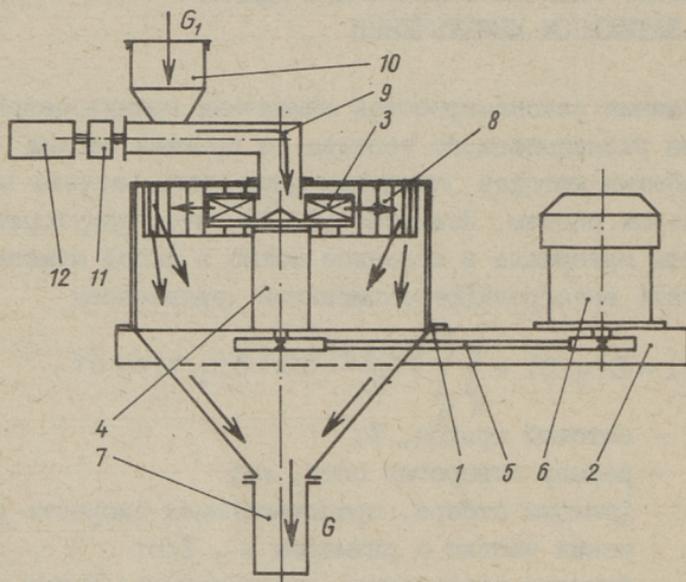
Аналитически можно решить уравнение (1) лишь при сильно упрощающих допущениях относительно формы S и B . Как правило, оно преобразуется в систему обыкновенных дифференциальных уравнений и решается каким-нибудь численным методом при помощи ЭВМ. [3, 4]. При этом очень часто систему уравнений заменяют одним матричным уравнением и процесс рассматривают как преобразование вектора начального гранулометрического состава при помощи некоторого матричного оператора W :

$$p = Wf. \quad (2)$$

Если выбрать некоторый базисный интервал времени Δt и определить функции S и B относительно этого интервала, можно (2) дать в виде [5]:

$$p = (BS + I - S) f. \quad (3)$$

Уравнение (3) находит довольно широкое применение при анализе работы шаровых мельниц в обогащательной технике [6]. При ударном измельчении естественно выбрать в качестве базисного интервала время одного прохода материала через мельницу. Исследование кинетики измельчения сводится тогда к определению гранулометрического состава после повторного пропускания материала через мельницу.



Фиг. 1. Принципиальная схема опытной установки.

- 1 - корпус, 2 - рама, 3 - ротор, 4 - подшипниковый узел, 5 - клиноременная передача, 6 - электродвигатель, 7 - пробосборник, 8 - отражательные пластины, 9 - шнековый питатель, 10 - бункер, 11 - редуктор, 12 - электродвигатель питателя.

В данной работе опыты проводились на центробежно-отражательной мельнице МЦО-50. Схема опытной установки изображена на фиг. 1. Мельница состоит из корпуса 1, рамы 2, ротора 3, подшипникового узла 4, привода, пробосборника и питателя. Материал подается шнековым питателем на распределительный конус ротора, приобретает кинетическую энергию на ускоряющих лопатках ротора и выбрасывается на отражательные пластины 8, которые жестко прикреплены к корпусу. Осколки и неразрушенные частицы накапливаются в корпусе и

пробосборнике. Тонкость помола определяется главным образом скоростью удара и наклоном отражательных пластин относительно потока материала. Некоторые данные об опытной установке приведены в табл. I.

Т а б л и ц а I

Технические данные мельницы МЦО-50

Наименование величины	Ед. изм.	Значение
Диаметр входного отверстия	мм	50
Наружный диаметр ротора	мм	250
Количество ускоряющих лопаток	-	4
Количество отражательных пластин	-	24
Диапазон скоростей удара	м/с	39,5-49,0
Мощность привода	кВт	1,1

На первый взгляд может показаться, что в одноступенчатой центробежно-отражательной мельнице при каждом прохождении все частицы претерпевают лишь один удар. В таком случае результаты были бы полностью сопоставимы с теми, которые получают при исследовании разрушения свободным ударом единичных частиц на ротационных копрах и пневмопушках. В действительности, некоторая доля материала может разрушиться уже в роторе, где частицы движутся скачкообразно, соударяясь с ускоряющими лопатками. Не исключаются и повторные соударения осколков, отлетающих с отражательных пластин, а также разрушение за счет трения материала о корпус. В работе [7] рекомендуют определить гранулометрический состав продукта при однократном прохождении мельницы при помощи эмпирической формулы

$$R_A = \sum_{i=1}^{N_i} \exp \left[- \frac{0,42(0,0135x_{ui} + 0,59)(0,159V_{\max} + 0,29) \left(\frac{v}{15} - 1 \right) k_0}{\left(\frac{x_{ui}}{x_j} - 1 \right)^{0,7}} \right] \Delta R_{ui}, \quad (4)$$

где R_A - остаток на сите с отверстием x_j мм для продукта;
 x_{ui} - средний размер частиц начальной фракции, мм;
 V_{\max} - показатель размолоспособности материала, см³;
 v - скорость удара, м/с;
 ΔR_{ui} - относительная доля начальной фракции в исходном материале.

Вторичное разрушение учитывается в этой формуле поправочным коэффициентом K_0 , что для двухступенчатой центробежно-отражательной мельницы имеет значение 1,29.

Хотя вторичные эффекты значительные, они не мешают сравнить разные центробежно-отражательные мельницы друг с другом. В рамках данной работы проводились параллельные опыты на центробежных ускорителях ЦУК-2, ЦУК-3, а также на центробежно-отражательной мельнице ЦОМ-9, которые значительно отличались по конструкции и по геометрическим размерам. Тем не менее, при одинаковой скорости и угле атаки были получены практически совпадающие гранулометрические распределения продукта.

Для решения уравнений кинетики (1 - 3) очень важно, чтобы функции $S(x)$, $B(y,x)$, $W(y,x)$ оставались постоянными во времени. Очень часто, как показали наши опыты и работы других авторов, это требование не соблюдается. Причина нелинейности уравнений кинетики размола при слоевых процессах (измельчение падающим грузом, в стержневых мельницах, в ШБМ) во взаимном влиянии, что оказывают друг на друга отдельные фракции [8]. При ударном измельчении концентрация материала в рабочей зоне невелика и этими эффектами можно пренебрегать. Тем не менее, оказывается, что значения функции отбора при первом прохождении материала через мельницу, как правило, выше, чем при последующих прохождениях. Если при размоле кварцевого песка разница оказалась сравнительно малой (порядка 10 %) [9], то в наших опытах разница оказалась значительной (для тонких фракций до двухкратной). Это явление нельзя объяснить особенностями дефектной структуры материала, как делали авторы в [9]. Скорее всего здесь проявлялась склонность примененного нами материала (горючий сланец) к образованию агломератов. После первой загрузки наблюдался регулярный режим, при котором ситовые остатки убывали по экспоненциальному закону

$$R(x, t) = C(x) e^{-k(x)t} \quad (5)$$

Коэффициент скорости $k(x)$ имел значения в пределах от 0,05 до 1,5. Корреляционные отношения были для зависимости (5) довольно высокие (порядка 0,95-0,99). Наличием данной регулярной области еще раз подтверждается постоянство функций $S(x)$ и $B(y,x)$ при ударном измельчении.

В опытах применяли горючий сланец третьего сорта, поступающий на ТЭЦ Кохтла-Ярве из горных предприятий средней части Эстонского месторождения. Максимальный размер кусков топлива был 30 мм. Топливо разделили на 13 фракций ручным просеиванием, высушили при 105 °С и оставили на 24 часа открыто в помещении для приобретения состояния равновесия. Перед употреблением каждую фракцию дополнительно просеивали для разрушения агломератов и для удаления налипшей пыли. Предварительными опытами было установлено, что достаточно воспроизводимые результаты могут быть получены порциями материала от 0,3 кг для тонких фракций до 2 кг для грубых фракций. Потери оказались при этом в пределах 0,2-2%, а расхождение между результатами параллельных опытов в пределах 2-3%. Все опыты были повторены не менее чем два раза. Каждая подготовленная фракция пропусклась через мельницу отдельно, после чего мельница была очищена и продукт помола подвергался ситовому анализу на вибрационной машине с дополнительным ручным просеиванием.

Результаты ситовых анализов были применены, в первую очередь, для определения матрицы разрушения B_{ji} . Элементы кумулятивной матрицы разрушения были вычислены по формуле:

$$\bar{B}_{ji} = \begin{cases} 1 & \text{при } i \geq j \\ \frac{100 - R(y_j)}{100 - R(x_i)} & \text{при } i < j \end{cases} \quad (6)$$

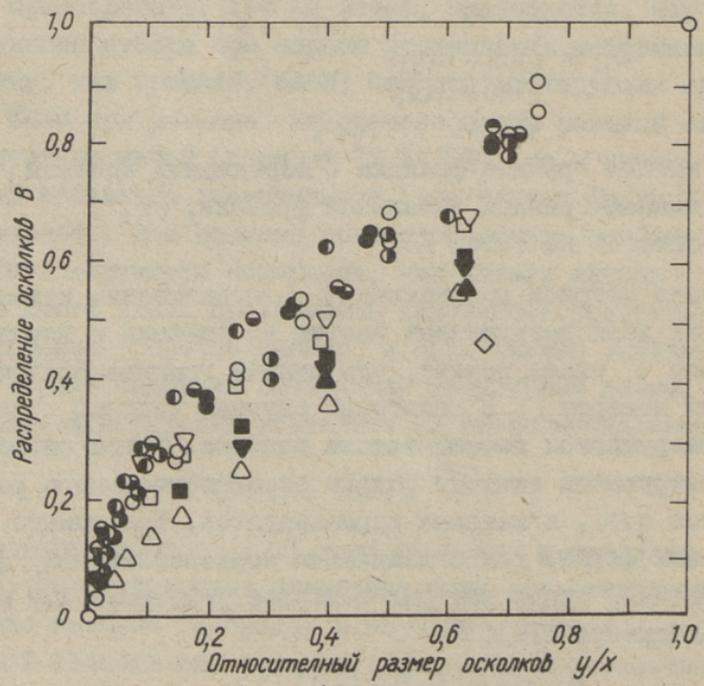
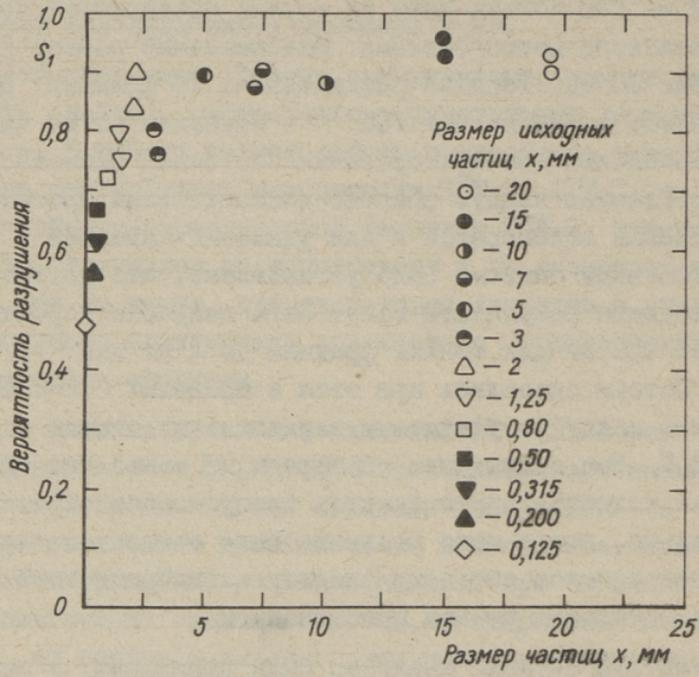
($i, j = 1 \dots l$),

где y_j - нижняя граница фракции с порядковым номером j , мм,
 x_i - нижняя граница начальной фракции, мм,
 R - остаток на сите, %.

Кумулятивная матрица разрушения \bar{B}_{ji} показывает, какая относительная доля разрушенных частиц из фракции с порядковым номером i стала меньше, чем нижняя граница фракции с порядковым номером j . В некоторых случаях частицы разных фракций разрушаются геометрически подобно. Тогда столбчики матрицы разрушения зависят только от относительного размера осколков y/x , и матрица нормализуется. Предложено ряд эмпирических формул для сглаживания нормализованных функций разрушения, среди которых наиболее универсальной можно считать следующую [10]:

$$\bar{B}_{ji} = 1 - [1 - (y_j/x_i)^b]^a, \quad (7)$$

Характеристики измельчения
($u=40$ м/с, $\alpha=60-90^\circ$)



Фиг. 2. Функция отбора и функция разрушения для эстонского горючего сланца.

где a, b - экспериментально определяемые параметры.

Так как эстонский горючий сланец очень неоднородный материал, трудно ожидать нормализуемости его матрицы разрушения. Действительно, результаты расчетов на фиг. 2-б не попадают на одну линию, чем исключается возможность нормализации. В данном случае матрицу разрушения сглаживали при помощи (7) по столбцам.

Так как уравнения (2) и (3) представляют собой фракционный баланс, в них входит матрица разрушения не в кумулятивной, а в дифференциальной форме. Дифференциальная матрица разрушения дает относительную долю разрушенных частиц, что прямо переходит из одной фракции в другую. Ее получают из кумулятивной матрицы путем вычитания соседних элементов в каждом столбике. Дифференциальная матрица разрушения приведена в табл. 2. Кумулятивная матрица разрушения сглаживалась зависимостью (7), где параметры a и b изменялись соответственно в пределах $0,32 - 1,062$ и $0,325 - 0,785$.

Функция отбора входит в выражение (3) в виде диагональной матрицы. При первом проходе через мельницу можно ее элементы вычислить прямо из результатов ситового анализа:

$$S_{ii} = \frac{100 - R(x_i)}{100} \quad (8)$$

Наиболее точно можно функцию отбора определить следующим способом. С каждой фракцией проводят 3-5 опытов и методом наименьших квадратов определяют коэффициент скорости в уравнении кинетики убывания начальной фракции (5). Легко найти связь между коэффициентом скорости и функцией отбора:

$$S(x) = 1 - e^{-k(x)} \quad (9)$$

Применение этого способа ограничено большой трудоемкостью проведения опыта. Если функцию отбора определяют методом обратного расчета на ЭВМ, то объем эксперимента уменьшается. При этом методе сперва определяют матрицу разрушения, например, из результатов опытов с отдельными фракциями. Дополнительно необходимо провести один опыт с известным исходным составом материала. По результатам этого опыта можно вычислять значения функции отбора каким-нибудь итерационным методом.

Результаты определения функции отбора приведены на фиг. 2-а и в табл. 2.

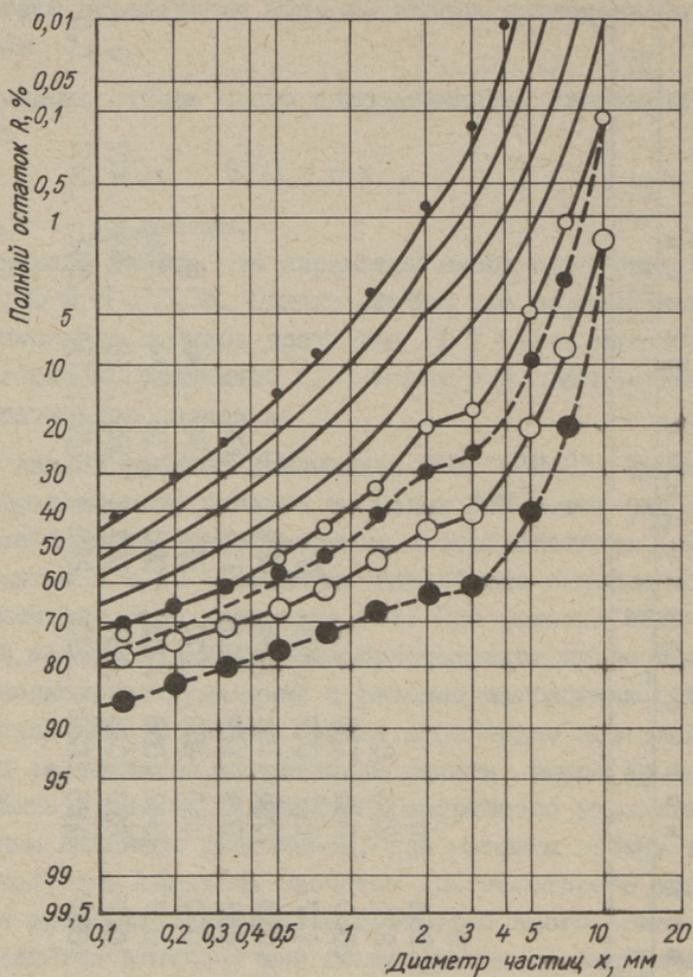
Функцию отбора часто аппроксимируют степенной зависимостью:

$$S(x) = m x^n, \quad (10)$$

где m, n - параметры.

Для горючего сланца эти параметры имеют следующие значения: $m = 0,45$ и $n = 0,36$. Однако ошибка при определении гранулометрического состава достигает 10 % после пятого прохода. Таким образом, уравнение (10) может для сланца иметь лишь вспомогательное значение.

В данной работе применялась ЭВМ "МИР-2". Решение уравнений фракционного баланса на малых ЭВМ имеет ряд особенностей, связанных с недостаточным быстродействием, ограниченной памятью и т.д. Особенности неудобства вычисления связаны с нелинейностью уравнения (3). При решении задачи на большой машине эту трудность преодолевают путем комбинирования нескольких уравнений с разными матрицами отбора и разрушения [8]. В данном случае этот прием нельзя осуществить из-за нехватки оперативной памяти. Выход из положения может быть в замене нелинейного матричного уравнения эквивалентным линейным уравнением, где матрица отбора постоянная и получена обратным расчетом для некоторого условного момента времени. В зависимости от требуемого момента времени вводится в машину или генерируется по эмпирической формуле соответствующая матрица отбора. Результаты некоторых расчетов для пятикратного прохода через мельницу приведены на фиг. 3 для двух отличающихся исходных гранулометрических составов (большие круги). Расхождение между рассчитанными и экспериментальными гранулометрическими распределениями можно считать несущественными для требований практики.



Фиг. 3. Результаты решения уравнения фракционного баланса на ЭВМ.

Л и т е р а т у р а

1. Гарднер Р.П., Аустин Л.Г. Исследование измельчения в мельнице периодического действия. - Труды Европейского совещания по измельчению. М., Стройиздат, 1966, с. 219-248.

2. Austin L.G. A review introduction to the mathematical description of grinding as a rate process. - Powder Technology, 5, 1971/1972, No. 1, p. 1-17.

3. A u s t i n L.G. e.a. Solutions of equations of grinding. - DEHEMA-Monographien, 57, 1967, No. 993-1026, Teil 1, S. 281-312.

4. L u c k i e P.T., A u s t i n L.G. A review introduction to the solution of the grinding equations by digital computation. - Minerals Science Engineering, 4, 1972, No. 2, p. 24-51.

5. B r o a d b e n t S.R., C a l l c o t t T.G. A matrix analysis of processes involving particle assemblies. - Philosophical Transactions of the Royal Society, A249, 1956, No. 960, p. 99-123.

6. Л и н ч А. Дж. Циклы дробления и измельчения. М., Недра, 1981. 343 с.

7. Б а р о н Л.И., Х м е л ь к о в с к и й И.Е. Разрушаемость горных пород свободным ударом. М., Недра, 1971. 204 с.

8. G r a n d y G.A., F u e r s t e n a u D.W. Simulation of nonlinear grinding systems: rod mills grinding. - AIME Society of Mining Engineers. Transactions, 247, 1970, No. 4, p. 348-354.

9. С м и р н о в Н.М. и др. Определение вероятности разрушения зернистого материала при многократном ударном нагружении. - Известия вузов. Химия и химическая технология, 20, 1977, № 4, с. 601-603.

10. B u l l F.A. e.a. The effect of the breakage function on the calculated values of shatter indices for a solid fuel. - Journal of the Institute of Fuel, 58, 1975, No. 397, Dec., p. 197-200.

K. Rajur, T. Pihu, L. Oispuu

Grinding Kinetics of Fuel in Impact Mills

Summary

The paper gives a brief review on comminution kinetics of oil shale in a centrifugal impact mill. Selectivity and breakage functions have been determined in the region of particle sizes from 0.125 to 20 mm. The applicability of the first-order law of grinding kinetics is observed after the first pass of the material through the mill.

✓
 А.А. Отс, А.А. Пайст, М.П. Нуутре,
 А.П. Пообус, Р.Э. Роотамм,
 Л.О. Тийслер

ПЕРЕРАСПРЕДЕЛЕНИЕ КОМПОНЕНТОВ МИНЕРАЛЬНОЙ ЧАСТИ КАНСКО-АЧИНСКИХ УГЛЕЙ В ВИХРЕВОЙ ТОПКЕ ЦКТИ

В топочном пространстве под воздействием высоких температур и газовой среды минеральная часть топлива претерпевает существенные изменения. Первоначальные минералы разлагаются на более простые соединения, образуются новые минералы, отдельные компоненты топлива улетучиваются и происходит переход отдельных частиц или всей массы минерального вещества в жидкое состояние.

Образующаяся в топочном процессе зола обычно разделяется на летучую золу - частицы золы, которые выносятся основным потоком продуктов сгорания, и шлак - частицы золы, осаждающиеся в топке.

В настоящей работе приводятся результаты исследования свойств летучей золы и шлака, полученные во время опытных сжиганий назаровского и березовского углей в котле П-49 Назаровской ГРЭС.

Котел П-49 к блоку 500 МВт двухкорпусный, прямоточный с жидким шлакоудалением, производительностью 444,4 кг/с (1600 т/ч) с расчетными параметрами пара 25 МПа (255 $\frac{\text{кгс}}{\text{см}^2}$) и 545 °С.

Топочная камера корпуса А (7А) выполнена полуоткрытой с жидким шлакоудалением с ошиповкой пода и стен топки до оси горелок. Горелки расположены на фронтальной и задней стенках топочной камеры встречно в один ярус. Подача пыли к горелкам осуществляется от центрального пылезавода системой концентрированной подачи пыли. Очистка поверхностей

нагрева осуществляется водяной обмывкой при помощи аппаратов типа М-ЗА.

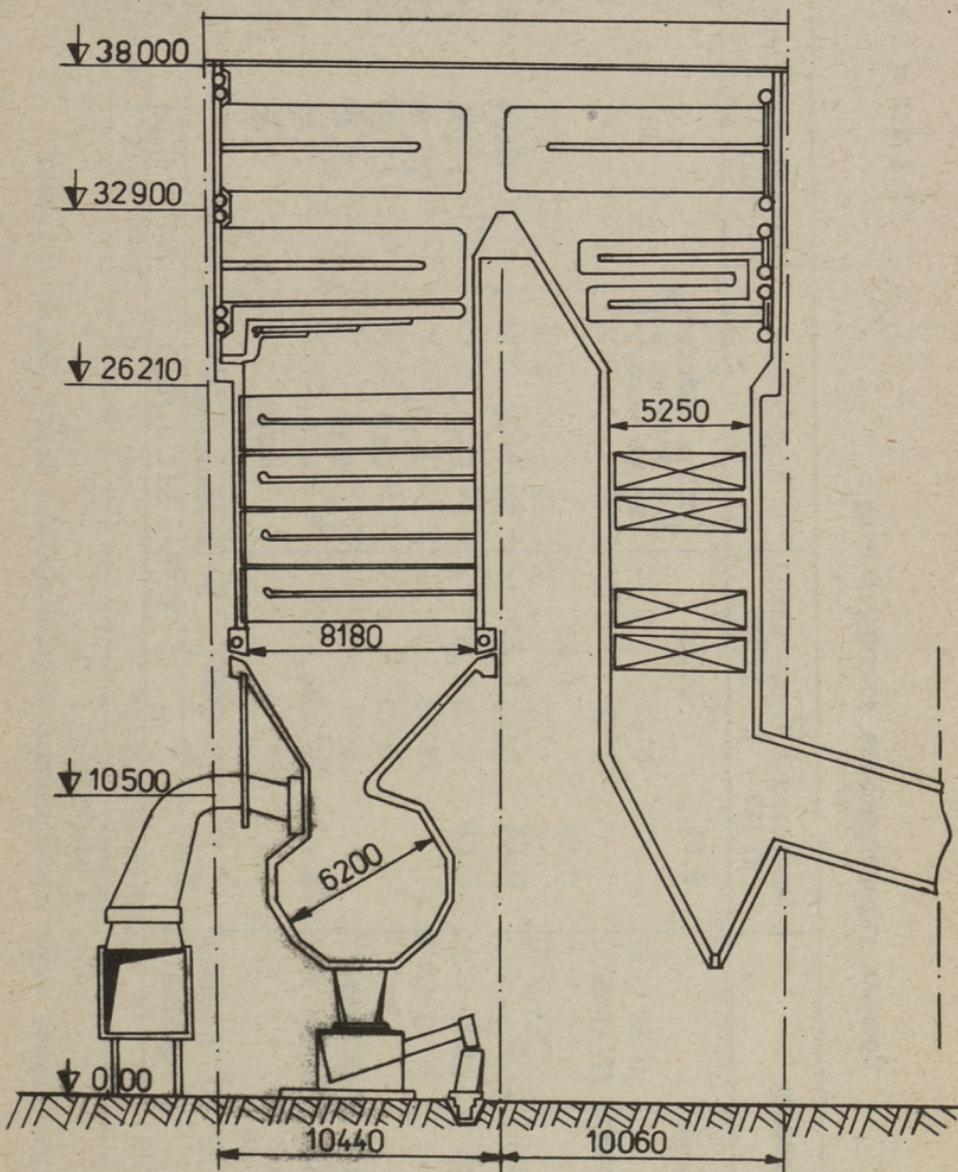
Реконструированный корпус Б (7Б) (фиг. I) снабжен вихревой топкой ЦКТИ, которая состоит из горизонтальной вихревой камеры сгорания диаметром 6,2 м, диффузора и камеры охлаждения. Топка разделена по фронту тремя двухсветными экранами на 4 секции, в каждой из которых на фронтальной стене установлены две прямооточные горелки. Очистка двухсветных и настенных экранов осуществляется глубоководными аппаратами водяной очистки (по одному на отсек).

Во время исследований поведения минеральной части назаровского и березовского углей в вихревой топке ЦКТИ нагрузка котла составляла 82-96 % от номинальной, избыток воздуха в горелках $\alpha_r = 1,14-1,29$ и максимальные температуры газов в камере горения 1500-1540 °С (по оптическому пирометру). В период опытных сжиганий использовались средства очистки - водяная очистка экранов СРЧ один раз в сутки, - газоимпульсная очистка ширм пароперегревателя и экономайзера один раз в смену.

Для выяснения характера распределения основных компонентов минеральной части назаровского и березовского углей между летучей золой и шлаком в топочном процессе, были отобраны пробы топливной пыли, летучей золы из бункеров электрофильтров, летучей золы из газохода при помощи специального пробоотборника и шлака за установкой механизированного шлакоудаления.

Характеристика поступающей в вихревую топку ЦКТИ котла П-49 угольной пыли назаровского и березовского углей приведена в табл. I.

Используемая в опытах пыль березовского угля имела повышенную зольность (по сравнению со справочными данными [1, 2]) $A^C = 9,34 - 12,13$ % (средняя $A^C = 10,68$ % табл. I) из-за того, что добыча угля велась на новом участке, на выходах угольного пласта. Содержание окиси кальция в золе (на бессерную массу) 24,64 - 32,97 %, в среднем 29,84 %, а количество окиси кремния в лабораторной золе колебалось в пределах 30,21 - 40,02 %, в среднем 34,04 %. Сухая масса березовского угля содержала горючей серы в среднем 0,43 %.



Фиг. 1. Схема котла П-48 корпус 7Б с малогабаритной секционированной вихревой топкой ЦКТИ.

Средняя характеристика топливной пыли

Наименование величины	Назаровский уголь	Березовский уголь	Компоненты	Назаровский уголь	Березовский уголь
Зольность A^c , %	9,5I	10,68	Состав лабораторной золы на бессерную массу, %	32,06	34,04
Карбонатная двуокись углерода $(CO_2)^c_k$, %	0,79	0,80	SiO_2	16,06	16,85
Колчеданная сера S^c_k , %	0,24	0,23	Fe_2O_3	10,78	11,98
Органическая сера S^c_o , %	0,22	0,20	Al_2O_3	32,85	29,84
Теплота сгорания в калориметрической бомбе Q_G , МДж/кг	24,4	24,3	CaO	7,45	6,89
			MgO	0,41	0,25
			K_2O	0,38	0,26
			Соотношение SiO_2/CaO	0,98	1,14

Характеристика шлака назаровского и березовского углей при их сжигании
в котле П-49

Наименование величины	Назаровский уголь				Березовский уголь			
	Корпус 7А		Корпус 7Б		Корпус 7Б		Корпус 7Б	
	Пределы	Средняя	Пределы	Средняя	Пределы	Средняя	Пределы	Средняя
Химический состав на бессерную массу, %								
SiO ₂	32,94-38,64	36,70	32,14-43,70	38,27	36,70-39,87		38,21	
Fe ₂ O ₃	12,46-20,00	16,31	13,93-23,62	16,62	17,74-22,47		19,84	
Al ₂ O ₃	8,29-11,91	9,59	5,55-14,86	10,08	8,68-10,89		10,15	
CaO	32,91-34,57	34,18	27,03-37,06	30,81	23,49-28,20		25,17	
MgO	2,45-6,84	5,27	2,96-5,96	4,69	4,95-6,19		5,37	
K ₂ O	0,19-0,27	0,24	0,13-0,36	0,24	0,51-0,61		0,55	
Na ₂ O	0,17-0,31	0,25	0,18-0,35	0,25	0,61-0,83		0,71	
(SO ₃) _{общ}	1,41-2,31	1,79	0,99-1,47	1,26	1,14-1,46		1,33	
(SO ₃) _{с-т}	0,23-0,95	0,57	0,14-0,92	0,61	0,82-0,98		0,88	
Степень сульфатизации K _{SO₃}	0,025-0,039	0,031	0,017-0,032	0,024	0,025-0,030		0,027	

Характеристика летучей золы назаровского и березовского углей при их сжигании в котле П-49

Наименование величины	Назаровский уголь				Березовский уголь				
	Корпус 7А		Корпус 7Б		Корпус 7Б		Корпус 7Б		
	Пределы	Средняя	Пределы	Средняя	Пределы	Средняя	Пределы	Средняя	
Химический состав на бессерную массу, %									
SiO ₂	29,53-36,21	33,82	30,45-34,70	33,01	26,24-32,72	28,63			
Fe ₂ O ₃	13,80-16,06	15,17	13,89-15,10	14,50	16,67-19,60	18,12			
Al ₂ O ₃	9,47-13,21	11,26	9,55-14,95	11,77	12,09-14,87	13,73			
CaO	32,18-34,88	33,80	32,04-38,10	34,50	29,20-34,66	32,24			
MgO	3,80-6,50	5,29	3,54-6,87	5,56	5,01-6,21	5,76			
K ₂ O	0,21-0,43	0,35	0,27-0,41	0,36	0,63-0,86	0,73			
Na ₂ O	0,25-0,37	0,30	0,27-0,36	0,31	0,65-0,83	0,80			
(SO ₃) _{общ}	3,45-4,76	3,91	4,19-6,32	6,01	7,46-8,51	7,97			
(SO ₃) _{с-г}	2,81-3,92	3,47	3,96-6,02	5,00	6,74-8,07	7,20			
Степень сульфатизации K _{SO₃}	0,059-0,090	0,069	0,069-0,13	0,094	0,14-0,16	0,15			

В таблицах 2 и 3 приведены химические составы летучей золы и шлака из котла П-49 при сжигании березовского и назаровского углей.

Видно, что при сжигании назаровского и березовского углей в топках с жидким шлакоудалением происходит некоторое перераспределение компонентов минеральной части топлива между золой и шлаком, но не так существенно, как в топках с сухим шлакоудалением при сжигании березовского угля [3]. Из-за более высокого температурного уровня в камере сгорания и лучшего перемешивания внешней и внутренней золы топлива, в вихревой топке ЦКТИ, химические реакции протекают более совершенно и поэтому такого сильного перераспределения компонентов минеральной части топлива между золой и шлаком в топке с жидким шлакоудалением не происходит.

Образующийся в вихревой топке ЦКТИ (корпус 7Б котла П-49) шлак назаровского угля содержит окись кремния 38,27 %, а летучая зола 33,01 %. Что касается содержания окиси кальция, то его содержание в летучей золе 34,50 %, а в шлаке 30,81 %. При сжигании березовского угля шлак содержит 25,17 % CaO и 38,21 % SiO₂, а летучая зола 28,63 % SiO₂ и 32,24 % CaO. Если соотношение SiO₂/CaO для топливной пыли назаровского угля равно 0,98, то это же соотношение для летучей золы и шлака соответственно 0,96 и 1,24. Соотношение SiO₂/CaO для летучей золы березовского угля 0,88 и для шлака 1,52.

Такой характер перераспределения основных компонентов минеральной части обусловлен различиями в происхождении компонентов неорганической части (окись кальция преимущественно связана с органической массой в виде гуматов, а окись кремния вносится с внешними примесями).

В топочном процессе при сжигании назаровского и березовского углей происходит и некоторое перераспределение Fe₂O₃ и Al₂O₃. Fe₂O₃ перераспределяется между уносом и шлаком подобно окиси кремния, т.е. шлак по сравнению с уносом обогащается в некоторой степени Fe₂O₃.

Заметного перераспределения щелочных металлов (K₂O, Na₂O) между потоками летучей золы и шлака не происходит.

Общее содержание серы в летучей золе с корпуса 7Б при сжигании березовского угля колеблется в пределах 7,46-

- 8,51 % (среднее содержание 7,97 %) в пересчете на SO_3 , а в шлаке I,14 - 1,46 % (среднее содержание 1,33 %). Сера в летучей золе находится, в основном, в виде сульфатной серы (среднее содержание 7,20 %). Содержание сульфатной серы от общей серы для летучей золы березовского угля с корпуса 7Б составляет $S_{c-т}/S_{oс} = 0,9$. Приведенное соотношение для шлака березовского угля намного ниже 0,66. При сжигании назаровского угля в вихревой топке ЦКТИ для летучей золы соотношение $S_{c-т}/S_{oс} = 0,83$, а для шлака 0,48.

Полноту реагирования с серой содержащихся в золе способных к сульфатизации компонентов характеризует так называемая степень сульфатизации K_{SO_3} , которая равна отношению действительного SO_3 , к теоретически возможному $SO_{3\text{теор}}$.

$$K_{SO_3} = \frac{SO_3}{SO_{3\text{теор}}}$$

$$SO_{3\text{теор}} = 1,428 CaO + 1,986 MgO + 0,850 K_2O + 1,292 Na_2O.$$

Из приведенных в таблицах 2 и 3 данных выясняется, что степень сульфатизации летучей золы назаровского и березовского углей в среднем равняется соответственно 0,094 и 0,15, а для шлака 0,024 и 0,027. Данные таблиц 2 и 3 указывают и на более полную сульфатизацию золы уноса для вихревой топки ЦКТИ по сравнению с камерной топкой корпуса 7А.

Для установления минералогического состава соединений летучей золы назаровского и березовского углей проведен их рентгенофазовый анализ на рентгеновском дифрактометре УРС - 50ИМ порошковым методом.

Наиболее интенсивные линии на дифрактограммах принадлежат сульфату кальция, α - кварцу, CaO_{cb} и Fe_2O_3 [$CaSO_4$ ($d/n = 3,498; 2,85; 2,33$), $\alpha = SiO_2$ ($d/n = 3,35; 4,25; 1,81$), CaO_{cb} ($d/n = 2,39; 1,69; 2,76$), Fe_2O_3 ($d/n = 2,69; 2,51; 1,84$)]. С линиями указанных выше компонентов совпадают или очень близко расположены линии других веществ, которые в пробах могут содержаться в малых количествах и можно предположить, что в процессах образования отложений их влияние весьма незначительно.

Рентгенофазовый анализ образцов шлака из вихревой топки ЦТИ показывает, что шлак полностью проплавленный (практически отсутствуют центры кристаллизации).

В целом необходимо отметить, что во время сжигания нагаровского ($A^C = 8,6 - 17,6 \%$) и березовского ($A^C = 9,3 - 12,1 \%$) углей в вихревой топке ЦТИ, вытекание жидкого шлака было устойчивым в исследованном диапазоне нагрузок. Сепарация в камере горения более легкоплавкой части золы (шлака) с высоким отношением $SiO_2/СаО$ (для шлака березовского угля в среднем 1,52) и обогащение шлака окислами железа Fe_2O_3 , должно благоприятно влиять на условия работы поверхностей нагрева и уменьшить возможность образования прочносвязанных железистых золовых отложений.

Содержание свободной окиси кальция в летучей золе между трубами конвективного воздухоподогревателя невелико и доходило до 4,4 % при сжигании березовского угля.

Л и т е р а т у р а

1. Энергетическое топливо СССР - М., Энергия, 1979. 128 с.
2. Тепловой расчет котельных агрегатов. - М., Энергия, 1973. 296 с.
3. Махлапуу А.Я., Отс А.А., Пайст А.А., Пообус А.П. Перераспределение компонентов неорганической части березовского угля в промышленной топке. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1978, № 450, с. 45-53.

A. Ots, A. Paist, M. Nuutre, A. Poobus,
R. Rootamm, L. Tiisler

Redistribution of Inorganic Matter of
Nazarovo and Beryozovo Brown Coals in
the Vortex Furnace ЦКТИ

Summary

In the present paper the data of chemical characteristics of the fuel, fly-ash and slag of the Nazarovo and the Beryozovo brown coals burned in vortex furnace ЦКТИ in Nazarovo power station are given. The Nazarovo and the Beryozovo coals are mined in the Kansk-Achinsk basin.

The conclusions of the components redistribution of the inorganic matter of above-mentioned coals in the wet-bottom furnace type ЦКТИ are presented.

УДК 620.193.53:621.18:669.8

✓
А.А. Отс, Я.П. Лайд, Р.Э. Рандманн,
Х.Х. СуйкИССЛЕДОВАНИЕ КОРРОЗИОННОЙ СТОЙКОСТИ ХРОМОМАРГАНЦЕВЫХ
АУСТЕНИТНЫХ СТАЛЕЙ В ПРОМЫШЛЕННЫХ УСЛОВИЯХ
МАЗУТНЫХ КОТЛОВ

Одним из возможных путей борьбы с высокотемпературной коррозией пароперегревательных труб мазутных котлов является применение материалов, которые при взаимодействии с агрессивными составляющими продуктов сгорания топлива образуют соединения, температура плавления которых выше рабочих. К таким материалам относятся хромомарганцевые аустенитные стали с ограниченным содержанием никеля. Согласно литературным данным [1] коррозионная стойкость хромомарганцевых сталей в продуктах сгорания мазута выше, чем хромоникелевой аустенитной стали. Объясняется это высоким содержанием марганца и пониженной концентрацией никеля, в результате чего тормозится диффузия серы к поверхности металла и в подокалинном слое не образуются легкоплавкие сульфиды никеля.

Для оценки коррозионной стойкости хромомарганцевых аустенитных сталей были проведены сравнительные промышленные коррозионные исследования сталей ДИ-50 (Х13Г12Н2АС2), ЭП-838 (Х12Г14Н4ОМ), ДИ-59 (ОХ13Г12АС2Н2Д2) (табл. I) и хромоникелевой аустенитной стали I2Х18Н12Т на мазутных котлах ТГМП-114 (паропроизводительностью 264 кг/с, давлением пара 25 МПа и температурой 550 °С) и ТГМ-94 (139 кг/с, 13,7 МПа, 545 °С). Котлы работали на мазуте марки 100 со средним содержанием серы 2-3 %. Опытные вставки из исследуемых труб длиной 0,8-1,5 м, диаметром 32 мм были установлены в выходные трубы первичных пароперегревателей данных котлов. До испытания с концов каждой вставки первона-

чально были отрезаны только контрольные кольца согласно стандартной методике коррозионных испытаний котельных сталей (ОСТ 108.030.01-75), а при последующих испытаниях для получения большей точности были также замерены диаметры труб в четырех плоскостях через каждые 50 мм по длине. Точное совпадение мест замера до и после испытания было достигнуто путем разметки их при помощи шаблона, ориентированного по кернам. Длительность испытания опытных вставок составляла от 6700 до 29000 ч.

Температура металла во время испытаний измерялась термомпарами, установленными на необогреваемой части труб пароперегревателя. Распределение температуры наружной поверхности труб по длине определялось расчетным способом, исходя из замеренных значений на необогреваемой части. Опытные вставки из сталей ДИ-50, ЭП-838 и 12Х18Н12Т работали на котле ТММ-114 при средней взвешенной температуре наружной поверхности 550 °С, а вставки из сталей ДИ-59 и 12Х18Н12Т - на котле ТМ-94 при 500 °С. При усреднении данных температур была учтена продолжительность работы котла на разных нагрузках и изменение наружной температуры труб при этом.

После опыта диаметры образцов, которые сравнивались с контрольными кольцами, определялись на измерительном микроскопе. Образцы, диаметры которых были замерены до опыта, подвергались очистке от окалины в жидком натрии при пропускании аммиака и замерялись микрометром.

Температура газов в районе расположения труб на котле ТММ-114 составляла в зависимости от нагрузки котла 660 - 920 °С, а на котле ТМ-94 достигала более высоких значений 1050-1100 °С.

По исследованиям ТПИ [2] глубина коррозии стали в продуктах сгорания в зависимости от времени, температуры металла и газов определяется следующей формулой:

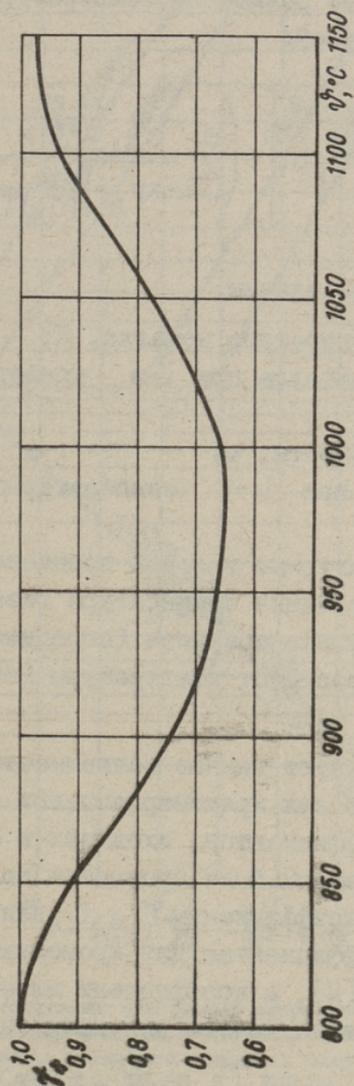
$$\ln \Delta S = A - B \gamma_{\text{ж}} T^{-1} + (C + DT) \ln \tau, \quad (I)$$

где ΔS - глубина коррозии в мм за время τ , ч;

T - температура металла;

K, A, B, C, D - коэффициенты, зависящие от марки стали;

$\gamma_{\text{ж}}$ - коэффициент, зависящий от марки стали и температуры продуктов сгорания.



Фиг. 1. Коэффициент α в зависимости от температуры продуктов сгорания для стали 12X18H12T.

Поскольку влияние температуры газа на интенсивность коррозии учитывается при помощи коэффициента $\gamma_{\text{г}}$, то для обобщения полученных экспериментальных данных был использован эквивалентный коэффициент влияния температуры газа, который учитывает переменность режима по температурам газа и металла и выражается формулой:

$$\gamma_{\text{г}_3} = \frac{C + DT_{\text{P}}}{B} T_{\text{P}} \ln \left[\tau \left(\sum_{i=1}^m \frac{\tau_i \frac{C + DT_i}{C + DT_{\text{P}}}}{\exp \frac{B \gamma_{\text{г}_i}}{(C + DT_{\text{P}}) T_i}} \right)^{-1} \right], \quad (2)$$

где кроме отмеченных величин:

T_{P} - расчетная температура металла, К;

T_i - температура металла при i -м температурном уровне процесса, К;

τ - общее время работы, ч;

τ_i - время работы при i -м температурном уровне процесса, ч;

m - число температурных уровней процесса;

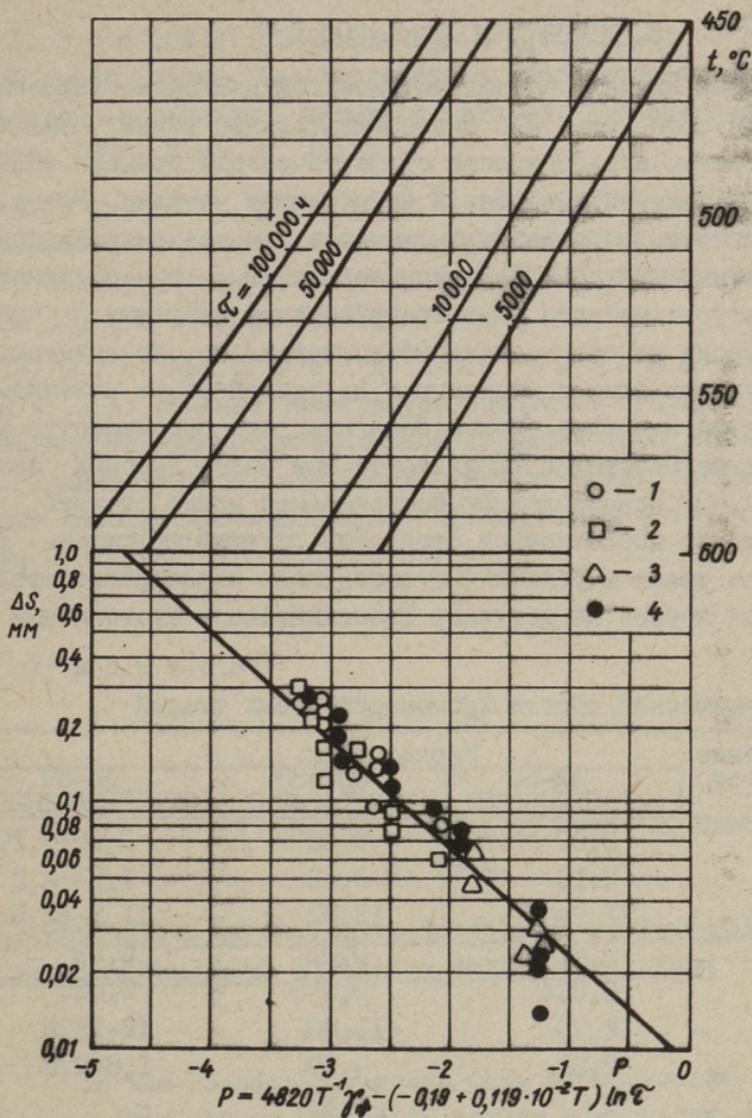
$\gamma_{\text{г}_i}$ - коэффициент влияния температуры газа при i -м температурном уровне процесса (определяется согласно [2] в зависимости от температуры газа на i -м уровне).

Так как отсутствуют данные зависимости коэффициента $\gamma_{\text{г}}$ от температуры газов для хромомарганцевых сталей, а также значения других коэффициентов, входящих в формулу (1), то обработка опытных данных была проведена по методике [3] при предположении, что коэффициенты B и C для хромомарганцевой стали равны коэффициентам для хромоникелевой стали ($B = 4820$, $C = -0,19$) [2], а коэффициент влияния температуры газа определяется зависимостью для хромоникелевой аустенитной стали (фиг. 1)

В результате обработки для определения глубины коррозии хромомарганцевых сталей получена следующая формула:

$$\ln \Delta S = -4,68 - 4820 T^{-1} \gamma_{\text{г}} + (-0,19 + 0,119 \cdot 10^{-2} T) \ln \tau. \quad (3)$$

Формула (3) позволяет определить коррозионные потери труб из хромомарганцевых сталей в зоне конвективного перегревателя мазутного котла.



Фиг. 2. Параметрическая диаграмма коррозионной стойкости труб из хромомарганцевых и хромоникелевой аустенитных сталей в среде продуктов сгорания мазута.
 1 - ЭП-838, 2 - ДИ-50, 3 - ДИ-59, 4 - 12Х18Н12Т.

На основе формулы (3) рассчитан параметр

$$P = \frac{4820}{T} \gamma_{\tau} - (-0,19 + 0,119 \cdot 10^{-2} T) \ln \tau$$

и получена линия I на параметрической диаграмме коррозионной стойкости (фиг. 2). Экспериментальные точки нанесены на диаграмму в зависимости от фактического времени испытания и от средней взвешенной температуры металла. Видно, что интенсивность коррозии хромоникелевой и хромомарганцевых аустенитных сталей в данных условиях, т.е. при применяемых температурах металла пароперегревателей мазутных котлов практически не отличается. Объясняется это, по-видимому, тем, что при этих температурах не воздействует механизм сульфидной коррозии. Можно полагать, что преимущество хромомарганцевых сталей проявляется при более высоких температурах. На основе данных исследований можно сделать вывод, что по коррозионной стойкости хромомарганцевые аустенитные стали в условиях существующих пароперегревателей мазутных котлов не уступают хромоникелевым аустенитным сталям.

Т а б л и ц а I

Химический состав хромомарганцевых сталей

Содержание элементов, в %	Марка стали		
	ДИ-50 (X13Г12Н2АС2)	ЭП-838 (X12Г14Н4ОМ)	ДИ-59 (OX13Г12АС2Н2Д2)
C	0,09	0,06	0,06-0,10
Si	2,16	0,43	1,8- 2,2
Mn	11,74	13,87	11,5-12,5
S	0,01	0,011	0,03
P	0,004	0,015	0,035
Cr	12,70	11,80	12-13,5
Ni	2,20	4,59	1,8-2,5
Mo	-	0,49	-
Al	0,27	1,51	-
Ti	0,02	-	0,10
Zr	0,06	-	0,10
Ce	0,06	-	0,08
Cu	-	-	2-2,5
Nb	-	-	0,6-1,0

Л и т е р а т у р а

1. Зусман В.М., Тихонова В.В. Структурная стабильность, жаропрочность и коррозионная стойкость хромомарганцевых котельных сталей. - Электрические станции, 1978, № 6, с. 18-21.

2. О т с А.А., Л а й д Я.П., С у й к Х.Х. Определение характеристик высокотемпературной коррозии сталей на основе полупромышленных испытаний. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1979, № 466, с. 95-106.

3. О т с А.А., Л а й д Я.П., Р а н д м а н н Р.Э., С у й к Х.Х. Влияние температуры продуктов сгорания на интенсивность высокотемпературной коррозии труб котлов. - В сб.: Влияние минеральной части энергетических топлив на условия работы парогенераторов. Тезисы докл. III Всес. конф., секция 2, Таллин, 1980, с. 63-69.

A. Ots, J. Laid, R. Randmann,
H. Suik

Investigation of Corrosion Resistance of Austenitic Chromium Manganese Steels in Boiler Conditions

Summary

In the present paper the data of corrosion tests of austenitic alloys worked in boiler conditions during 6700 - 29000 hours are given. The chromium nickel and the chromium manganese alloys were used in the heat surface of the superheater. The equation for the determination of corrosion depth of chromium manganese steel has been derived.

К ВОПРОСУ О ЗАКРЕПЛЕНИИ ГРАФИТОВЫХ ЧАСТИЦ
НА ПОВЕРХНОСТИ ТЕПЛООБМЕНА

При обтекании газовым потоком, несущим твердые частицы, поверхностей теплообмена, возможно образование отложений. Процесс образования отложений разделяется на несколько этапов: перемещение твердых частиц из газового потока в пристенную область (в том числе перемещение частиц сквозь пограничный слой), закрепление частиц на поверхности стенки, отрыв частиц (откальвание) от поверхности и их снос с газовым потоком.

В неизотермических условиях, если высокотемпературный газовый поток, несущий частицы с малыми геометрическими размерами, омывает охлаждаемые поверхности теплообмена, возрастают силы радиометрической природы.

Приводимые опытные данные в [1], получены при изучении влияния термофоретических сил на осаждение графитовых частиц на охлаждаемой трубе, температура поверхности которой поддерживалась при 283–285 К. Авторы уделяют значительное внимание на сушку введенного в контур установки графитового порошка, который достигает влажности $\sim 0,08\%$ (по весу). Влажность образованных отложений после проведения опыта составила $\sim 26\%$. Изменение влажности более чем на два порядка можно объяснить процессом адсорбции и сопровождающей ее капиллярной конденсацией водяных паров.

Некоторые исследования направлены на выявление особенностей и существенных сил для второго этапа образования отложений, для закрепления частиц на поверхности [1, 2]. В этом случае охлаждаемые или неохлаждаемые зонды непосредственно погружаются в слой графитового порошка, температуру которого можно повышать. В основном, результаты опытов в [1 и 2] хорошо согласуются и сводятся к тому, что на по-

верхности охлаждаемого зонда образуется слой отложений. Поверхность изотермического зонда (его температура равна температуре графитового порошка) остается практически чистой. Оценки, проводимые по методике измерения силы трения при вытягивании зондов из слоя, дали основание предполагать влияние сил термофореза на закрепление частиц на поверхности охлаждаемого зонда [2].

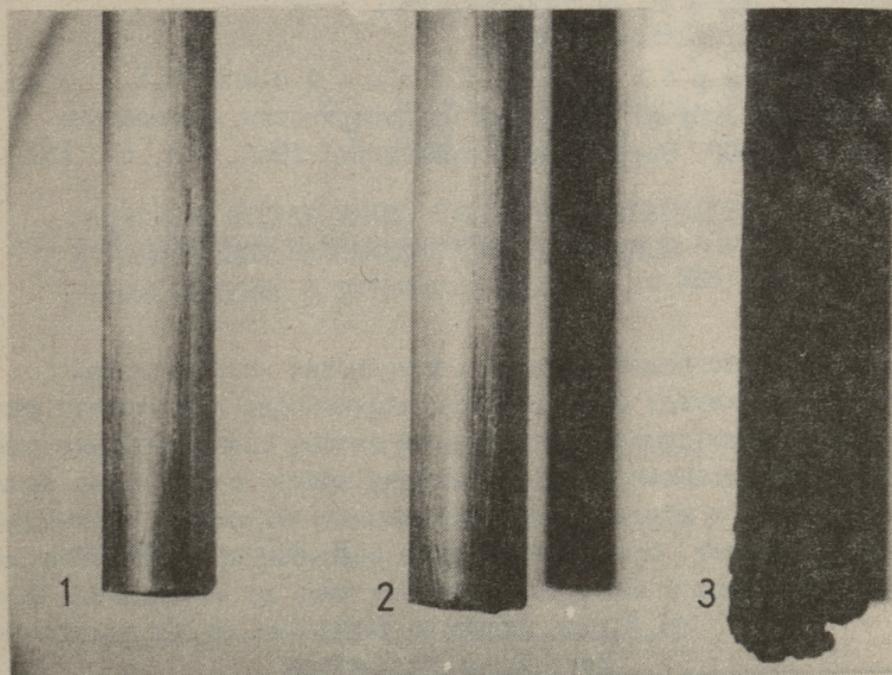
Анализируя условия проведения опытов [1, 2] можно заметить, что температура поверхности охлаждаемого зонда невысокая (около 300 К), а поровое пространство порошка заполнено воздухом. В таких условиях возможны процессы адсорбции и капиллярной конденсации. При капиллярной конденсации в поровом пространстве образуется жидкость между частицами или в микротрещинах самих частиц при давлениях пара, значительно меньших давления насыщения. По данным [3] капиллярная конденсация в изотермических условиях наблюдается при относительной влажности воздуха 50 %, а при влажности более 65 % капиллярные силы преобладают над другими адгезионными силами.

Нами проведены эксперименты, в которых при прочих постоянных условиях опыта, температура зондов может изменяться в широких пределах.

В слой графитового порошка в специальном боксе (средний диаметр частиц ~ 5 мкм), находящемся в сушильном шкафу, погружаются 3 зонда диаметром 12 мм и длиной 100 мм, выполненные из нержавеющей стальной трубы. Температуру графитового порошка поддерживали постоянной и равной $T = 423$ К. Первый зонд имеет внутренний электронагреватель, с помощью которого наружная поверхность зонда находится при температуре $T_1 = 473$ К. Второй зонд поддерживается в изотермических условиях и имеет температуру $T_2 = 423$, равную температуре окружающего порошка. Третий зонд является охлаждаемым и его температуру можно изменять в пределах от $T_3 = 300 \dots 385$ К. В течение опыта, температуры порошка и зондов поддерживали постоянными, погрешностью ± 3 К.

После усовершенствования установки и применения трубчатой печи были проведены опыты с температурой графитового порошка до 773 К.

Каждый режим при стационарных температурных условиях длился около I часа, после чего через отверстие на дне бокса извлекли порошок и сфотографировали внешнюю поверхность зондов.



Фиг. 1. Состояние поверхностей зондов после опыта.

1 - нагреваемый зонд, $T = 470...475$ К, 2 - изотермический зонд, $T = 420...425$ К, 3 - охлаждаемый зонд, $T = 298...303$ К.

На фиг. I видно, что поверхность зонда № 3 покрыта слоем графитовых частиц толщиной I..., I,5 мм. Температура T_3 при данном режиме равна 300 К.

После повышения температуры T_3 до 385 К на всех зондах отложения графитового порошка отсутствовали. Аналогичные результаты были получены при температуре графитового порошка равной ~ 770 К.

Следующая серия опытов была проведена с графитовым порошком, который предварительно сушили при температуре ~ 770 К в течение 5 часов. Полученные результаты практически совпадают с данными первой серии опытов.

Л и т е р а т у р а

1. H a w e s R.J., G a r t o n D.A., A heat exchangers fouling with dust suspensions. - Chem. Proc. Engineerings, 1967, v. 48, N 8, p. 143-145, 150.

2. Г о р б и с З.Р., С п о к о й н ы й Ф.Е. О закреплении сыпучих отложений на поверхности теплообмена. - Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1981, № 5, с. 183-186.

3. З и м о н А.Д. Адгезия пыли и порошков. М., Химия, 1976. 432 с.

H. Käär, A. Taukar

On Fixing Graphite Particles on the Heat Transfer Surface

Summary

Some results of the motionless graphite particles fixing on the surface under the nonisothermal conditions are given in this paper.

The effect of air moisture on the results is discussed.

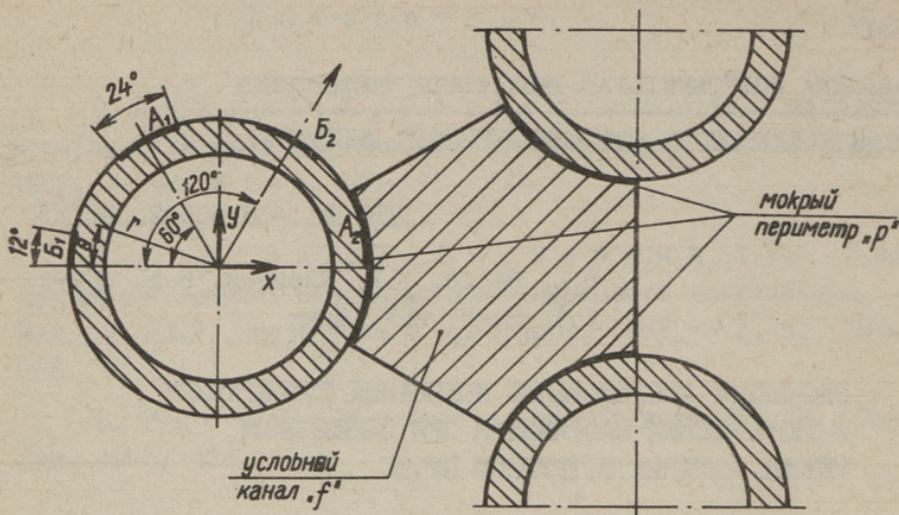
УДК 621.438:536.2.001.57

В.А. Варес, И.А. Клевцов, Р.А. Круус,
Х.А. Кяар, И.Р. МиккРАСЧЕТНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ КОЛЕБАНИЙ ТЕМПЕРАТУРЫ
И ТЕРМИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ПЕРЕХОДНОМ
РЕЖИМЕ КИПЕНИЯ В ТРУБНОМ ПУЧКЕ

Для повышения надежности и эксплуатационной безопасности прямоточных парогенераторов требуется тщательное изучение температурного режима металла парогенерирующих труб в зоне переходного режима кипения (кризиса теплоотдачи при кипении). Пульсации температуры стенки трубы в этой зоне способны оказать решающее влияние на ресурс теплопередающей поверхности за счет ускорения коррозии и усталостных повреждений.

Целью настоящего исследования являлось создание достоверной расчетной модели, позволяющей определить возникающие в стенке трубы термические напряжения. Применялась ручейковая модель [1], ориентированная на теплоотдачу в трубном пучке, когда нагреваемая среда находится в межтрубном пространстве. На фиг. I приводится расчетная схема ручейковой модели. Предполагается, что заданная зона наружной поверхности стенки трубы в течение половины цикла покрыта ручейком воды, во время второй - представляет сухое пятно. Появление и исчезновение ручейков принимается мгновенным, что обеспечивает получение максимальных термических напряжений в стенке трубы. Новый ручеек возникает в центре участка, занятого ранее сухим пятном. В зоне ручейков теплоотдача описывается пузырьковым, сухих пятен - пленочным кипением.

Ключевыми параметрами ручейковой модели являются период колебаний, число ручейков и доля периметра стенки трубы, смоченная ручейками. В данной работе период колебаний принят равным 3 с, что соответствует эксперименту, ре-



Фиг. 1. Расчетная схема трех ручееков новой модели.

феррируемому в [I]. Доля смоченной части принимается равной 21 %, а число ручееков 3, что, согласно [I], соответствует наиболее жестким условиям работы трубы.

Задача определения температурного поля в стенке трубы рассматривается плоской. Этому случаю соответствует параболическое дифференциальное уравнение теплопроводности с двумя пространственными переменными. Поскольку температура стенки трубы изменяется в узком интервале, параметры материала рассматриваются независимыми от температуры, т.е. задача является линейной. Граничные условия на обеих поверхностях даются в виде

$$\lambda \frac{\partial t}{\partial n} = \alpha (t - t_{cp}), \quad (I)$$

где λ - теплопроводность материала стенки,

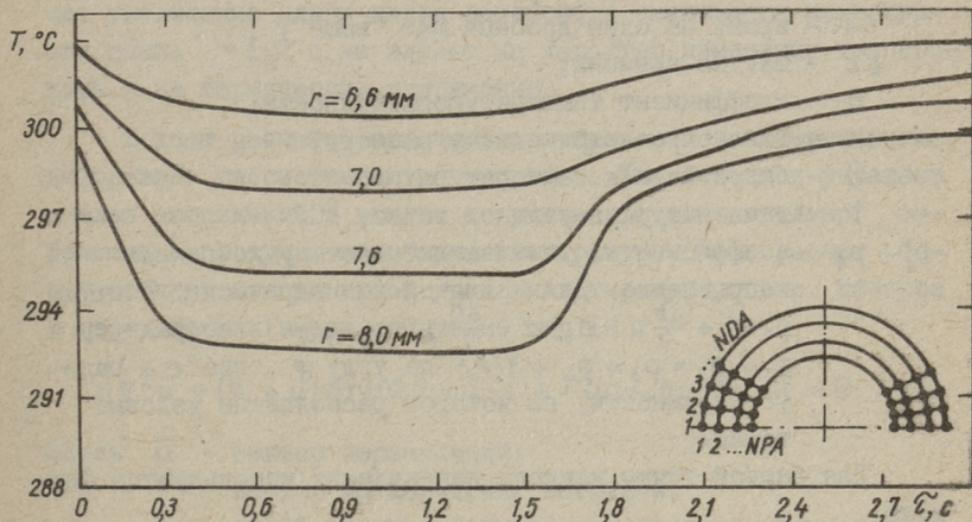
$\partial t / \partial n$ - градиент температуры по нормам к поверхности,

t_{cp} - температура среды, омывающей поверхность,

α - коэффициент теплоотдачи, на внутренней поверхности имеет постоянное значение, на наружной зависит от координаты точки и времени.

Для пароводяной смеси внутри труб приняты следующие параметры: давление 168 бар, температура на входе/выходе 330/290 °С, скорость 4,7 м/с. Для второй среды: давление 72 бар, температура 200/310 °С и массовый расход $300 \frac{\text{кг}}{\text{м}^2 \cdot \text{с}}$;

Коэффициенты теплоотдачи, рассчитанные для приведенных условий по методике [2] составляют: внутри труб $33495 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ на сухой наружной поверхности $2200 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ и на смоченной наружной поверхности определяют (задавая начальное приближение плотности теплового потока $50\,000 \text{ Вт}/\text{м}^2$ и проводя ряд последовательных приближений) $18510 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ при плотности теплового потока $96582 \text{ Вт}/\text{м}^2$. При определении эквивалентного гидравлического диаметра в межтрубном пространстве предполагается расположение труб, приведенное на фиг. 1.



Фиг. 2. Определение температурного поля в стенке трубы.

Для определения температурного поля в стенке трубы дифференциальное уравнение теплопроводности заменялось конечнорасностным и решалось методом дробных шагов [3]. В данном случае двумерной задачи временной шаг разбивался на 2 подшага, на каждом из которых задача рассматривалась в одном геометрическом направлении как одномерная. Использована схема Кранка-Никольсона, теоретически являющаяся абсолютно устойчивой. Однако на практике необходимо соблюдать определенные ограничения по соотношению между временным и пространственным шагами, чтобы обеспечить достаточно высокую сходимость и избежать колебаний решения. В данном случае, при делении половины сечения трубы на 60 частей (фиг. 2) и радиуса на 6 и использовании приведенных выше значений коэффициентов теплоотдачи, принят временной шаг $0,02 \text{ с}$.

Для средних узловых точек в обоих направлениях получаем следующие общие формулы:

$$-p_1 B^+ \theta_{i-1}^{n+} + (i + 2B^+ p_2) \theta_i^{n+} - p_3 B \theta_{i+1}^{n+} = p_1 B \theta_{i-1}^n + (1 - 2B p_2) \theta_i^n + p_3 B \theta_{i+1}^n + \frac{p_4 B^+}{4\lambda} \cdot \frac{\partial \lambda^+}{\partial \theta} (\theta_{i-1}^{n+} - \theta_{i+1}^{n+})^2 + \frac{p_4}{4\lambda} \cdot \frac{\partial \lambda}{\partial \theta} (\theta_{i-1}^n - \theta_{i+1}^n)^2. \quad (2)$$

Здесь $B = \frac{\alpha \Delta \tau}{h}$; $\theta = (t + 273,15) / 273,15$;

i - индекс шага по геометрическому размеру;

n - индекс шага по времени;

$+$ - время на один дробный шаг "выше";

$\Delta \tau$ - шаг по времени;

α - коэффициент температуропроводности;

h - шаг по геометрическому размеру;

θ - безразмерная температура;

t - температура в узловой точке, $^{\circ}\text{C}$.

$p_1 \div p_4$ - коэффициенты, учитывающие систему координат и направление. Для принятой цилиндрической системы $p_1 = 1 + \frac{\Delta r}{2}$; $p_3 = 1 - \frac{\Delta r}{2}$; $p_2 = p_4 = 1$ по радиусу и $p_1 = p_2 = p_3 = p_4 = 1/r^2$ по углу φ , где r - радиус окружности, на которой расположены узловые точки.

Для первой точки каждого направления используется формула:

$$(1 + B^+) \theta_0^{n+} - B^+ \theta_1^{n+} = (1 - B) \theta_0^n + B \theta_1^n + p_1 (B^+ \frac{n}{\lambda} q^{n+} + B \frac{n}{\lambda} q^n) + \frac{1}{2} [B^+ (\frac{h}{\lambda^+})^2 (\frac{1}{\lambda} \cdot \frac{\partial \lambda}{\partial \theta})^+ (q^{n+})^2 + B \frac{n}{\lambda} (\frac{1}{\lambda} \cdot \frac{\partial \lambda}{\partial \theta}) (q^n)^2] \quad (3)$$

для последней

$$-B^+ \theta_{N-1}^{n+} + (1 + B^+) \theta_N^{n+} = B \theta_{N-1}^n + (1 - B) \theta_N^n + p_3 (B^+ \frac{h}{\lambda^+} \cdot q^{n+} + B \frac{h}{\lambda} q^n) + \frac{1}{2} [B^+ (\frac{h}{\lambda^+})^2 (\frac{1}{\lambda} \cdot \frac{\partial \lambda}{\partial \theta})^+ (q^{n+})^2 + B \cdot \frac{n}{\lambda} (\frac{1}{\lambda} \cdot \frac{\partial \lambda}{\partial \theta}) (q^n)^2]. \quad (4)$$

С использованием формул (2-4) для точек всего направления получаем ленточную трехдиагональную матрицу, которую можно решить методом прогонки. Воспринятый точкой поверхности тепловой поток в конце дробного интервала времени q^{n+} в первом приближении принимается равным тепловому потоку в начале интервала времени и уточняется итеративно.

Расчет температурных полей проведен для стали 12Х18Н12Т, теплофизические свойства которой при 300 °С имеют следующие значения: $\lambda = 19,6$ Вт/(м·К); $\rho = 7780$ кг/м³; $C_p = 0,54$ кДж/(кг·К). На фиг. 2 показано изменение температуры в центральной части, занимаемой ручейком в момент времени $\tau = 0$, на наружной поверхности, в стенке и на внутренней поверхности трубы. Следует отметить, что в рассматриваемых условиях после момента начала смачивания ($\tau = 0$) температура резко падает и быстро стабилизируется (практически за 0,6 с). Из этого следует, что в данном случае увеличение длины цикла повторного смачивания поверхности свыше $\sim 1,2$ с не влияет на характер изменения температуры и на термические напряжения.

В ходе расчета термических напряжений все термические деформации рассматриваются упругими. Такой подход упрощает анализ напряжений и вполне допустим при относительно небольших амплитудах колебания температуры. Весь расчет базируется на стационарном уравнении термоупругости, которое в перемещениях имеет следующий вид [4]:

$$\mu \nabla^2 \vec{u} + (\lambda + \mu) \text{grad div } \vec{u} - (3\lambda + 2\mu) \alpha_T \text{grad } \theta + \vec{F} = 0. \quad (5)$$

Здесь \vec{u} - вектор перемещений;

\vec{F} - вектор механических нагрузок;

α_T - коэффициент линейного расширения материала;

θ - температурный перепад, вызывающий термические напряжения;

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1-\nu)(1-2\nu)}; \quad \mu = \frac{E}{2(1+\nu)};$$

E - модуль упругости;

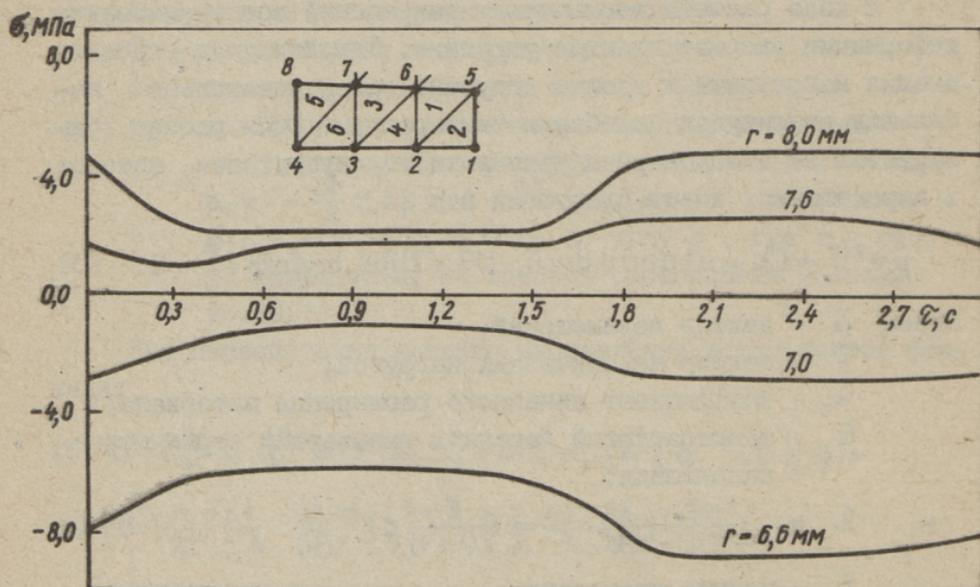
ν - коэффициент Пуассона.

Предполагается, что функция θ известна из решения соответствующей задачи теплопроводности. В нашем случае температуры найдены численным путем, мы имеем значения температур в отдельных точках и аналитическое интегрирование невозможно. Поэтому для вычисления напряжений по температурному полю (двухмерный случай) используется описанный в работе [5] метод конечных элементов.

Вся область (половина сечения трубы) разбита в данном случае на 101 треугольный элемент при 72 узловых точ-

ках, совпадающих с узловыми точками задачи теплопроводности (фиг. 3). Граничные условия задаются в виде перемещений и внешних нагрузок. Температурные перепады, вызывающие термические напряжения, задаются поэлементно. При этом существенную роль играет базовая температура, при которой термические напряжения отсутствуют. Она зависит от релаксации напряжений в металле в ходе эксплуатации, ее определение является самостоятельной задачей.

Для нахождения поля напряжений по методу конечных элементов составлена программа на языке ФОРТРАН для ЭВМ "Наири-3-2". Программа написана по рекомендациям [5] на базе учебной программы и рассчитывает компоненты перемещений в узлах, а также деформации и напряжения в элементах.



Фиг. 3. Распределение напряжений по толщине стенки трубы в центре ручейка ($\varphi = 120^\circ$).

Некоторые результаты расчетов приведены на фиг. 3. Базовым температурным полем при этом принято температурное поле, соответствующее сухой поверхности с наименьшим коэффициентом теплоотдачи. Механические свойства стали 12Х18Н12Т при 300°C приняты следующими: коэффициент Пуассона 0,303; коэффициент линейного расширения $18,3 \cdot 10^{-6}$ 1/К; модуль упругости $17,45 \cdot 10^{10}$ Па. Следует отметить, что для рассмотренных условий расчетные величины максимальных термических

напряжений невелики по сравнению с пределом текучести (~ 350 МПа) и все деформации далеки от пластических.

При этом максимальные колебания термических напряжений имеют место на поверхностях трубы, хотя условия теплоотдачи на внутренней поверхности постоянны.

Полученные данные могут быть использованы для оценки усталостных характеристик парогенерирующих труб.

Л и т е р а т у р а

1. 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 и установки. Пер. с англ., т. 100, 1978, № 3, с. 40-49.

2. Тепловой расчет котельных агрегатов: Нормативный метод. М., Энергия, 1973. 296 с.

3. Яненко Н.Н. Метод дробных шагов решения многомерных задач математической физики. - Новосибирск, Наука, 1967. 195 с.

4. К о в а л е н к о А.Д. Термоупругость. - Киев, Вища школа, 1975. 216 с.

5. С е г е р л и н д Л. Применение метода конечных элементов. М., Мир, 1979. 392 с.

V. Vares, I. Klevtsov, R. Kruus,
H. Käär, I. Mikk

Oscillatory Temperature and Thermal Stress Responses Computer Evaluation for Departure from Nucleate Boiling in Tube Bundle

Summary

This paper presents the rivulet thermal model of departure from nucleate boiling in tube bundle. Computer codes were made and used to evaluate temperature and thermal stress behavior of tubes under the condition where water rivulets appear and disappear along the tube outside circumference.

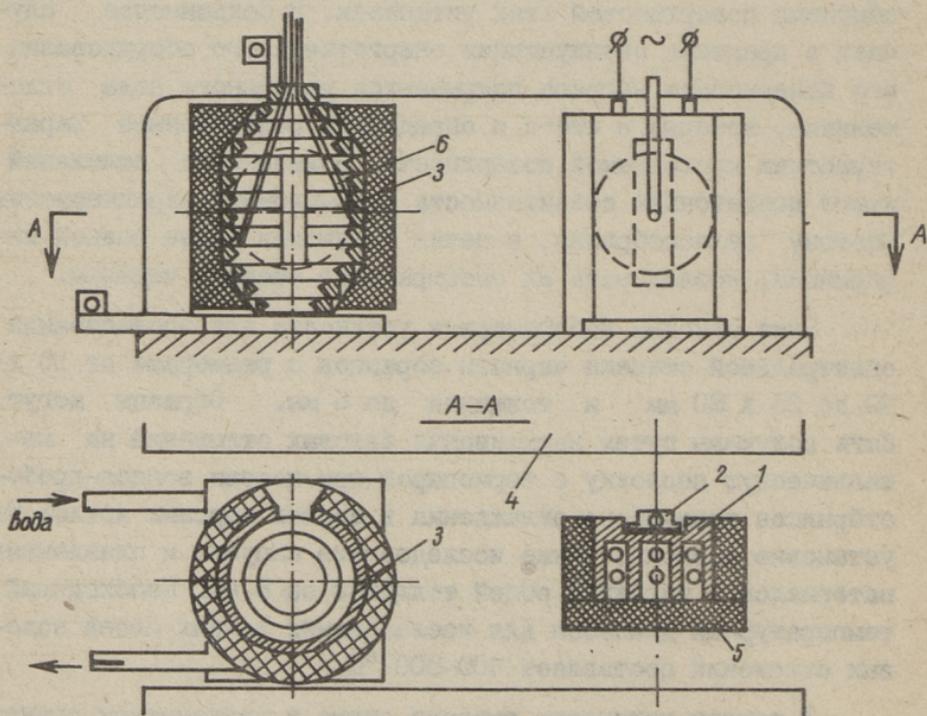
ЛАБОРАТОРНАЯ УСТАНОВКА ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ
СПЕКТРАЛЬНОЙ ИЗЛУЧАТЕЛЬНОЙ СПОСОБНОСТИ
РАЗЛИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Уточнение параметров лучистого теплообмена в различных энергетических и технологических установках требует, в частности, исследования излучательных характеристик теплообменных поверхностей этих установок. В большинстве случаев в практике эксплуатации энергетического оборудования его поверхности нагрева покрываются различного рода отложениями, которые в итоге и определяют радиационные характеристики исследуемой поверхности. Большинство отложений имеют достаточную селективность радиационных характеристик, поэтому целесообразно, в целях получения более полной информации, исследовать их спектральную степень черноты.

Ниже описана лабораторная установка для исследования спектральной степени черноты образцов с размерами от 16 x 40 до 25 x 80 мм и толщиной до 6 мм. Образцы могут быть получены путем наращивания золотых отложений на металлическую подложку с термопарой при помощи зондов-проботборников воздушного охлаждения в топках паровых котлов. На установке возможно также исследование сыпучих и плавленных материалов в тиглях с общей толщиной до 8 мм. Необходимый температурный диапазон для исследования тонких слоев золотых отложений составляет 400–800 °С.

В основу установки выбрана схема с двухлучевым спектрометром UR-20. Подобная схема установки без применения собственного источника излучения (глобара) спектрометра известна из [1], где исследования проводились при температуре образца до 400 °С и поэтому работали с максимально открытыми щелями спектрометра или отключенной щелевой программой.

Двухлучевая схема измерения интенсивности спектральной плотности излучения от исследуемого объекта имеет свои особенности. При равной длине хода лучей от образца и источника излучения сравнения преимуществом двухлучевой системы является независимость показаний спектрометра от полос поглощения среды между источником излучения и датчиком. При равенстве температур источника излучения сравнения типа модели абсолютно черного тела (а.ч.т.) и поверхности образца показание спектрометра является спектральной степенью черноты (ϵ_λ) образца. Недостатком двухлучевого метода является недопустимость больших разностей температуры поверхности образца и модели а.ч.т., а также необходимость тщательной проверки равенства пропускательных характеристик обоих каналов спектрометра.



Фиг. 1. Схема установки для определения спектральной степени черноты (модель а.ч.т. и нагреватель образца расположены в кюветной шахте спектрометра).

При наладке нижеописанной установки равенство характеристик каналов спектрометра UR-20 определялось при помощи тепловой трубы, установленной перед обоими каналами спектрометра.

Труба разогревалась до 500°C и имела одинаковую температуру по длине, т.е. перед обоими каналами.

Установка выполнена в двух вариантах, При первом варианте установки а.ч.т. и образец находятся в кюветной шахте на соответствующих оптических осях спектрометра (см. фиг. 1).

Этой компоновкой максимально упрощена конструкция и последующая юстировка оптической части, т.е. вероятность попадания изображения исследуемой поверхности образца и полости а.ч.т. в поле зрения спектрометра максимальная. Но при размещении нагревателя образца и модели а.ч.т. в кюветной шахте возникает проблема защиты корпуса спектрометра от перегрева. Для этого у стенки монохроматора смонтирована дополнительная водяная рубашка. Малыми габаритами кюветной шахты UR-20 (ширина всего 160 мм и высота до плоскости оптических осей 70 мм) неизбежно ограничены и размеры нагреваемых деталей в кюветной шахте. По этой причине нижние токоподводы нагреваемых элементов сконструированы с минимально возможной толщиной (использованы пластины из нержавеющей стали толщиной 8 - 10 мм, имеющие каналы для проточной воды).

На фиг. 1 приведено схематическое расположение деталей нагревателя образца (1), образца (2) и модели а.ч.т. (3) в кюветной шахте спектрометра UR-20 (4).

Модель а.ч.т. выполнена из колец нержавеющей стали, которые разрезаны и сварены друг с другом спиралеобразно. По образующей цилиндрической части модели а.ч.т. имеет щель размерами 6 x 30 мм. Торцевые части модели выполнены из колец разного диаметра с образованием конусов, увеличивающих степень черноты полости, а также изотермичность модели а.ч.т. Внешние тепловые потери ограничены высокотемпературной изоляцией ШВП. Для разогрева описанной модели а.ч.т. до 800°C необходим ток около 50 А. Температуру а.ч.т. измеряют ХА-термопарами (6), приваренными к кольцам.

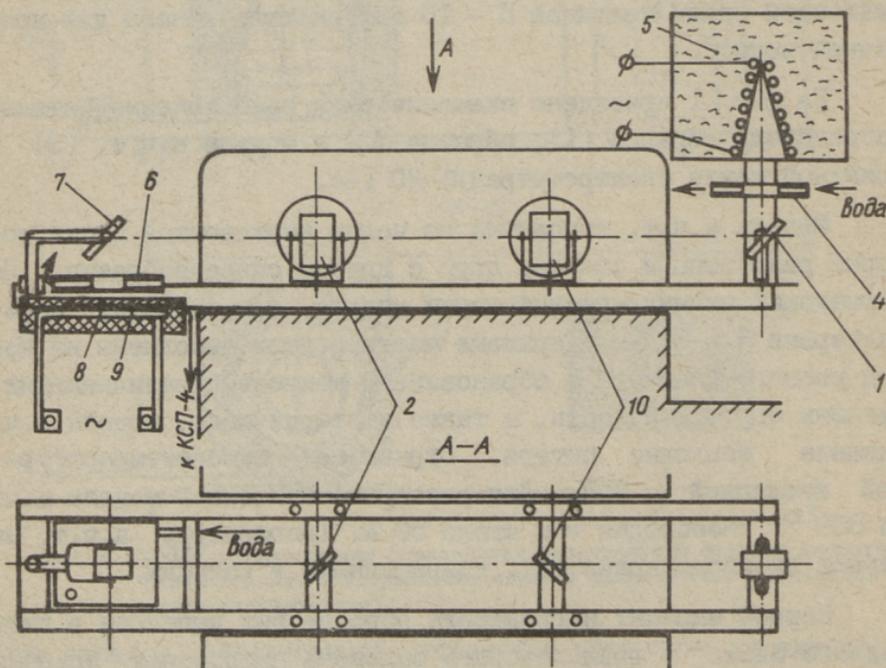
Первый вариант нагревателя образца был выполнен в виде медного блока, в пазы которого заложена нихромовая спираль. Тепловые потери через боковые и заднюю поверхности блока снижены экранами (5) и изоляцией. Исследуемый образец уста-

навливают в углубление с лицевой стороны блока. Блок обеспечивает, благодаря хорошей теплопроводности меди, равномерный нагрев образца, но с этим блоком практически не удалось получить температуру образца выше 600°C .

Для исследований при температурах выше 600°C использовался нагреватель образца на стержнях из карбида кремния (силита). Подобный нагреватель для подогрева образца до 800°C требует ток до 15 А.

Описанная система нагрева образцов сориентирована на вертикальное положение последних. Это позволяет работать только с образцами из твердых материалов.

Для работы с образцами из сыпучих материалов и с расплавленной поверхностью необходимо их нагревать в горизонтальном положении. Ввиду малого расстояния от плоскости оптических осей UR-20 до пода цветной шахты, нагреватель приходится выносить за пределы, а излучение от образца направлять в спектрометр двумя плоскими зеркалами, как показано на фиг. 2.



Фиг. 2. Схема установки для определения спектральной степени черноты (модель а.ч.т. и нагреватель образца вынесены за пределы цветной шахты спектрометра).

Для обеспечения равенства хода лучей измерительного канала и канала сравнения, на такое же расстояние необходимо вынести и модель а.ч.т.

А.ч.т. (5) второго варианта данной установки выполнено в виде конуса с косвенным электронагревом и установлено над плоскостью оптических осей. Такое положение а.ч.т. исключает большие конвективные потоки на зеркало (I), защищая этим юстировку и качество зеркала.

Все элементы оптической системы этого варианта установки смонтированы на жесткую раму, которая сварена из уголков и через крепежные детали прикреплена к станине UR-20. Зеркала системы смонтированы на стойках, которые позволяют регулировку их положения в двух плоскостях. Зеркальная система юстирована при помощи газового лазера малой мощности. При юстировке лазер устанавливался в строго вертикальном положении. Перемещением лазера в горизонтальном направлении проверяли, попадает ли луч, отражаясь от зеркала (I) или (7) на зеркало (2) или (IO) и оттуда на апертурную диафрагму UR-20.

Нагреватель образца (9) выполнен в виде спирали из трубы диаметром 6 мм из нержавеющей стали, которая уложена в гнездо из высокотемпературного изоляционного материала ШВП. Нагреватель прикреплен к раме, образец (8) устанавливается непосредственно на нагреватель.

В целях ограничения поля визирования поверхности образца в пределах выходного диаметра модели а.ч.т. перед образцом и моделью а.ч.т. установлены водоохлаждаемые диафрагмы (4) и (6) с размерами отверстия 10×30 мм, которые со стороны излучателя зачернены сажей для исключения переизлучений.

Температуру модели а.ч.т. измеряют ХА-термопарой, установленной в вершине конуса. Для проверки температурного режима стенки (подложки) образца служит также ХА-термопара.

Ход измерений ε_λ следующий. Устанавливают примерно одинаковые температуры стенки образца и модели а.ч.т. При достижении стационарности температурного режима включают спектрометр и записывают спектр излучения в виде положения оптического клина спектрометра в зависимости от волнового

числа (ν в см^{-1}). Основной оптический клин установлен в канал сравнения, с его помощью спектрометр уравнивает лучистые потоки в обоих каналах. Положением оптического клина определено отношение интенсивностей спектральных потоков от образца и от модели а.ч.т. (D_λ). Исходя из этого можно выразить спектральную степень черноты через закон Планка:

$$\varepsilon_\lambda = D_\lambda \frac{\exp[C_2/(\lambda \cdot T)] - 1}{\exp[C_2/(\lambda \cdot T_0)] - 1}, \quad (1)$$

где T_0 - температура модели а.ч.т., К;

T - температура поверхности образца, К.

Совершенно очевидно, что температура поверхности образца из-за термического сопротивления слоя отложений на образце отличается от температуры, измеренной термопарой в стенке образца. Погрешность определения радиационного потока от образца, следовательно, прежде всего зависит от погрешности определения температуры поверхности образца.

Для уточнения этой температуры в коротковолновой части спектра можно воспользоваться методом спектрального отношения в участках спектра, где ожидаемое изменение ε_λ от длины волны λ незначительное (т.е. ниже приборного класса точности спектрометра $\pm 1\%$). Из [2] известна формула, выведенная на основе закона Вина при условии $\varepsilon_{\lambda_1} = \varepsilon_{\lambda_2}$:

$$T = \frac{C_2(\lambda_1 - \lambda_2)}{\lambda_1 \lambda_2 \cdot \ln [b_1/b_2 \cdot (\lambda_1/\lambda_2)^5]}, \quad (2)$$

где b_1 и b_2 - соответственно спектральные плотности радиационного потока от образца, измеренные спектрометром при длине волны λ_1 и λ_2 .

Применение формулы (2) при низких температурах образца в коротковолновой области спектра позволяет уточнять температуру поверхности образца, если она строго постоянна в течение опыта. Однако на практике строго постоянное поддержание температуры трудно выполнимо. Наличие к тому же случайных погрешностей измерения величин, входящих в формулу (2), приводит при ее использовании к значительному разбросу расчетных температур поверхности.

Поэтому был разработан метод уточнения температуры поверхности образца, базирующийся на формуле Планка и не

имеющий ограничений по нестационарности режима. Метод основан на предположении, что температура поверхности образца измеряется в ходе опыта с погрешностью, постоянной в пределах одного температурного режима. При этом за действительную величину указанной погрешности ΔT принимается значение, которое минимизирует следующую функцию, выведенную из соотношения интенсивностей излучения образца для длин волн, при которых $\varepsilon_{\lambda,1} = \varepsilon_{\lambda,2}$:

$$S = \frac{1}{m} \sum_{k=1}^m \left[\frac{b_{1,k} \lambda_{1,k}^5 \left(\exp \frac{C_2}{\lambda_{1,k}(T_{1,k} + \Delta T)} - 1 \right)}{b_{2,k} \lambda_{2,k}^5 \left(\exp \frac{C_2}{\lambda_{2,k}(T_{2,k} - \Delta T)} - 1 \right)} - 1 \right]^2 \quad (3)$$

Здесь $k = 1 \div m$ - номер длин волн λ_1 и λ_2 , для которых выполнено условие $\varepsilon_{\lambda,1} = \varepsilon_{\lambda,2}$;

$T_{1,k}, T_{2,k}$ - соответствующие температуры стенки образца.

Определение ΔT из выражения (3) осуществляется путем итераций, затем рассчитывают уточненные значения спектральных степеней черноты. В случае необходимости процесс повторяется. Как правило, уже на втором приближении достигается сходимость ΔT в пределах 1 К.

Л и т е р а т у р а

1. С л о б о д к и н Л.С., С о т н и к о в - Ю ж и к Ю.М. Методы определения терморadiационных свойств полимерных покрытий. Минск, Наука и техника, 1977. 160 с.

2. С в е т Д.Я. Оптические методы измерения истинных температур. М., Наука, 1982. 295 с.

A Laboratory Equipment for Research of the
Spectral Emissivity of Different Materials

Summary

The construction and operation principles of two modifications of laboratory equipment on the basis of a two-beam infrared spectrometer UR-20 are given. This apparatus is meant for a research of solid, sprinkling and liquid materials and, in general, for the fireside deposits and slags of different types of boilers. A method to determine the surface temperature of a sample is given by formulae of the spectral relation.

И.Р. Микк, И.Р. Вийльманн,
Т.Б. Тийкма

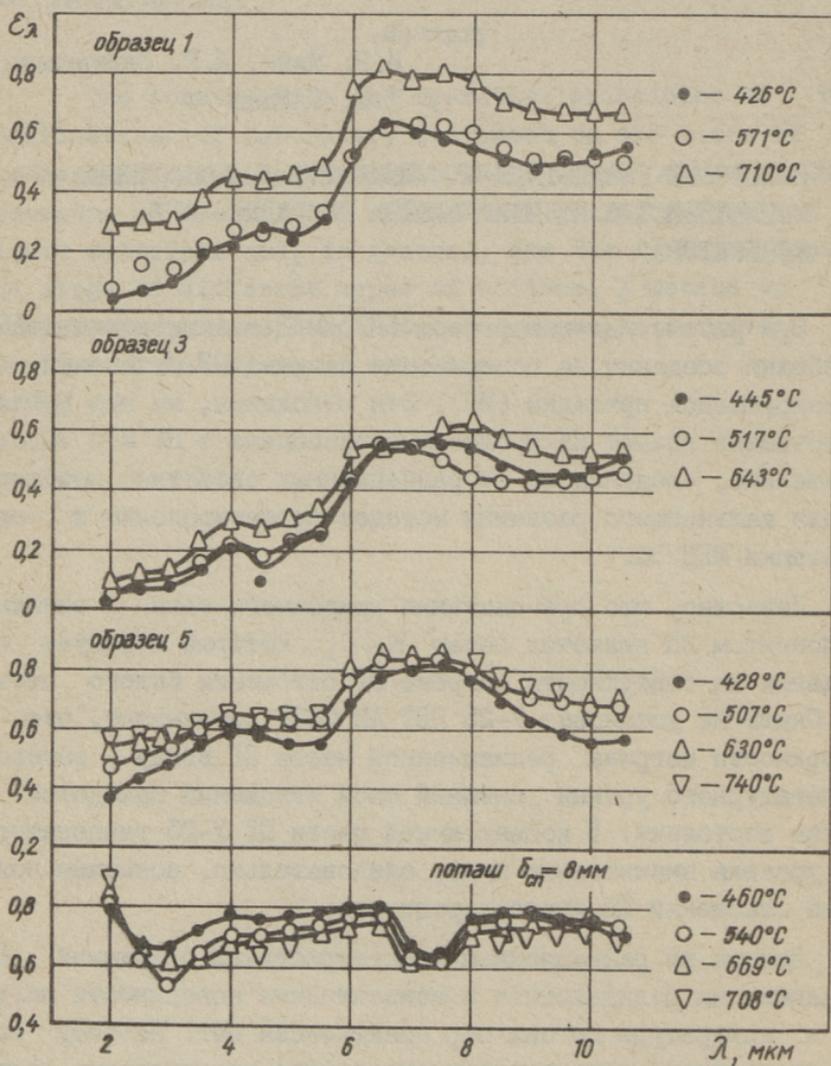
НЕКОТОРЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ РАДИАЦИОННЫХ
ХАРАКТЕРИСТИК ИОНИЗИРУЮЩЕЙСЯ ПРИСАДКИ МГД
ГЕНЕРАТОРА

При работе парогенератора (ПГ) МГД электростанции (ЭС) неизбежно оседание на поверхности нагрева ПГ отложений ионизирующей присадки (ИП). Эти отложения, на наш взгляд, существенно влияют на процессы теплообмена в ПГ МГД ЭС, следовательно, сведения об их радиационных свойствах необходимы для дальнейшего развития методов проектирования и эксплуатации МГД ЭС.

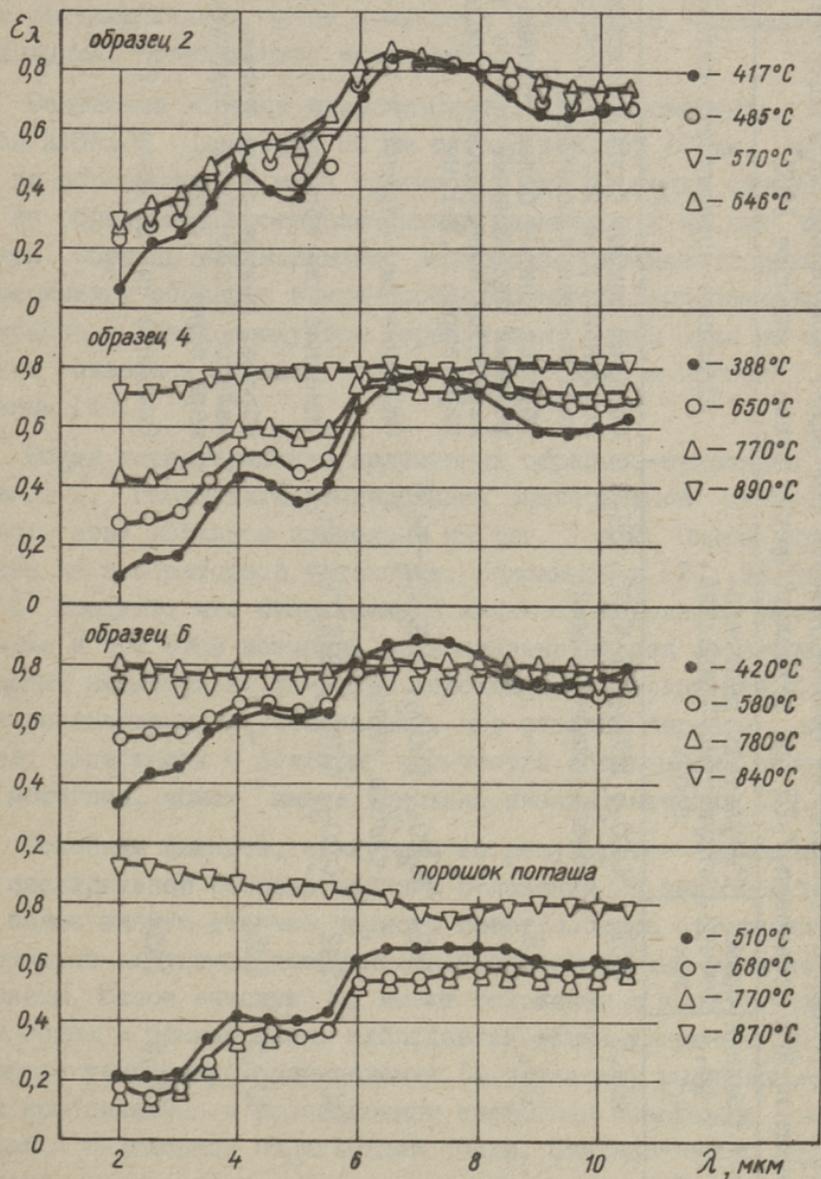
Известно, что при сжигании природного газа основным компонентом ИП является поташ K_2CO_3 , который образует при оседании на поверхности нагрева ПГ отложения белого оттенка. Опыты на установке У-25 ИВТ АН СССР показывают, что на поверхности нагрева радиационной части ПГ ввиду высокого температурного уровня внешний слой отложений находится в жидком состоянии. В конвективной части ПГ У-25 температурный уровень значительно ниже, следовательно, возможно появление отложений ИП иного характера.

Данных по радиационным характеристикам отложений ИП, оседающих на радиационные и конвективные поверхности нагрева, в литературе до сих пор практически нет. Поэтому возникает необходимость экспериментального исследования радиационных характеристик подобных отложений. В данной работе исследованы интегральная и спектральная степени черноты отложений ИП и чистого поташа.

Образцы с т.н. "натуральными" отложениями ИП для исследования получены в октябре 1981 г. при технологическом пуске опытной МГД установки У-25. Нарачивание проб отложе-



Фиг. 1. Спектральная степень черноты отложений ИП на "натурных" образцах с лобовой стороны зонда-пробоотборника и заранее расплавленного толстого слоя поташа.



Фиг. 2. Спектральная степень черноты отложений ИП на "натурных" образцах с тыльной стороны зонда-пробоотборника и порошка поташа.

Т а б л и ц а I

Характеристика образцов с отложениями ионизирующей присадки, полученных из конвективной части ПГ опытной МГД установки У-25 при технологическом пуске в октябре 1981 г.

№ образца	Место отбора пробы, м	Средняя т-ра, °С	Время отбора, мин	Результаты рентгено-структурного анализа пробы	Описание поверхности отложений
1	13,5 лобовая	487,5	101	K_2CO_3 , $KHSO_3$, $2 \cdot K_2CO_3 \cdot 3H_2O$ (очень слабые линии)	Образец покрыт белыми отложениями толщиной 1,5-2 мм. Поверхность мелкозернистая и волнистая.
2	13,5 тыльная	470,9	101	-	Образец покрыт более тонкими и однородными отложениями белого цвета с зернистой поверхностью. Средние размеры зерен 0,5-1 мм
3	13,5 лобовая	-	142	K_2CO_3 , $KHSO_3$, $2 \cdot K_2CO_3 \cdot 3H_2O$ (слабые линии)	Описание см. образец № 1
4	13,5 тыльная	405	142	K_2CO_3 , K_2HNO_4 , $2 \cdot K_2CO_3 \cdot 3H_2O$	Описание см. образец № 2
5	16,2 лобовая	439,5	145	-	Образец покрыт очень тонким белым налетом с зернистой структурой, размеры зерен 0,3 мм
6	16,2 тыльная	439,5	145	-	Описание см. образец № 2

ний ИП на зонд-пробоотборник воздушного охлаждения типа [1] произвели через лючки в лазах конвективной части ПГ У-25 при различных температурах поверхности зонда. Эта температура регулировалась путем изменения количества охлаждающего воздуха, протекающего через зонд.

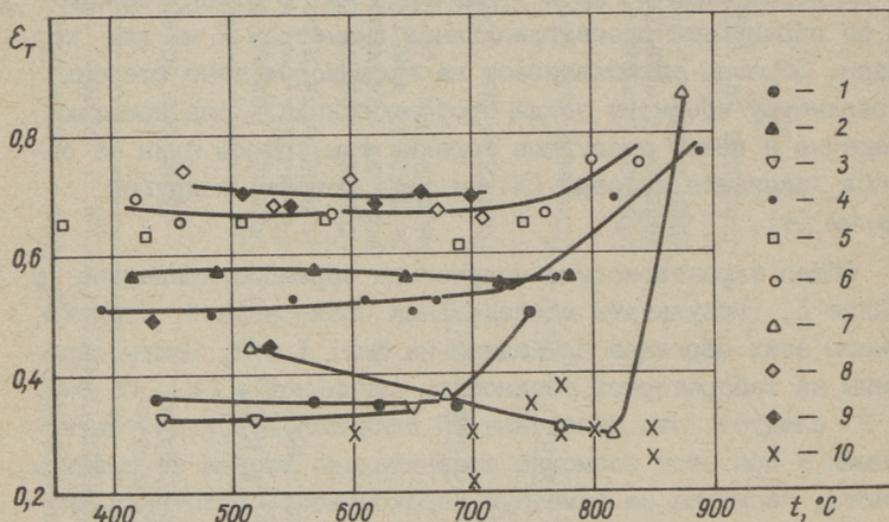
Основание образца представляет собой вырезанный из трубы Х18Н10Т диаметром 38 мм сектор шириной 20 мм, длиной по образующей 60 мм и толщиной 4 мм. В стенку основания по образующей просверлен канал диаметром 2 мм для термомпары. Образцы устанавливают на противоположные стороны по периметру сборного зонда-пробоотборника. Зонд помещают поперечно в поток продуктов горения так, чтобы один из образцов оказался лобовым (л) по ходу потока, а другой - тыльным (т).

Общая характеристика полученных образцов приведена в таблице I. Результаты исследования спектральной степени черноты этих образцов приведены на фиг. 1 и 2. Опыты проведены на лабораторной установке, описанной в [2]. Из фиг. 1 и 2 следует, что отложения ИП являются довольно селективными и при этом возможна сравнительно низкая ее степень черноты, несмотря на заметную шероховатость отложений. Многими исследованиями установлено, что степень черноты веществ, содержащих в большом количестве соединения щелочных металлов, может иметь довольно низкие значения [3].

Основным выводом, следующим из результатов исследования спектральной степени черноты отложений ИП является то, что более низкую степень черноты имеют лобовые отложения, которые по структуре поверхности более однородны и мелкозернисты. Более высокую ϵ_λ имеют отложения с тыльной стороны зонда и тонкие слои. Наблюдается общая тенденция, что с ростом температуры определения ϵ_λ последняя выравнивается и приближается к радиационным свойствам основания образцов - окисленной нержавеющей стали. Связано это с процессами разложения и расплавления поташа, которые начинаются с температуры около 700-750 °С.

На фиг. 3 приведены интегральная нормальная степень черноты ϵ_T исследованных образцов, которая получена интегрированием соответствующих ϵ_λ в диапазоне длины волны 2-10,5 мкм. Из этих результатов следует существенное раз-

личие в степени черноты лобовых ($\varepsilon_{\tau} = 0,35$) и тыльных ($\varepsilon_{\tau} = 0,55$) отложений. Это, очевидно, можно объяснить различиями в микрошероховатости поверхности образцов. Образование отложений ИП с различной структурой поверхности на лобовую и тыльную стороны зонда является результатом различий в аэродинамических условиях осаждения частиц ИП из потока на лобовые и тыльные поверхности.



Фиг. 3. Интегральная нормальная степень черноты "натурных" образцов с отложениями ИП, порошка поташа (7), толстого слоя заранее расплавленного поташа (8, 9) и слоя поташа при остывании после его плавления нагревом снаружи.

Как уже было отмечено, в радиационной части ПГ МГД ЭС поверхностный слой отложений ИП может находиться в жидком состоянии. Поэтому естественно появляется интерес к радиационным свойствам ИП в жидком состоянии.

Для этих исследований был поставлен опыт на установке [2] с нагревом в фарфоровом тигле порошка поташа до температуры плавления. Результаты опыта (фиг. 2) показывают, что при переходе в расплавленное состояние ε_{λ} поташа резко изменяется и интегральная степень черноты (фиг. 3, поз. 7) увеличивается. Такое же спектральное распределение степени черноты обнаружено при опытах с толстым слоем (толщина порядка 8 мм) предварительно расплавленного слоя поташа (фиг. 1), где появляется провал в спектре при длине волны около 7 мкм. Этот провал появляется при переходе поташа в расплавленное со-

стояние и сохраняется также при последующем остывании. Опыты с толстым слоем проведены только в твердом состоянии слоя поташа. Интегральная степень черноты такого слоя (фиг. 3, поз. 8, 9) приближается к степени черноты "натурных" образцов, на которых поверхность отложений более зернистая и которые получены с тыльной стороны зонда-пробоотборника.

Появление провала в спектре плавленного поташа, по-видимому, результат химических реакций при плавлении поташа на воздухе. Отсюда совершенно очевидна необходимость развития работ по исследованию свойств чистого поташа, с одной и "натурных" отложений с другой стороны, при различных температурах и в различных средах.

Имея в виду, что в ПГ тепловой поток, проходящий через слой отложений ИП, противоположен потоку при опытах по определению степени черноты, целесообразно поставить опыт для исследования степени черноты жидкого слоя поташа с нагревом его снаружи. При этом особый интерес представляет случай (фиг. 4), когда под жидким слоем поташа находится его твердый слой. К штативу (4) прикреплен фарфоровый тигель (8) с порошком поташа (5) и с термopарами (7) градуировкой ХА в изоляторах из BeO . Запись показаний термopар производится многоточечным прибором КСП-4. Излучение от исследуемого слоя регистрируют при помощи комплекса, состоящего из заранее отградуированного пироэлектрического датчика типа ЛПП (2) с модулятором (1) на 100 Гц, измерительного прибора ВК7-10А/1, блока управления и перфоратора ПЛ-80.

Ход измерений следующий. Газовой горелкой (6) поташ нагревают до расплавленного состояния наружного слоя. После достижения температуры 860-880 °С (температура плавления технического поташа на воздухе) включают запись температур и лучистого потока от исследуемой поверхности.

Результаты опытов по определению интегральной нормальной степени черноты ϵ_T поташа во время охлаждения его слоя от температуры плавления до примерно 600 °С приведены на фиг. 3, поз. 10.

Из вышеизложенных результатов следует, что излучательная способность отложений ИП в ПГ МГД ЭС может иметь значе-

ния в пределах от 0,3 до 0,7 в зависимости от условий их возникновения. Большую роль в формировании значений радиационных характеристик естественно играет температурный уровень в конкретной части ПГ, а также аэродинамические условия и возможные примеси в ИП. Следует отметить, что полученные в данном исследовании значения степени черноты отложений ионизирующейся присадки значительно ниже степени черноты золовых отложений на поверхностях обычных паровых котлов. По мнению авторов следует продолжать подобные исследования, особенно в целях получения и исследования т.н. "натурных" проб отложений ИП из радиационной части парогенератора МГД электростанций.

Авторы выражают благодарность с.н.с. А. Прикку за поставку образцов и организацию работы по анализам состава проб отложений.

Л и т е р а т у р а

1. Л о о с а а р Ю.М., П а й с т А.А., Т и й к м а Т.Б. Некоторые результаты исследования радиационных свойств золовых отложений, возникающих на поверхностях нагрева при опытном сжигании березовского угля. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1980, № 483, с. 143-150.

2. М и к к И.Р., П а й с т А.А., Т и й к м а Т.Б. О влиянии химического состава золовых отложений на их радиационные свойства. - В сб.: Влияние минеральной части энергетических топлив на условия работы парогенераторов. Тезисы докл. III Всес. конф., секция 3, Таллин, 1980, с. 36-40.

3. Т и й к м а Т.Б., К л е в ц о в И.А. Лабораторная установка для исследования спектральной излучательной способности различных материалов. - См. наст. сб., с.57-64.

Some Results of the Investigation of Emissivity
Properties of Ionizing Seed of the MHD Generator

Summary

In this paper the authors present the results of measuring spectral emissivities of 6 samples of "natural" deposits of ionizing seed from the convective part of the steam generator of the experimental MHD power plant Y-25.

Here are also given some results of the investigation of different layers of K_2CO_3 . The results show that the ionizing seed deposits based on K_2CO_3 have emissivity appreciably lower than the ordinary steam boilers' fire-side deposits.

A description of an apparatus for measuring the total normal emissivity of K_2CO_3 melted layer and some results of those measurements are also given.

ВЛИЯНИЕ ЧИСЛА РАЗБИЕНИЙ НА ТОЧНОСТЬ ЧИСЛЕННОГО
ИНТЕГРИРОВАНИЯ ПРИ ОПРЕДЕЛЕНИИ УГЛОВЫХ
КОЭФФИЦИЕНТОВ

Определение необходимого числа разбиений для получения заданной точности численного интегрирования при вычислении угловых коэффициентов имеет решающую важность для метода зонального расчета, где обычно приходится определять большое количество угловых коэффициентов. Превышение необходимого числа разбиений при определении угловых коэффициентов численным интегрированием приводит к необоснованно большим затратам машинного времени ЭВМ. С другой стороны, большие погрешности угловых коэффициентов из-за недостаточного количества разбиений при численном интегрировании могут сильно исказить весь результат, получаемый зональным расчетом.

По теоретическим соображениям, исходя из подынтегрального выражения углового коэффициента, нужное количество разбиений (для получения заданной точности при определении углового коэффициента с одной поверхности на другую численным интегрированием этого выражения) зависит от угла, под которым точки одной поверхности "видят" другую поверхность, т.е. от расстояния между этими поверхностями и размеров самих поверхностей. Поэтому в данной работе в качестве геометрической характеристики, от которой зависит число разбиений при численном интегрировании, выбрано отношение L/A , где L - расстояние между поверхностями, A - размер поверхности.

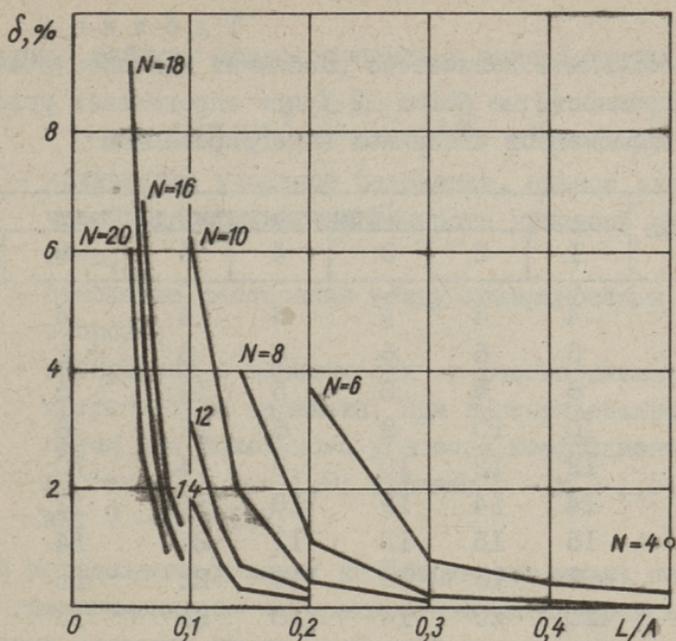
В данном исследовании рассматривали средние угловые коэффициенты - с одного плоского прямоугольника на другой и локальные угловые коэффициенты - с точки на прямоуголь-

ник. Но полученные результаты применимы и для обобщенных угловых коэффициентов. При численном интегрировании применяли формулу Симпсона.

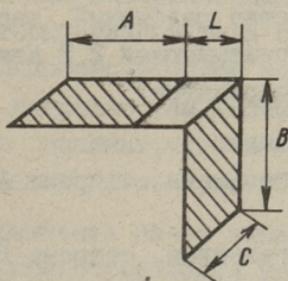
Погрешность численного интегрирования, возникшую при вычислении углового коэффициента с одной поверхности на другую, определяли путем сравнения полученного результата с угловым коэффициентом, определенным по точным аналитическим формулам. Рассматривали простые геометрические системы, для которых имеются такие аналитические формулы в литературе [1] (например, два противостоящих параллельных прямоугольника с одинаковыми размерами). Для определения влияния количества разбиений какой-то одной стороны на точность расчета, количество разбиений остальных сторон прямоугольников выбиралось из условия обеспечения наивысшей точности расчета угловых коэффициентов при данном расстоянии между прямоугольниками. Исследовали зависимость погрешности численного интегрирования от количества разбиений длинных сторон прямоугольников. Результаты данной методики позволяют применять независимое разбиение каждой стороны прямоугольников в зависимости от отношения расстояния между плоскостями прямоугольников к длине данной стороны. Это уменьшает объем расчета при неравносторонних прямоугольниках в случае, если отношение L/A отдельных сторон требует разного числа разбиений для получения заданной точности.

При заданном числе разбиений погрешность угловых коэффициентов растет с уменьшением отношения L/A (сам угловой коэффициент растет). Сначала погрешность растет медленно, а затем, начиная с некоторого значения отношения L/A , кривая погрешности углового коэффициента, определенного численным интегрированием, поднимается очень круто (фиг. 1). Имеется некоторая зависимость погрешности углового коэффициента при заданном отношении L/A и числа разбиений от расположения прямоугольников (параллельные или перпендикулярные) и направления стороны перпендикулярных прямоугольников.

Такие же закономерности получили и при исследовании погрешности численного интегрирования при определении локальных угловых коэффициентов с данной точки на прямоугольник.



Фиг. 1. Погрешность определения угловых коэффициентов, численным интегрированием при параллельных прямоугольниках в зависимости от количества разбиений стороны прямоугольника (N) и отношения расстояния между прямоугольниками к длине интегрируемой стороны.



Фиг. 2. Обозначение сторон перпендикулярных прямоугольников при определении угловых коэффициентов.

Если отношение L/A равно или больше 0,5, то при разбиении стороны прямоугольника на 4 участка погрешность угловых коэффициентов, вычисленных численным интегрированием, не превышает одного процента. С уменьшением отношения L/A количество разбиений, необходимое для получения данной точности, увеличивается в зависимости от кратности интегрирования и расположения поверхностей.

Т а б л и ц а I

Необходимое количество разбиений для обеспечения погрешности не более 2 % при определении угловых коэффициентов численным интегрированием

Отношение L/A	Геометрический вариант						
	I	2	3	4	5	6	7
0,5	4	4	4	4	4	4	4
0,3	6	6	6	6	6	6	6
0,2	8	8	6	6	10	6	8
0,15	10	10	8	8	12	8	12
0,125	12	12	10	8	14	10	14
0,1	14	14	10	10	16	12	16
0,09	16	16	12	12	20	14	18
0,08	18	18	12	14	22	16	20
0,07	20	20	14	16	26	18	24
0,06	22	24	18	16	30	20	28
0,05	26	28	20	20	36	24	32

Цифры, приведенные в первом столбце таблицы I, обозначают промежуток отношения L/A от предыдущей строки до данной.

В таблице приведено количество разбиений, необходимое для достижения погрешности, не превышающей 2 % для следующих характерных геометрических вариантов:

1. Параллельные прямоугольники.
2. Перпендикулярные прямоугольники, сторона A (см. фиг. 2).
3. Перпендикулярные прямоугольники, сторона B.
4. Перпендикулярные прямоугольники, сторона C.
5. Локальный угловой коэффициент. Плоскости точки и прямоугольника параллельны.
6. Локальный угловой коэффициент. Плоскости точки и прямоугольника перпендикулярны. Сторона прямоугольника направлена параллельно нормальному вектору точки.
7. Локальный угловой коэффициент. Плоскости точки и прямоугольника перпендикулярны. Сторона прямоугольника направлена перпендикулярно нормальному вектору точки.

Данные таблицы можно обобщить в виде формулы

$$N = 2 \cdot \text{ENTIER} \left[\frac{\text{ENTIER} \left[\frac{x}{L/A} + 1 \right]}{2} \right], \quad (I)$$

где N - количество участков разбиения, нужное для получения однопроцентной точности углового коэффициента;

L/A - отношение расстояния между поверхностями к длине стороны;

x - выбирается в зависимости от рассматриваемого геометрического варианта. При вышеприведенных вариантах для локального углового коэффициента имеем: вариант 5 - $x = 1,9$; вариант 6 - $x = 1,5$; вариант 7 - $x = 1,8$.

При определении угловых коэффициентов между прямоугольниками, где применяется четырехкратное интегрирование, целесообразно задавать число разбиений начальными данными. Из-за компенсации погрешности иногда можно при маленьких значениях отношения L/A применять меньшее число разбиений, чем требует формула I.

При определении угловых коэффициентов численным интегрированием в условиях затененности интегрируемых поверхностей третьими поверхностями, часть лучей выпадает. Выпадение некоторых членов ряда при численном интегрировании по формуле Симпсона и малом количестве разбиений приводит к заметным погрешностям. Особенно большое влияние оказывает выпадение крайних членов и нечетное число выпадений. Формула трапеций менее чувствительна к выпадению членов.

Погрешность из-за выпадения ряда членов из формулы Симпсона при определении угловых коэффициентов в большинстве случаев увеличивает результат численного интегрирования. С другой стороны, погрешность, возникшая из-за малого числа разбиений в условиях затененности рассматриваемых поверхностей, уменьшает полученный угловой коэффициент. Так как эти две погрешности друг друга компенсируют, а при незатененных поверхностях формула Симпсона точнее формулы трапеций, то в математических моделях печей и топок рекомендуется применять формулу Симпсона.

Практически для затененных поверхностей, не имеющих общих точек, можно определить нужное количество разбиений

при вычислении угловых коэффициентов численным интегрированием опытным путем, увеличивая число разбиений до стабилизации результата. Исходя из полученной кривой погрешности в зависимости от числа разбиений можно определить достаточное количество разбиений для достижения нужной точности. При этом надо еще считаться со временем расчета.

Более сложно определение погрешности угловых коэффициентов численным интегрированием в случае двух перпендикулярных прямоугольников, имеющих общую сторону (стены печи или топки). В общих точках поверхностей значение выражения углового коэффициента превращается в бесконечность. Поэтому приходится выбрасывать общие точки и начинать интегрирование с некоторого расстояния от края поверхности

$$H = US, \quad (2)$$

где S - шаг разбиения,

U - коэффициент, $0 < U \leq 1$.

Если перпендикулярные стороны прямоугольников длиннее параллельных, то коэффициент U меньше единицы. Его определяют опытным путем, вычисляя сперва точное значение углового коэффициента либо аналитическими формулами (без затенения), либо методом Монте-Карло (в условиях затененности).

Если перпендикулярные стороны прямоугольников короче параллельных, то придется взять U равной единице и найти нужное количество разбиений по параллельным сторонам прямоугольников (вариант 4 в таблице I).

Л и т е р а т у р а

И. З и г е л ь Р., Хауэлл Дж. Теплообмен излучением. - М., Мир, 1975, с. 934.

The Influence of the Number of Subintervals on the Numerical
Integration Accuracy by View Factor Calculations

Summary

From the point of view of computing economy it is very important to know the exact number of subintervals to obtain the needed accuracy of calculating the view factors by numerical integration. Particularly if the zone method, which demands the computing of a great number of view factors, is applied to solve the radiation heat transfer problem.

In the present paper the average view factors for two plane rectangles and the local view factors for a point and a rectangle predicted by numerical integration are compared with exact solutions obtained from analytical formulae. The Simpson formula for numerical integration was applied.

It is shown that four subintervals (5 nodes) enable to keep the error of calculation less or equal to 1 per cent if the ratio of distance between two rectangles to the rectangles side length is greater or equal to 0.5. The error is increasing with decreasing the ratio in case of unchanged number of subintervals. To retain the same accuracy, the number of subintervals must be increased.

A table of the number of subintervals of numerical integration to keep the error of calculated view factors less than 2 per cent for 11 ratios of the distance between rectangles to the rectangles side length is given. Seven geometrical variants of various locations and directions of the rectangle sides are considered.

С о д е р ж а н и е

- | | | |
|----|--|----|
| 1. | Ийспуу Л.М., Райнсалу Э.Я., Роотамм Р.Э. О динамике качества сланца по электростанциям за 1960-1981 годы и до 2005 года..... | 3 |
| 2. | Раур К.Э., Пиху Т.К., Ийспуу Л.М. Кинетика размола топлива при ударно-отражательном измельчении..... | 15 |
| 3. | Отс А.А., Пайст А.А., Нуутре М.П., Пообус А.П., Роотамм Р.Э., Тийслер Л.О. Перераспределение компонентов минеральной части канско-ачинских углей в вихревой топке ЦКТИ..... | 27 |
| 4. | Отс А.А., Лайд Я.П., Рандманн Р.Э., Суйк Х.Х. Исследование коррозионной стойкости хромомарганцевых аустенитных сталей в промышленных условиях мазутных котлов..... | 37 |
| 5. | Кяр Х.А., Таукар А.Х. К вопросу о закреплении графитовых частиц на поверхности теплообмена... | 45 |
| 6. | Варес В.А., Клевцов И.А., Круус Р.А., Кяр Х.А., Микк И.Р. Расчетное исследование колебаний температуры и термических напряжений при переходном режиме кипения в трубном пучке..... | 49 |
| 7. | Тийкма Т.Б., Клевцов И.А. Лабораторная установка для исследования спектральной излучательной способности различных материалов..... | 57 |
| 8. | Микк И.Р., Вийльманн И.Р., Тийкма Т.Б. Некоторые результаты исследования радиационных характеристик ионизирующейся присадки МГД генератора.... | 65 |
| 9. | Лаусмаа Т.М. Влияние числа разбиений на точность численного интегрирования при определении угловых коэффициентов..... | 75 |



ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ
Труды ТПИ № 547

ПРОБЛЕМЫ РАБОТЫ КОТЕЛЬНЫХ УСТАНОВОК
ТЕПЛОВЫХ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

Теплоэнергетика XXУ

Редактор В. Ратник

Техн. ред. М. Тамме

Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 13.01.83.

Подписано к печати 01.07.1983.

Формат 60x90/16. Печ. л. 5,25 + 0,25 прил. Уч.-изд. л. 4,0.

Тираж 400. МВ-06598.

Ротапринт ТПИ, Таллин, ул. Коскля, 2/9. Зак. № 497.

Цена 60 коп.

© Таллинский политехнический институт, 1983

Цена 60 коп.

р