Ep.6.7
579

ISSN 0136-3549
0320-3360

TALLINNA
POLÜTEHNILISE INSTITUUDI
TOIMETISED
579

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО
ИНСТИТУТА

TPI
'84

ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

Ер.6.7

579

TPI '84

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621.18:662

ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

Теплоэнергетика XXVII

Таллин 1984

ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ
Труды ТПИ № 579
ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

Теплоэнергетика ХХУ11

Редактор В. Ратник. Техн. ред. В. Ранник
Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 30.03.84
Подписано к печати 23.07.84
Формат 60x90/16. МВ-08047
Печ. л. 4,75 + 0,25 приложение. Уч.-изд. л. 4,0
Тираж 400. Зак. № 435
Ротапринт ТПИ, Таллин, ул. Коскла, 2/9
Ц е н а 60 коп.

© Таллинский политехнический институт, 1984

Teaduslik Raamatukogu
ENSV TA
TALLINN
АН ЭССР
Научная библиотека

№ 579

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED
ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 662.613.5

Д.М. Егоров, Ю.М. Лоосаар

О ВЫДЕЛЕНИИ ТОКСИЧНЫХ ВЕЩЕСТВ ПРИ ПЫЛЕВИДНОМ СЖИГАНИИ ДИКТИОНЕМОВОГО СЛАНЦА И КУКЕРСИТА НА ОПЫТНОМ СТЕНДЕ

Диктионемовый горючий сланец является побочным продуктом при добыче фосфорита в Эстонской ССР. Из-за низкой теплоты сгорания диктионемовый сланец до сих пор не использовался в народном хозяйстве СССР, но попадая в отвалы, при добыче фосфорита он самовозгорается и интенсивно загрязняет окружающую среду (в основном серными соединениями). Это обуславливает разработку способа утилизации диктионемового сланца, не нанося при этом ущерба окружающей среде.

Простейшим способом утилизации диктионемового сланца может являться его пылевидное сжигание в промышленных парогенераторах, так как в нашей республике имеется большой опыт использования энергии низкокалорийных топлив.

Основной трудностью при этом является низкая теплота сгорания диктионемового сланца и наличие веществ, в частности, большого количества серы (табл. I), способных загрязнять окружающую среду.

Из опыта сжигания сланца-кукерсита в топках пылесланцевых котлов известно, что образующаяся в ходе топочных процессов свободная известь (CaO) связывает большую часть образующейся двуокиси серы [I]. При этом значительная часть CaO выходит с золой в несвязанном состоянии (более I7 %) [2, 3]. В связи с этим существует перспектива совместного сжигания сланца-кукерсита и диктионемового сланца с целью уменьшения выбросов окислов серы.

Исследование возможностей утилизации диктионемового сланца и возникающих при этом проблем загрязнения окружающей среды возложено на Институт химии АН ЭССР, в сотрудничестве с которым в проблемной лаборатории промтеплоэнерге-

Таблица I

Характеристика сжигаемых топлив

Топливо	Характеристическая величина											
	A^c	S^c_{o+k}	S^c_k	CO^c_2	C^c	H^c	N^c	O^c	Q^c_δ МДж/кг	$Q^c_н$ МДж/кг	V^o м³/кг	$V^o_г$ м³/кг
Диктионемовый сланец	83,80	4,26	4,I6	2,20	6,69	0,68	0,24	2,I3	4,396	3,835	0,898	0,967
Кукерсит	47,26	I,87	I,7I	2I,78	2I,79	2,60	0,3I	3,39	I0,446	9,667	2,563	2,888
Смесь кукерсита и диктионемового сланца	66,I4	3,05	2,80	II,52	I4,24	I,60	0,27	3,I7	7,3I4	6,653	I,72I	I,9I3

Таблица 2

Состав золы топлив

Топливо	Соединение						
	SiO_2	Fe_2O_3	Al_2O_3	CaO	MgO	K_2O	Na_2O
Диктионемовый сланец	66,34	8,82	II,56	I,99	4,I4	2,78	0,05
Кукерсит	20,6I	I,70	6,58	47,58	6,84	I,84	0,38
Смесь кукерсита и диктионемового сланца	47,03	8,57	4,I3	I9,92	3,44	3,54	0,44

тики ТПИ была проведена данная работа, целью которой являлось исследование горения пылевидного диктионемового сланца и изучение выделения токсичных газообразных продуктов сгорания.

Наряду с опытами по сжиганию керновых проб диктионемового сланца из месторождения Тоолсе для сравнения были проведены опыты с кукерситом (средняя проба из Прибалтийской ГРЭС за 1981 г.) и смесью его с диктионемовым сланцем.

Выбор исследованных топлив, состав горючей части их и основные тепловые характеристики приведены в таблице I. Состав золы топлив приведен в таблице 2.

Минеральный и элементарный составы топлива в основном определены методами химического анализа. Содержание углерода, водорода и азота определено на элементарном анализаторе (Hewlett-Packard 185). Содержание кислорода получено как разница от ста процентов.

При расчете стехиометрических объемов продуктов сгорания и необходимого количества воздуха учтено окисление колчеданного железа до гематита (Fe_2O_3).

Сравнивая кукерсит и диктионемовый сланец как топлива, в первую очередь, следует отметить почти в 2,5 раза меньшую теплоту сгорания диктионемового сланца, примерно в 7 раз большее содержание горючей серы и на порядок меньшее содержание окиси кальция в пересчете на горючую массу. Учитывая эти соотношения и коэффициент связывания серы золой при сгорании кукерсита в топках парогенераторов, можно предположить, что выделение такого же количества тепла сопровождается при сжигании диктионемового сланца увеличением выброса сернистого газа в окружающую среду примерно в 40 раз по сравнению с кукерситом. Зола диктионемового сланца содержит в основном только глинистые минералы, затрудняющие утилизацию этой золы в виде сырья для строительных материалов и в сельском хозяйстве. Приведенные в таблице I теплоты сгорания $Q_н^р$ получены при пересчете из $Q_б^с$.

Опыты проводились на стендовой установке для сжигания пылевидного топлива, принципиальная схема которой изображена на фиг. I.

Камерой сгорания служит вертикально расположенная кварцевая труба (ø 63х3,5, длиной I м) с четырнадцатью выводами для отбора проб продуктов сгорания на разных этапах процесса горения. Для предварительного подогрева камеры сгорания и компенсации потери тепла служит электронагреватель, покрытый слоем теплоизоляции из каолиновой ваты.

Топливо подается в верхнюю часть камеры сгорания через прямоточную горелку из вибропитателя со смесителем топливной пыли с первичным воздухом (расход топлива - 0,I-0,5кг/ч).

Система отвода дымовых газов, расположенная под камерой сгорания, обеспечивает охлаждение продуктов сгорания и улавливание летучей золы.

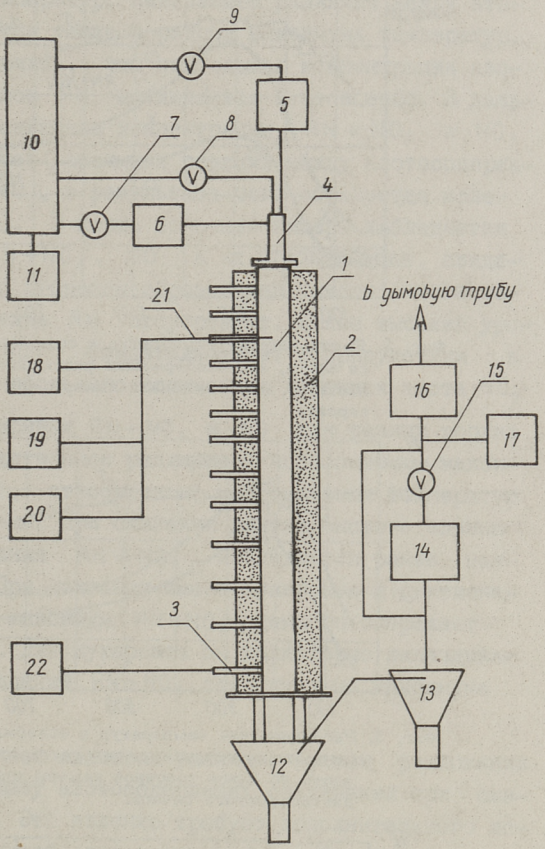
Максимально возможная температура в камере сгорания достигает I600 К. Приблизительное время пребывания газов в камере сгорания для данных опытов составляло 0,4-0,8 с. Температуры в топочном объеме определялись с помощью термопары градуировки ПП. Состав дымовых газов определялся газовым хроматографом ЛХМ-8Д. Окислы серы, азотосодержащие радикалы и окислы азота, регистрировались с помощью системы кулонометрического детектирования КДС-6I.

Сжигание всех исследуемых топлив старались проводить по возможности в аналогичных условиях. Имеется в виду температурный режим, скорости движения газов в топочной камере и избытки воздуха.

Максимальные температуры при сжигании кукерсита и смеси его с диктионемовым сланцем не превышали I400 К, а избытки воздуха изменялись в широком диапазоне (от 0,8 до 3,9).

Наиболее корректные опыты с диктионемовым сланцем удалось провести при больших избытках воздуха, так как наличие большого количества глинистых минералов в диктионемовом сланце вызвало при малых расходах воздуха быстрое засорение и выход из строя питательной системы. Повысив расходы воздуха и топлива, возможно получить желаемые режимы с малыми α, но при этом скорость газов в топочной камере повысилась бы и зона горения вышла бы за пределы топочной камеры.

При сжигании диктионемового сланца оказалось очень важным соблюдение точного температурного режима. При повы-



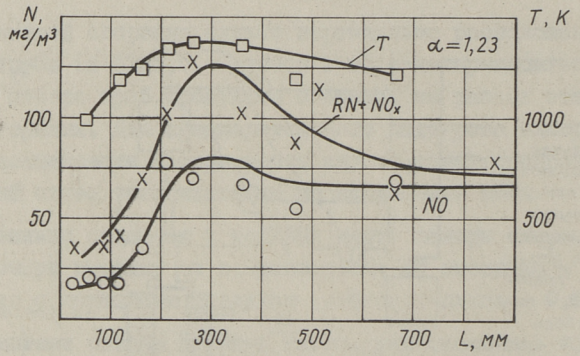
Фиг. 1.

Принципиальная схема стендовой установки для сжигания пылевидного топлива. 1 – камера сгорания; 2 – теплоизоляция; 3 – вывод для отбора проб газа; 4 – горелка; 5 – питатель со смесителем; 6 – подогреватель воздуха; 7, 8,9 – расходомеры воздуха; 10 – ресивер воздуха; 11– компрессор; 12 – холодная воронка; 13 – циклон; 14 – рукавный фильтр; 15 – расходомер дымовых газов; 16 – дымосос; 17 – отбор газовых проб; 18 – система кулонометрического детектирования КДС-61; 19 – газовый хроматограф ЛХМ-8Д; 20 – потенциометр; 21 – зонд для отбора проб газа; 22 – микроманометр.

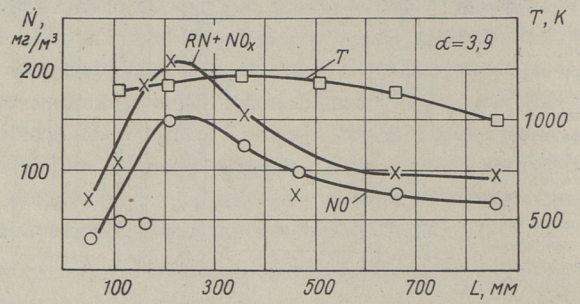
шении температуры выше 1000 °С наблюдалось сильное шлакование топочной камеры. Самые подходящие температуры для сжигания диктионемового сланца находились в пределах 950-1000 °С (температура факела). Так как температуры при сжигании всех видов данных топлив были относительно низкие, то в дальнейшем разговор ведется о "топливных" окислах азота, пренебрегая "термическими" окислами азота.

Кинетика образования окислов азота и азотосодержащих радикалов для разных топлив представлена на фиг. 2, 3, 4.

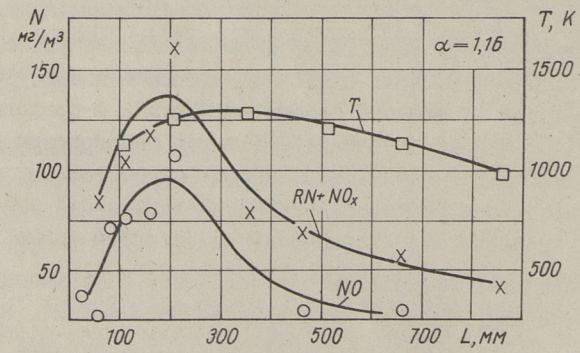
Из представленных фигур видно, что в начальной зоне факела концентрации как $RN + NO_x$, так и NO невелики, но быстро возрастают по ходу факела, достигая максимума в



Фиг. 2. Распределение температур и содержания монооки-си азота, азотосодержащих радикалов и окислов азота по длине топочной камеры при сжигании ку-керсита.



Фиг. 3. Распределение температур и содержания монооки-си азота, азотосодержащих радикалов и окислов азота по длине топочной камеры при сжигании диктионемового сланца.



Фиг. 4. Распределение температур и содержания монооки-си азота, азотосодержащих радикалов и окислов азота по длине топочной камеры при сжигании сме-си кукерсита и диктионемового сланца.

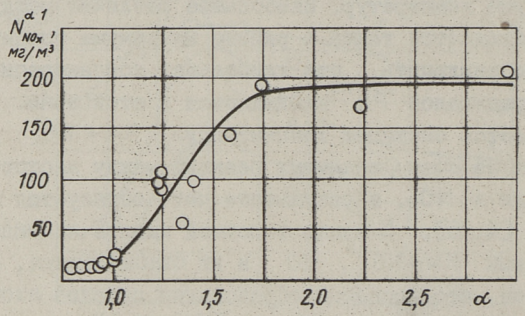
районе максимума температур. Наибольшее различие между этими кривыми наблюдается также в районе максимума температур. Из этого можно заключить, что наибольшая концентрация азотосодержащих радикалов RN наблюдается в этой зоне. В дальнейшем наблюдается снижение концентрации $RN + NO_x$ и NO, что происходит за счет взаимных реакций между азотосодержащими радикалами и NO, в результате чего образуется молекулярный азот [4, 5]. В конце топочной камеры наблюдается сближение кривых $RN+NO_x$, NO и их стабилизация, свидетельствуя о том, что процессы образования окислов азота закончены и радикалы типа RN отсутствуют. Более высокий уровень кривой $RN + NO_x$ свидетельствует о присутствии в продуктах сгорания небольшого количества двуокиси азота NO_2.

При сравнении кривых $RN+NO_x$ и NO для разных топлив выявляется одно существенное различие. Расположение максимума кривой $RN+NO_x$ относительно максимальных температур не является постоянным. При сжигании диктионемового сланца максимальные содержания $RN + NO_x$ наблюдаются ранее максимума температур. При сжигании смеси кукерсита и диктионемового сланца также максимум $RN+NO_x$ немного опережает максимум температур. Для кукерсита же характерно запаздывание максимальных значений $RN+NO_x$ относительно максимума температур.

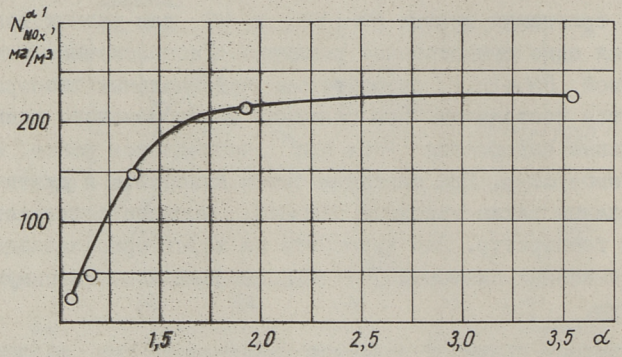
Очевидной причиной является различие времен разложения и выхода в газовую фазу азотосодержащих соединений при сжигании данных топлив. Это явление требует дополнительного исследования и в настоящей статье можно лишь обратить внимание на него.

Если представленное объяснение окажется оправданным, то это значит, что образование окислов азота зависит от структуры и химического состава вида твердого топлива и при изучении возможностей снижения выделения окислов азота для разных топлив необходим отдельный подход. Сдвиг зон максимальных значений $RN+NO_x$ при разных топливах относительно кривой распределения температур следует учитывать при создании горелочных устройств ступенчатого сжигания топлива с целью подавления образования окислов азота.

На фиг. 5 и 6 представлена зависимость выделения окислов азота от коэффициента избытка воздуха для кукерсита и



Фиг. 5. Содержание азота, связанного в окислы, в зависимости от α при сжигании кукерсита. Концентрации приведены к объему дымовых газов при $\alpha = 1$.



Фиг. 6. Содержание азота, связанного в окислы, в зависимости от α при сжигании смеси кукерсита и диктионемового сланца. Концентрации приведены к объему дымовых газов при $\alpha = 1$.

его смеси с диктионемовым сланцем. При данном температурном режиме наиболее сильно выраженная зависимость концентрации NO_x от α наблюдается для обоих топлив в пределах от I,0 до I,5. По данным ранее проведенных исследований с жидкими топливами при относительно низких температурах подобное явление наблюдается в более узком диапазоне α вблизи $\alpha = I$ [6].

В горелках энергетических пылесланцевых парогенераторов поддерживается коэффициент избытка воздуха ~I,2. Как видно из описанной зависимости, увеличение коэффициента избытка воздуха до I,5 может в I,5-2 раза повысить выброс

окислов азота. Степень конверсии топливного азота в NO_x находится в пределах от 2 до 19 % в зависимости от α. При таком температурном режиме можно пренебречь "термическими" окислами азота. При α = 1,25 степень конверсии топливного азота составляла приблизительно 10 %. Полученный результат хорошо согласуется с данными промышленных опытов, при которых была установлена зависимость степени конверсии топливного азота от содержания его в топливе [1].

Для смеси кукерсита и диктионемового сланца выход окислов азота при рабочих коэффициентах избытка воздуха (α = 1,25) составляет 100 мг/м^3, что дает степень конверсии азота топлива ~ 7 %.

При больших α степень конверсии составляет примерно 16 %. Такая же доля азота топлива превращается в окислы при сжигании диктионемового сланца при больших α.

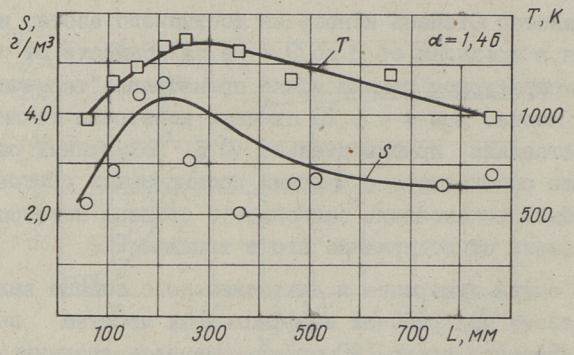
Снижение конверсии азота топлива в окислы при рабочих α с 10 до 7 % при сжигании смеси кукерсита и диктионемового сланца по сравнению с кукерситом может быть результатом тормозящего влияния на образование окислов азота серы, введенной с диктионемовым сланцем [7].

Графики распределения серы в продуктах сгорания кукерсита и его смеси с диктионемовым сланцем приведены на фиг. 7 и 8. Максимальные концентрации газообразных серных соединений располагаются в зоне максимальных температур. Связывание серных соединений золой, содержащей свободную известь, начинается со спадом температур.

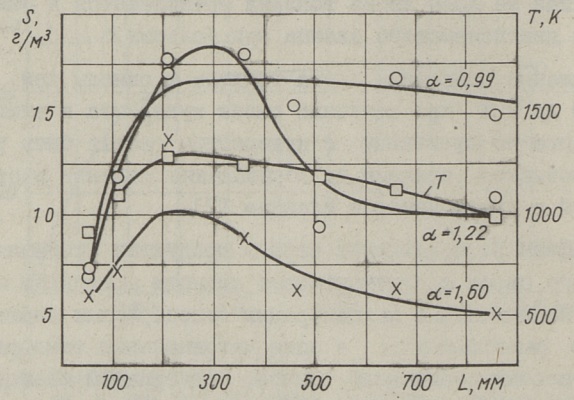
Для кукерсита при α = 1,46 коэффициент связывания серы золой к концу топочной камеры составлял 50 %. По анализам отобранной золы (5,14 % SO_3 в золе) получен коэффициент связывания 52 %, что очень близко к результату, полученному путем газового баланса.

Общий ход кривых концентрации газообразных серных соединений при сжигании смеси кукерсита и диктионемового сланца аналогичен случаю кукерсита.

При близком к единице α связывания окислов серы золой в стендовых условиях почти не происходит и вся горючая сера выделяется с дымовыми газами в виде окислов серы. При увеличении избытка воздуха начинается более интенсивное



Фиг. 7. Распределение температур и содержание серы в газообразных соединениях по длине топочной камеры при сжигании кукерсита.

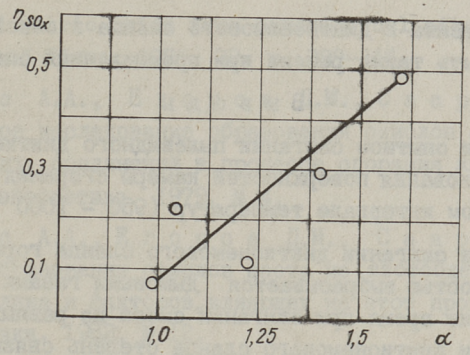


Фиг. 8. Распределение температур и содержание серы в газообразных соединениях по длине топочной камеры при сжигании смеси кукерсита и диктионемового сланца.

связывание серы золовым остатком и при $\alpha = 1{,}6$, в условиях лабораторного стенда, коэффициент связывания серы достигает 50 %.

Низкая степень связывания серы при близких к единице α объясняется недостатком кислорода на образование сульфата кальция из окислов серы и свободной извести.

На фиг. 9 представлена зависимость степени связывания серы золой от коэффициента избытка воздуха для смеси.



Фиг. 9. Степень связывания горючей серы топлива золой, в зависимости от α при сжигании смеси кукерсита и диктионемового сланца.

Анализ золовых проб, взятых при α = I,4, на содержание SO_3 показал I3 %, чему соответствует степень связывания серы 28 %. По газовому анализу при данных условиях был получен коэффициент связывания серы 30 %. Как видно из фиг. 9, эти значения несколько ниже средней линии по опытным точкам. Сравнительно большой разброс опытных точек может быть вызван как пульсациями факела, так и неравномерным смешиванием кукерсита и диктионемового сланца. Такое сравнительно небольшое по сравнению с промышленными данными связывание серы объясняется быстрым прохождением продуктов сгорания через зоны интенсивного связывания.

В реальных котлах время пребывания дымовых газов в зоне связывания в 5-I0 раз больше.

Для диктионемового сланца измерения содержания окислов серы в дымовых газах в конце камеры сгорания при α=3,9 давали в среднем II г/м^3, что указывает на полное превращение серы в окислы и ничтожно малую степень связывания серы золой.

Проведенные опыты доказывают, что при сжигании смеси диктионемового сланца и сланца кукерсита происходит интенсивное связывание окислов серы золовым остатком. Но судить о реальном выбросе окислов серы при сжигании данного топлива можно лишь на основе промышленных опытов. Стендовые опыты не дают также возможности определить оптимальные соотно-

шения кукерсита и диктионемового сланца в смеси. Эта задача может быть также решена при промышленных опытах.

Выводы

I. При опытном сжигании пылевидного диктионемового сланца шлакования поверхностей камеры сгорания не наблюдалось в узком интервале температур (950 - I000 °С).

2. При сжигании диктионемового сланца горючая сера почти полностью выбрасывается дымовыми газами в виде окислов. В то же время при сжигании смеси из равных количеств кукерсита и диктионемового сланца степень связывания окислов серы золой находится приблизительно на том же уровне, как и при сжигании кукерсита.

3. Исследована зависимость степени связывания серы золой от коэффициента избытка воздуха. При малых α степень связывания серы в связи с недостатком кислорода практически равняется нулю.

4. Кинетика образования окислов азота при разных твердых топливах имеет различия.

5. Выброс окислов азота на единицу выделяемой тепловой энергии при сжигании диктионемового сланца в I,5-2 раза больше, чем при сжигании кукерсита.

Литература

I. Отс А.А., Егоров Д.М., Лоосаар Ю.М. О выделении токсичных и канцерогенных веществ при сжигании эстонского горючего сланца в энергетических котлоагрегатах.- Тр. Таллинск. политехн. ин-та, I982, № 522.

2. Эпик И.П. Влияние минеральной части сланцев на условия работы котлоагрегатов. Таллин, I96I.

3. Отс А.А. Процессы в парогенераторах при сжигании сланцев и канско-ачинских углей. М., Энергия, I977.

4. Fenimore C.P. Formation of NO from fuel nitrogen in ethylene flames. - Combustion and Flame, 1972, 19, N 2, p. 289-296.

5. Flagan R.C., Galant S., Appleton J.P. Rate constrained partial equilibrium models for the

formation of nitric oxide from organic fuel nitrogen. - Combustion and Flame, 1974, 22, p. 299-311.

6. Отс А.А., Егоров Д.М., Саар К.Ю. Экспериментальное исследование образования окислов азота из азотсодержащих соединений в процессе сгорания жидкого топлив. - Теплоэнергетика, 1979, № 4.

7. Отс А.А., Егоров Д.М., Саар К.Ю. Исследование образования окислов азота из азотсодержащих соединений топлива и факторов, влияющих на этот процесс. - Теплоэнергетика, 1982, № 12.

D. Yegorov, J. Loosaar

Emission of Toxical Compounds in Burning Pulverized Estonian Oil Shale and Argilite on the Experimental Stand

Summary

Nitrogen and sulphur oxides formation in burning oil shale and argilite in laboratory conditions is investigated. Nitrogen and sulphur oxides emission levels for several burning conditions are given.

The experimental combustion stand is described and main operation characteristics are given.

№ 579

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 926.086

Х.А. Кяар, Т.К. Пиху, А.Х. Таукар

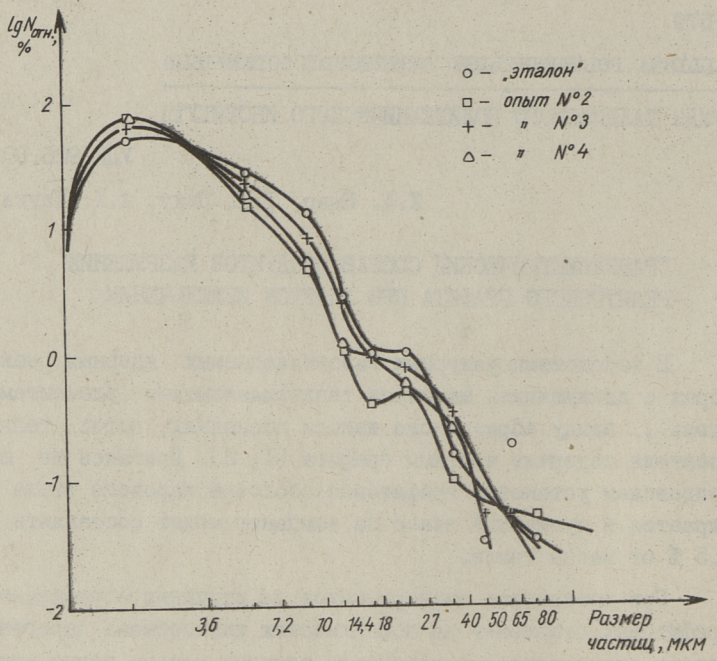
ГРАНУЛОМЕТРИЧЕСКИЙ СОСТАВ ПРОДУКТОВ РАЗРУШЕНИЯ РЕАКТОРНОГО ГРАФИТА ПРИ УДАРНОМ ИЗМЕЛЬЧЕНИИ

В высокотемпературных газоохлаждаемых ядерных реакторах с движущимися шаровыми тепловыделяющими элементами (твэл), ввиду абразивного износа последних, поток теплоносителя содержит частицы графита [I, 2]. Двигаясь по шаропроводам установки графитовая оболочка шарового твэла истирается и суммарный износ за кампанию может составлять до 0,5 % от массы твэла.

При постановке экспериментов по изучению образования графитовых отложений на поверхностях теплообмена парогенератора энергетической установки следует весьма точно моделировать гранулометрический состав продуктов износа шаровых твэлов, так как размер во многом определяет составляющие баланса сил, действующих на частицу в неизотермическом потоке газа [3].

Предварительное измельчение реакторного графита проводилось в центробежно-отражательной мельнице ЦОД-250, в которой разрушение материала происходит в воздушной среде одноразовым ускорением частиц лопастями ротора и отбрасыванием их со скоростью ~I00 м/с и под углом атаки ~ 90° по массивным отражателям.

Дальнейшее измельчение графитового порошка проводилось при помощи лабораторного дезинтегратора Д-67 в двух этапах. На первом этапе применялся трехрядный ротор дезинтегратора со скоростью вращения 8000 об/мин (опыт I), а на втором использовался семирядный ротор со скоростью вращения I5000 об/мин (опыты 2, 3, 4). Кратность пропуска материала в опытах 2, 3, 4 соответственно I, 2, 3.

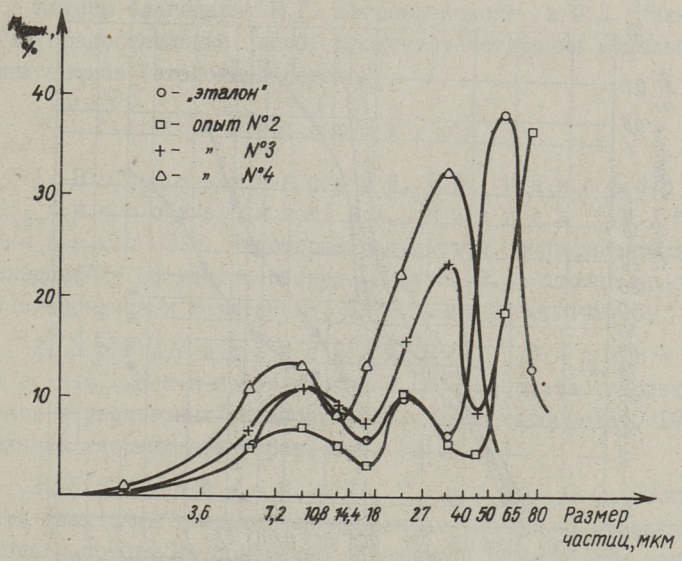


Фиг. 1. Кривые дифференциального распределения относительного числа частиц по размерам.

Гранулометрический состав получаемого графитового порошка определялся совместно методами ситового анализа и измерения размеров частиц под микроскопом. Применялся комплект из 9 сит с размерами отверстий от 3 миллиметров до 80 микрон. Проход через сито с отверстиями 80 микрон был исследован с помощью микроскопа "Люмам Р3". Препараты изготовлялись в виде суспензии (объемная концентрация частиц графита <I %) на основе слабого водного раствора Na_3PO_4. Каждый анализ содержал не менее 3000–4000 частиц.

Экспериментальные данные по гранулометрическому анализу порошков приведены на фиг. I–3.

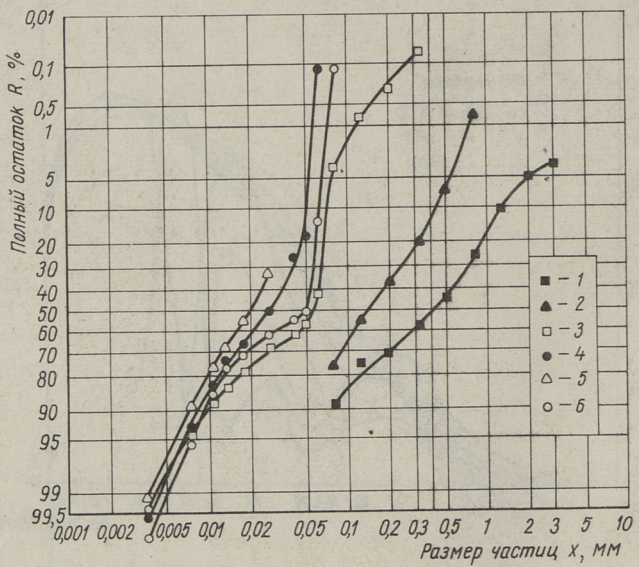
В качестве эталонного порошка использовались продукты истирания моделей шаровых твэлов при движении их по стальным трубопроводам со скоростью ~2 м/с в гелиевой среде [2].



Фиг. 2. Кривые дифференциального распределения относительной массы частиц по размерам.

На фиг. I сопоставлены данные измерения размеров частиц порошка из опытов 2, 3, 4 под микроскопом (т.е. относительно тонкодисперсная часть продуктов разрушения с <40 микрон) с данными эталонного порошка, где $N_{отн.}$ является отношением числа частиц с данным размером к общему количеству измеряемых частиц, умноженное на I00. Количество частиц в интервале размеров от 40 до 80 микрон мало (менее I5).

Результаты пересчета данных измерений размеров под микроскопом для получения распределения частиц по фракциям (по массе) при допущении сферической геометрии их показаны на фиг. 2. Наблюдается ярко выраженное бимодальное распределение массы по фракциям, что указывает на гетерогенный состав материала. Действительно, при прессовке графитовых изделий используется природный графит с добавлением каменноугольного пека, высокографитизированного нефтяного кокса и т.п. [4, 5], имеющиеся различные механические свойства как исходные компоненты смеси, а также различные прочностные характеристики в сложной структуре гетерогенного материала.



Фиг. 3. Распределение продуктов размола.
1 – ЦОД-250, = 100 м/с; 2 – Д67, опыт № 1; 3 – Д67, опыт № 2;
4 – Д67, опыт № 3; 5 – Д67, опыт № 4; 6 – графит "эталон".

На диаграмме Колмогорова-Фай-Желева (фиг. 3) приведены пересчитанные данные измерения размеров частиц под микроскопом (d < 80 микрон) совместно с результатами ситового анализа (d > 80 микрон). На диаграмму нанесены также данные по измельчению графита в центробежно-отражательной мельнице.

Сопоставление гранулометрического состава продуктов измельчения графита с эталонным порошком указывает на удовлетворительной их совпадение, в частности, в области мелких фракций, что является особенно важным аспектом для моделирования адекватного запыленного графитом газового потока и возможного формирования отложений на поверхностях теплообмена. По-видимому, при необходимости возможно добиться дальнейшего сближения характеристик гранулометрического состава порошков путем регулирования скорости вращения ротора дезинтегратора.

Авторы благодарят Р.Г. Богоявленского и Ю.Д. Никифорова за предоставление проб продуктов истирания моделей шаровых твэлов (эталонный порошок).

Литература

1. Богоявленский, Р.Г., Никифоров Ю.Д., Анапольский А.Б., Минкин Л.М., Куханович О.И. Некоторые результаты экспериментального исследования элементов оборудования ВТГР. - Атомно-водородная энергетика и технология, 1979, вып. 2, с. 149-159.

2. Богоявленский Р.Г., Кондитеров М.В., Никифоров Ю.Д. Перегрузка шаровых твэлов в реакторных установках. М., Энергоатомиздат, 1983. (Техника ядерных реакторов, вып. 13).

3. Спокойный Ф.Е., Горбис З.Р. Особенности осаждения тонкодиспергированных частиц из охлаждаемого газового потока на поперечно обтекаемой поверхности теплообмена. - Теплофизика высоких температур, 1981, т. 19, № 1, с. 182-199.

4. Черников А.С., Кошелев Ю.В., Шокина З.А., Столяров В.И., Никаноров Г.Н. Вопросы изготовления и контроля качества микротоплива, твэлов и ТВС для реакторов ВТГР. - Атомно-водородная энергетика и технология, 1982, вып. 4, с. 180-197.

5. Черников А.С., Колесов В.С., Пермяков Л.Н., Кошелев Ю.В., Михайличенко Л.И. Конструкция и основные характеристики твэлов ВТГР. - Атомно-водородная энергетика и технология, 1982, вып. 5, с. 207-225.

H. Kaar, T. Pihu, A. Taukar

Granulometric Composition of the Reactor Graphite Crush Products Formed in the Process of Hit Pulverization

Summary

The pulverization has been carried out in a centrifugal-reflecting mill and a laboratory disintegrator with an aim of getting data on the granulometric compositions of a powder which would be identical to some etalon powders formed in the process of graphite articles attrition.

Satisfactory coinciding takes place in comparing the received data.

№ 579

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 532.542.4

Р.А. Круус, Х.А. Кяар

ОСАЖДЕНИЕ ГРАФИТОВОЙ ПЫЛИ ИЗ ВОЗДУШНОГО ПОТОКА НА ПРОДОЛЬНО ОБТЕКАЕМУЮ ПОВЕРХНОСТЬ

В парогенераторах энергетических установок с высокотемпературными газоохлаждаемыми реакторами газовый теплоноситель может содержать графитовые частицы, которые под действием различных сил осаждаются на поверхностях теплообмена парогенераторов. Графитовые отложения приводят к снижению интенсивности теплопередачи в парогенераторе, уменьшению эффективности и надежности работы всей установки [1]. В настоящей работе представлены результаты опытов по осаждению графитовой пыли из потока осушенного нагретого воздуха на продольно обтекаемые изотермические и охлаждаемые трубы-зонды.

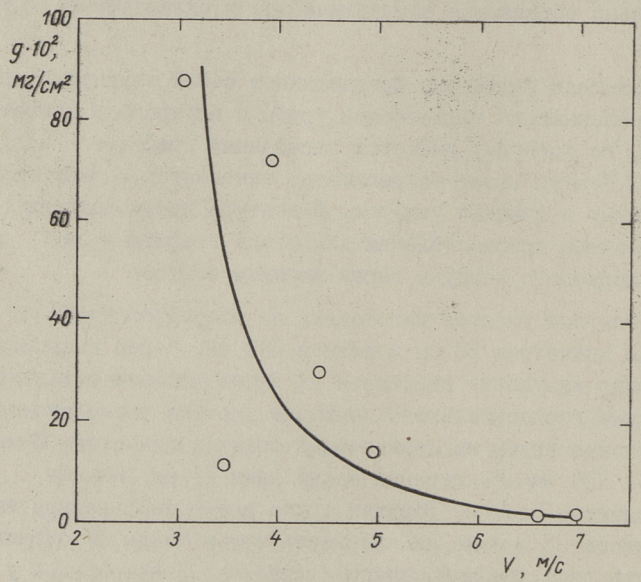
Опытная установка представляет собой замкнутый контур, изготовленный из нержавеющей трубы с внутренним диаметром 40 мм, по которому движется запыленный графитом воздушный поток. Контур имеет нагреватель, вентилятор, измерительную диафрагму и опытный участок. В контуре предусмотрены вспомогательные приспособления для ввода графита и для осушки циркулирующего воздуха перед началом опытов.

Опытный участок изготовлен из кварцевой трубы с внутренним диаметром 38 мм и длиной 450 мм. Через кварцевую трубу можно визуально наблюдать за формированием отложений. В середине горизонтального опытного участка располагаются две продольные трубы из нержавеющей стали с диаметром 8 мм и длиной 390 мм. Расстояние между ними 11 мм. Нижняя труба охлаждается маслом. Верхняя труба имеет температуру газового потока. В канале из кварцевой трубы зонды фиксируются с помощью двух дистанцирующих пластин. Концы зондов у набегающего потока изготовлены на конус. Общая длина контура составляет 3,94 м. Весь контур покрыт тепловой изоляцией.

Гранулометрический состав применяемого графитового порошка показал, что количество частиц с размером до 10 мкм не превышает 2 %, а содержание частиц размерами в интервале от 40 мкм до 80 мкм равно 50 %. Перед началом каждого опыта графитовая пыль рассыпается на противни и сушится в течение четырех часов при температуре 150 °С.

При подготовке установки к опыту контур продувается для удаления пыли, осевшей за время предыдущих опытов. Опытный участок демонтируется и все поверхности тщательно чистятся от пыли. В контур циркулирующего газа вводится патрон с силикагелем и в течение ~45 минут производится удаление влаги из воздуха.

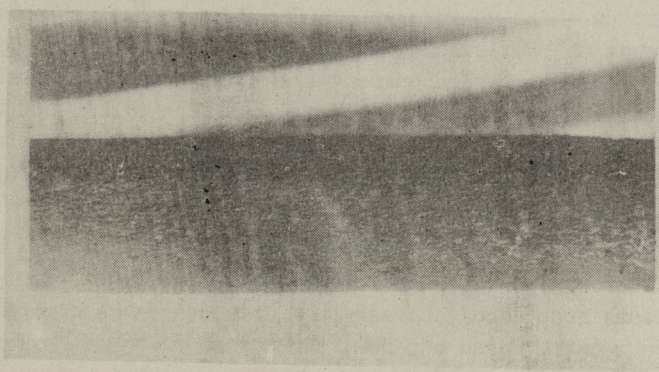
После включения нагревателя и подогрева воздушного потока в опытном участке до 270–280 °С в контур однократно вводят просушенную графитовую пыль в количестве 50 г. Опыт с запыленным воздушным потоком продолжается далее в течение двух часов. После окончания опыта с неизотермического (охлаждаемого) зонда снимаются отложения для определения количества осевшей на единицу поверхности пыли (фиг. 1).



Фиг. 1. Количество графитовых отложений на охлаждаемом зонде в зависимости от скорости воздушного потока.

Известно, что в присутствии влаги, в запыленном потоке резко увеличиваются силы адгезионного закрепления частиц[2, 3] и поэтому охлаждение зонда проводится маслом так, чтобы температура наружной поверхности зонда была больше 105 °С для исключения конденсации водяного пара на зонде.

Опыты показали, что в условиях температурного градиента происходит интенсивное осаждение пыли на осаждаемую поверхность. При скорости свыше 6 м/с отложения практически сдувались с поверхности, за исключением тонкодисперсного еле заметного налета, одинакового как на изотермическом, так и на неизотермическом зонде. На скоростях 5-6 м/с максимальный рост отложений происходит на неизотермическом зонде за дистанцирующей пластиной. При такой скорости на неизотермическом зонде на фоне тонкодисперсного слоя имеются крупицы большого размера. Под микроскопом видно, что крупицы представляют собой своеобразные "комки" из частиц мелкой фракции, которые сцеплены друг с другом.



Фиг. 2. Охлаждаемый зонд после опыта при скорости потока 3,9 м/с.

Наибольшие отложения, распределенные равномерно по периметру неизотермического зонда, наблюдаются при малой скорости потока ~ 3 м/с (фиг. I, 2). Визуальный анализ под микроскопом показал, что отложения имеют рыхлую структуру, а при встряхивании легко отделяются от поверхности зонда коркой. По мере увеличения скорости потока, лимитирующим фактором, определяющим толщину образовавшихся отложений стано-

вится удаление частиц графита из-за сил аэродинамического воздействия. На изотермическом зонде до дистанцирующей пластинки также заметен некоторый слой отложений. На внутренней поверхности кварцевой трубы опытного участка имеются небольшие отложения графитовой пыли по всему периметру.

Исходя из анализа фракционного состава осевших частиц на неизотермическом зонде до и после дистанцирующих пластин, можно судить о размерах частиц, осевших на зонде. Преобладающее большинство частиц (до 73 %), осаждающихся на охлаждаемой трубе, имеет размер менее 2 мкм. За дистанцирующей пластиной осаждается около 50 % частиц размерами 3–4 мкм. Таким образом, происходит сепарация частиц графита и на поверхности зонда закрепляются преимущественно мелкие фракции.

По данным экспериментов поток воздуха оказывает ламинарное воздействие на закрепленную частицу в монослое, так как толщина ламинарного подслоя значительно больше диаметра частицы. Если представить процесс образования отложений состоящим из трех этапов – этапа транспорта частиц в пристенную область, этапа закрепления частиц на поверхности зонда, либо на слой ранее осевших частиц и этапа отрыва частиц от поверхности, либо от слоя частиц, то наши опытные данные (фиг. I) характеризуют конечный результат процессов, действующих на всех указанных этапах.

Условия транспорта частиц графита к поверхности охлаждаемого и изотермического зондов отличаются ввиду появления поперечной составляющей скорости из-за термофоретических сил. Таким образом, в пристенную область охлаждаемого зонда поступает большее количество частиц.

Условия экспериментов были специально выбраны такими, чтобы подавить остальные механизмы образования отложений, кроме термофореза. Известно, что при продольном омывании поверхности, роль аэродинамических сил для образования отложений относительно небольшая. Для условий опытов, величина критерия Стокса не превышает 0,I, что объясняет присутствие лишь еле заметных отложений на поверхности изотермического зонда. Более значительные графитовые отложения на изотермическом зонде можно было наблюдать непосредственно за дистанцирующими пластинками, где образова-

ние вихревой зоны способствовалс транспорту частиц к поверхности.

Влияние термофоретических сил на закрепление и на удержание частиц отложений на охлаждаемой поверхности требует дальнейшего исследования [2, 4].

Результаты опытов указывают на возможность образования значительных слабозакрепленных графитовых отложений на поверхностях теплообмена в условиях ламинарного воздействия газового потока и за плохообтекаемыми элементами парогенератора.

Литература

1. Горбис З.Р., Спокойный Ф.Е. О влиянии термофореза на отложение графитовой пыли при обтекании охлаждаемых поверхностей в ВТГР. - Вопросы атомной науки и техники. Серия: Атомно-водородная энергетика и технология, 1980, вып. 2(7), с. 174-176.

2. Кяар Х.А., Таукар А.Х. К вопросу о закреплении графитовых частиц на поверхности теплообмена. - Труды Таллинск. политехн. ин-та, 1983, № 547, с. 45-48.

3. Зимон А.Д. Адгезия пыли и порошков. М., Химия, 1976. 432 с.

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

R. Kruus, H. Käär

Precipitation of Graphite Powder from the Air Flow on Longitudinal Surface

Summary

Comparative results of precipitation of graphite powder on the probe in longitudinal air flow at the temperature of 270 °C and at the velocity in the range of 3-7 m/s have been obtained.

№ 579

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 536.24:62I.I87.322

А.А. Отс, У.В. Соодла, Р.В. Тоуарт

ИЗМЕРЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ В СТЕНКЕ ТРУБЫ ПРИ РЕЗКОМ ОХЛАЖДЕНИИ

Водяная очистка поверхностей нагрева паровых котлов от золовых отложений нашла широкое использование как в СССР, так и за рубезом, особенно при сжигании низкокалорийных топлив.

Однако применение термоциклической водяной обмывки наряду с высокой эффективностью создает проблемы, связанные с образованием и распространением термоусталостных трещин в трубах и ускорением износа поверхностей нагрева.

Появление термоусталостных трещин связано с резкими изменениями температуры металла, скорость которой может достигать 2000 К/с и более, что вызывает большие дополнительные термические напряжения в металле.

Так как измерение термических напряжений представляет трудно реализуемую задачу, то об их величине легче судить по температурным перепадам в стенке трубы в условиях водяной обмывки. Имея достоверные данные об изменении температуры по толщине стенки трубы во времени, можно расчетным путем определить и изменяющиеся по времени термические напряжения.

Таллинским политехническим институтом разработана методика расчета температурных полей в стенке трубы при водяной обмывке поверхностей нагрева [I], исходя из экспериментально определенного изменения температуры в стенке трубы на любом расстоянии от внешней поверхности трубы.

Целью настоящей работы является разработка методики и экспериментальное определение с большой точностью температурных полей в стенке трубы при водяной обмывке с ис-

пользованием малоинерционных термопар, а также сравнение полученных данных с измерениями, проведенными на разных расстояниях от поверхности, оценить их точность и дать рекомендации как для проведения таких измерений, так и для обработки полученных экспериментальных данных.

Для экспериментального определения температурного поля в стенке трубы при его резком охлаждении компактной струей воды была разработана специальная экспериментальная методика и сконструирован опытный блок с термопарами. В разработках экспериментальной методики были использованы предложения кандидата техн. наук П.И. Ансона. Описание опытной установки приведено в [2]. Схема используемого в экспериментах опытного блока для измерения быстроизменяющегося температурного поля в стенке трубы показана на фиг. I.

Измерительный блок состоит из двух половин трубы диаметром 32х6 мм, соединенных болтами (на схеме не показаны). Плоскость разъема перпендикулярна оси трубы.

На нижней половине трубы размещены четыре одноэлектродные копелевые термопары. С целью уменьшения тепловой инерции и погрешностей измерений, диаметр проволоки термопары выбирался минимальным и составлял 0,05 мм. Термопары приваривались к металлу трубы методом контактной сварки.

Термопара I для измерения температуры на внешней поверхности трубы расположена в пазу глубиной 0,I мм заподлицо с поверхностью.

Термопары 8 для измерения температуры в глубине стенки трубы расположены для уменьшения погрешности измерения в кольцевых пазах заподлицо с поверхностью разъема. Спай термопар находится на расстояниях от внешней поверхности соответственно 0,5; I,5 и 3,I мм.

На верхней половине трубы размещена кабельная термопара типа КТМС градуировки ХК с диаметром кабеля I,5 мм и термоэлектродов 0,2 мм.

Такие термопары используются в температурных вставках конструкции ТПИ при промышленных испытаниях для изучения температурных полей в стенках труб поверхностей нагрева котлов.

Спай термопары установлен на расстоянии 0,08-0,I мм от поверхности трубы ко дну радиально сверленного отверстия, термопара крепилась серебрянным припоем.

Для получения данных о точности измерения использована также установка спая кабельных термопар на расстоянии 0,5; I,5 и 3,I мм.

Электроды термопары КТМС изолировались от контакта с нижней половиной трубы тонким листом слюды толщиной 0,02 мм, установленной между плоскостями разъема.

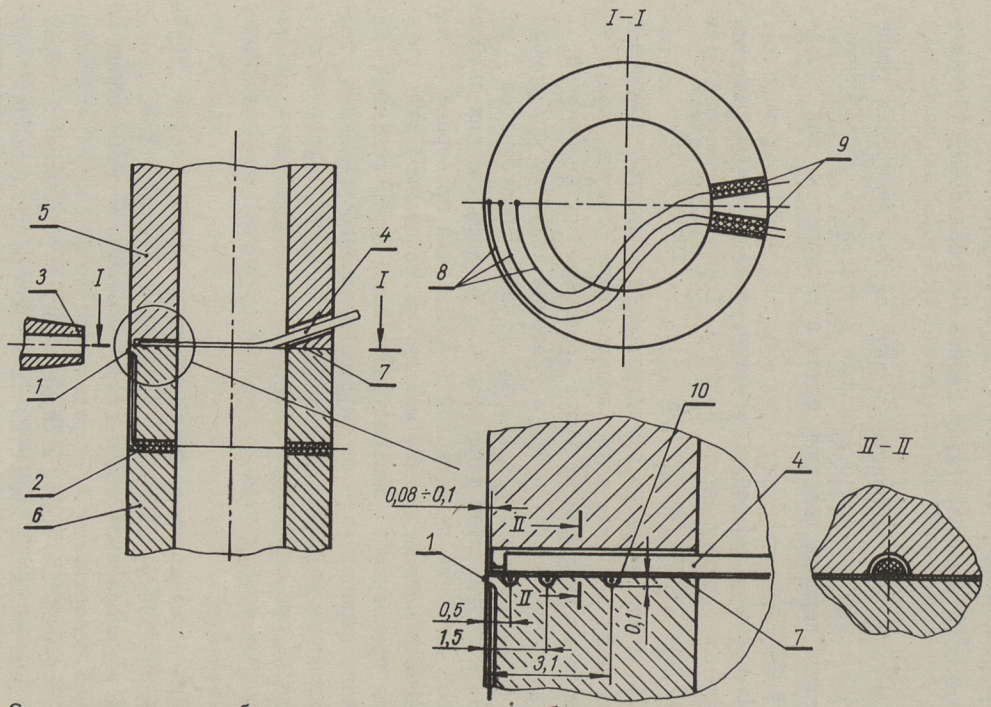
Все спаи термопар тарировались на развиваемую термо-э.д.с.

Симметричное расположение двух систем измерения температур относительно оси струи воды достигалось отшлифовыванием торца верхней половины трубы с термопарой, как показано на фиг. I.

Измерение температур регистрировалось самопишущим многоканальным осциллографом Н-327/5. Точность измерения температур составляла по отсчету $\pm 2{,}5$ °С, времени $\pm 0{,}0I$ с.

Для аналитического описания нестационарного температурного поля в стенке трубы использована формула, полученная решением дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности для цилиндра. Решение получено при помощи преобразований Лапласа при предположении постоянства во времени коэффициентов теплоотдачи и теплофизических свойств металла. Точность примененной формулы была проверена на специальной математической модели, разработанной для определения трехмерного температурного поля трубы решением нелинейного параболического дифференциального уравнения теплопроводности методом дробных шагов [I]. Было установлено, что ошибки при определении коэффициента теплоотдачи и восстановления температурного поля не превышают соответственно 5,0 и 2,5 %.

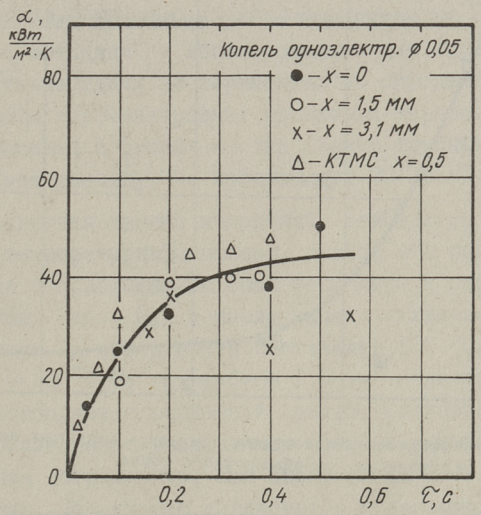
Для восстановления температурного поля в стенке трубы была использована следующая двухэтапная схема. Во-первых, исходя из измеренной температуры на заданном расстоянии от наружной поверхности X, определяется коэффициент теплоотдачи от поверхности трубы к струе воды, т.е. решается обратная задача теплопроводности. На втором этапе решается прямая задача теплопроводности с использованием установленного коэффициента теплоотдачи. Выполнением такого расчета для множества моментов времени восстанавливается изменяющееся во времени температурное поле трубы. Опыты проводились на



Фиг. 1. Схема измерительного блока температур в стенке трубы:
1 – поверхностная термопара; 2 – фарфоровая трубка; 3 – сопло для впрыска воды; 4 – кабельная термопара КТМС диаметром 1,5 мм; 5 – верхняя половина опытной трубы; 6 – нижняя половина опытной трубы; 7 – слюдяная изоляция; 8 – внутренние термопары; 9 – выводы внутренних термопар; 10 – кольцевые канавки для внутренних термопар.

образце из стали I2XIMФ при стационарной температуре 500 °С. При проведении опытов удельная водяная нагрузка пятна охлаждения была I000-I200 кг/(м^2·с), чему соответствует динамический напор струи 0,5-0,7 кПа.

Коэффициенты теплоотдачи, полученные на основе измерения температуры на разных расстояниях от внешней поверхности трубы как одноэлектродными копелевыми термопарами, так и радиально установленной кабельной термопарой КТМС, приведены на фиг. 2. Видно, что коэффициент теплоотдачи со временем сначала быстро увеличивается, а затем стабилизируется на определенном уровне. Отметим, что приведенные значения α являются средними величинами в интервале времени от $0-\tau$. Такой же характер изменения коэффициента теплоотдачи со временем получен и при исследовании температурного режима экранных труб при их водяной обмывке в промышленных условиях [4].

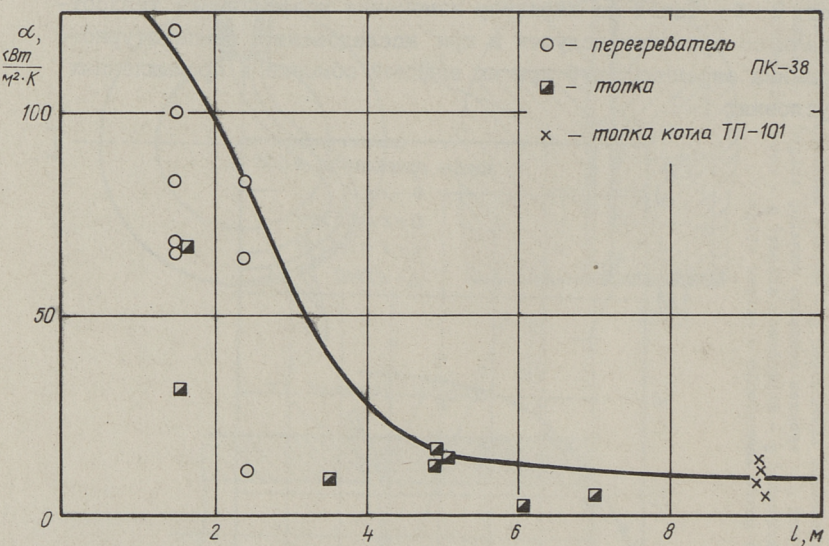


Фиг. 2. Характер изменения коэффициента теплоотдачи по времени при лабораторных испытаниях.

Коэффициент теплоотдачи при контакте компактной струи воды с поверхностью трубы в стабилизированном участке в среднем достигает значения α = 40-45 кВт/(м^2·К). При этом коэффициенты теплоотдачи, полученные на основе измерений температуры на поверхности трубы ($x = 0$) и в глубине стенки на расстояниях от поверхности I,5 и 3,I мм достаточно хорошо согласуются.

Коэффициенты теплоотдачи, определенные на основе измерений кабельной термопарой КТМС на расстоянии $x = 0{,}5$ мм на 10-12 % выше. Это вызвано погрешностями измерений из-за наличия радиального отверстия и теплопроводности установленной в нем термопары.

Коэффициенты теплоотдачи, рассчитанные по измерениям температуры кабельной термопарой на расстоянии $x = 0{,}1$ мм от поверхности, сильно завышены (на фиг. 2 не показаны). Как известно, при такой схеме размещения термопары погрешности измерений быстроизменяющихся температур зависят от диаметра отверстия, диаметра установленной в нем термопары и расстояния размещения термопары от поверхности [5].



Фиг. 3. Величины коэффициента теплоотдачи при промышленных испытаниях на разных расстояниях от обмывочного сопла.

На фиг. 3 для примера приведены коэффициенты теплоотдачи, определенные на основе вышеприведенной методики по данным измерений на работающих котлах, снабженных системами водяной очистки поверхностей нагрева. Опыты проведены на котлах ПК-38 и ТП-101 при различных системах очистки. Не касаясь деталей вопроса, отметим, что коэффициенты теплоотдачи существенно зависят от расстояния устья и могут изменяться в зависимости от условий в очень широких пределах.

На фиг. 4 приведены температурные поля в стенке трубы по времени через 0,I; 0,2 и 0,5 секунд после начала охлаждения. На вертикальной оси фигуры приведена температура металла в данной точке стенки трубы, и на горизонтальной оси – расстояние от внешней поверхности X.

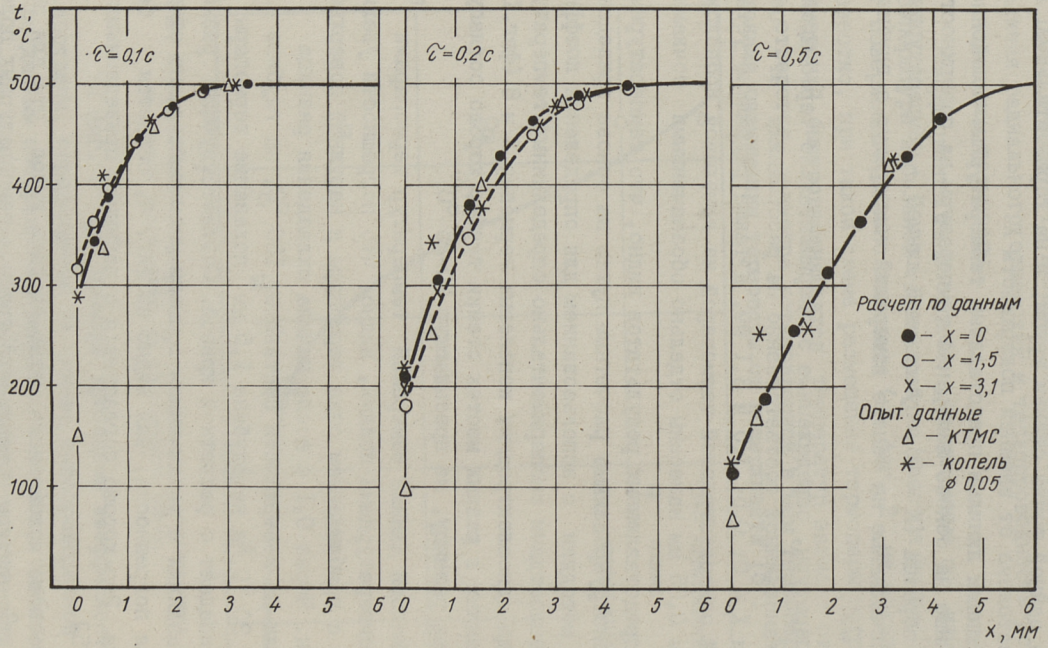
Сплошными линиями представлены температурные поля, рассчитанные на основе измерений температуры на поверхности опытного образца (X = 0), пунктирной линией – температурные поля, рассчитанные на основе измерений температур в глубине (X = I,5 мм).

Температуры, определенные экспериментально термопарой КТМС, установленной соответственно на расстояниях от поверхности X = 0; 0,5; I,5 и 3,I мм, а также радиально установленной одноэлектродной термопарой из копелевой проволоки диаметром 0,05 мм нанесены отдельно обозначенными точками.

Из представленных результатов видно, что температурные поля, реконструированные расчетным путем на основе приведенной выше методики с использованием для определения коэффициента теплоотдачи экспериментально определенных температур при помощи одноэлектродных копелевых термопар I и 8 (фиг.I), установленных в разных местах стенки трубы, хорошо согласуются, имея разницу, не превышающую 20-25 ^{o}C.

Сравнивая данные измерений температур термопарами КТМС с температурными полями, видно, что погрешности увеличиваются с приближением спая термопары к наружной поверхности трубы. Через 0,I с после начала охлаждения разница в показаниях на поверхности составляет I50 ^{o}C, на глубине 0,5 мм – 30 ^{o}C, а на глубине I,5 мм показание термопары почти совпадает с расчетной кривой. Соответствующие разницы в показаниях с увеличением времени уменьшаются, но относительная погрешность, как видно из фиг. 4, остается без изменения. Это хорошо согласуется с данными, приведенными в работе [5].

На основе изложенного можно сделать вывод, что для получения температуры поверхности трубы и температурных полей в стенке трубы на глубине и во времени при резком охлаждении измерения температуры при использовании термопар типа КТМС следует провести на некотором расстоянии от внешней поверхности трубы. С увеличением расстояния установки термопары X от поверхности до определенной точки точность из-



Фиг. 4. Температурные поля в стенке трубы из стали 12Х1МФ размером Ф32х6. Стационарная температура 500 °С.

мерений увеличивается, а затем из-за уменьшения сигнала может падать.

Такие общие закономерности остаются в силе и при использовании термопар другого типа. При практическом измерении температур термопарами типа КТМС (диаметр кабеля I,5 и электродов 0,2 мм) в трубах из стали I2XIMФ при их резком охлаждении водой, место спая должно быть установлено не ближе, чем $x \geq 0{,}4$-$0{,}5$ мм от наружной поверхности.

Литература

I. Лаусмаа Т.М., Тоуарт Р.В. Расчет температурных полей в стенке трубы при водяной обмывке поверхностей нагрева. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, I980, № 483, с. 7I-77.

2. Отс А.А., Ансон П.И., Соодла У.В., Таллермо Х.И. Определение полей температур и термических напряжений в трубах поверхностей нагрева паровых котлов при их водяной обмывке. - Теплоэнергетика, I980, № I2, с. 26-30.

3. Боли Б.А., Уэйнер Дж. Х. Теория температурных напряжений. М., Мир, I964.

4. Отс А.А., Тоуарт Р.В. Исследование температурного режима топочных экранов пылесланцевого парогенератора в условиях водяной очистки. - В кн.: Влияние минеральной части энергетических топлив на условия работы парогенераторов. Таллин;I980, т. 2, с. 35-40.

5. Jen C.C., Li P. Theoretical error analysis of temperature measurement by an embedded thermocouple. - Letters in heat and mass transfer, 1974, Vol. 1, N 2 171-180.

A. Ots, U. Soodla, R. Touart

Ermittlung von Temperaturfeldern in der Rohrwand bei plötzlicher Abkühlung

Zusammenfassung

Im Artikel wird die Bestimmung von Temperaturfeldern in erhitzten Stahlrohren bei kurzzeitiger Abkühlung ihrer Oberfläche durch Wasser betrachtet.

Es werden experimentelle Ergebnisse ermittelt, die mit einer speziellen Prüfungsrohr aus Kesselstahl 12X1MΦ im Vergleich zu den analytischen Betrachtungen aufgeführt sind.

Im Ergebnis werden Kriterien aufgezeigt, die zu möglichst genauer experimentell-analytischer Ermittlung von Temperaturfeldern in der Rohrwand bei plötzlicher Abkühlung dienen.

№ 579

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621.182

А.А. Отс, Р.В. Тоуарт

ОЦЕНКА ТЕМПЕРАТУРНОГО РЕЖИМА ТРУБ ПОВЕРХНОСТЕЙ НАГРЕВА КОТЛОВ В ЦИКЛЕ ВОДЯНОЙ ОЧИСТКИ

Многолетний опыт эксплуатации котлоагрегатов в условиях интенсивного загрязнения их поверхностей нагрева показал, что наиболее эффективным средством для удаления натрубных золовых отложений является водяная обмывка. Но к применению средств водяной очистки необходимо относиться с определенной осторожностью. Это связано с опасностью повреждения металла труб вследствие чрезмерного охлаждения металла. Возникающие в циклах обмывки термические напряжения могут превышать предел усталости σ_{-1} или даже предел текучести металла $\sigma_{0,2}$. В таких условиях периодическое повторение циклов очистки вызывает после накопления определенного их количества образование термоусталостных трещин, что может привести к разрыву труб [1]. Из сказанного следует, что при выборе параметров и режимов работы системы водяной очистки поверхностей нагрева кроме тепловой эффективности необходимо учитывать и влияние очистки на ресурс работы труб.

Определение влияния очистки на тепловую эффективность поверхностей нагрева не является чрезмерно сложной задачей – достаточно провести балансовые испытания до и после проведения водяной обмывки. Более сложным представляется определение допустимых режимов очистки с точки зрения действия водяной струи на металл труб. Непосредственное определение термических напряжений в трубах поверхностей нагрева представляется невозможным. Поэтому применяется методика расчетного определения термических напряжений на основе измерения температуры металла труб в цикле очистки. Исходя из максимально допустимых напряжений и конструктивных характеристик поверхностей нагрева устанавливается максималь-

но допустимый перепад температуры наружной поверхности труб (учитывая, что при водяной обмывке максимальные термические напряжения возникают именно на наружной поверхности). Сравнивая действительные перепады температуры с допустимыми можно судить о степени безопасности выбранных параметров и режимов очистки.

Ниже рассматривается разработанная на основе обобщения экспериментальных данных методика приближенного расчета максимальных возможных значений перепада температуры наружной поверхности труб в циклах водяной очистки $\Delta t_{макс}$. Исходными данными для расчетной оценки $\Delta t_{макс}$ являются следующие величины:

1) диаметр сопла;
2) давление воды;
3) расчетный угол раскрытия водяной струи;
4) расстояние очищаемого участка поверхности нагрева от сопла аппарата;
5) угловая скорость перемещения сопла.

Расход воды через сопло обмывочного аппарата определяется по известной формуле:

$$Q = \mu F \sqrt{2gH_0}, \ м^3/с \qquad (1)$$

где μ – коэффициент расхода, который зависит от типа сопла и условий истечения (может быть определен, например, по [2]);
F – выходное сечение сопла, $м^2$;
g – ускорение силы тяжести, $м/с^2$;
H_0 – напор перед соплом, м.

В зависимости от скорости поворота сопла пятно контакта водяной струи с поверхностью нагрева имеет вид окружности или эллипса. Длина малой полуоси (или радиуса) пятна контакта определяется в зависимости от угла раскрытия струи и расстояния точки очищаемой поверхности от сопла по формуле:

$$\ell_0 = 2L\,tg\left(\frac{\beta}{2}\right), \qquad (2)$$

где L – расстояние очищаемой поверхности от сопла;
β – угол раскрытия водяной струи.

Необходимо отметить, что угол раскрытия водяной струи β является в большей степени расчетной, чем физической величиной, потому что реально не происходит непрерывного расширения струи, вылетающей из сопла обмывочного аппарата [3]. При расчете β определяет время контакта струи с поверхностью трубы (вернее наоборот - в условиях котла β определяется через экспериментально определяемое время охлаждения трубы). Проведенные экспериментальные исследования позволяют рекомендовать следующие величины β: для топки $4\text{–}6^{\circ}$, а для конвективных поверхностей $2\text{–}4^{\circ}$ в зависимости от профиля и качества обработки поверхности сопел.

Площадь пятна контакта вычисляется по формуле:

$$S = \pi \ell_a \ell_b = \pi c_1 \ell_a^2, \qquad (3)$$

где ℓ_a, ℓ_b - длина малой и большой полуоси контакта;
c_1 - коэффициент, учитывающий эллиптичность пятна контакта ($c_1 \geq 1{,}0$).

Величина коэффициента c_1 зависит от угловой скорости поворота сопла обмывочного аппарата. При угловых скоростях поворота сопла порядка $\omega = 0{,}42$ рад/с коэффициент c_1 имеет значение $c_1 = 1{,}0 \ldots 1{,}2$. Для конвективных поверхностей нагрева $c_1 = 1{,}0$.

По расходу воды и площади пятна контакта определяется удельная водяная нагрузка очищаемой точки поверхности нагрева:

$$m_F = Q / S. \qquad (4)$$

Время контакта водяной струи с точкой поверхности нагрева определяется в зависимости от расчетного угла раскрытия водяной струи β и угловой скорости поворота сопла по следующей формуле:

$$\tau_c = \frac{\ell_b}{\vartheta} = \frac{\ell_b}{\omega L} = \frac{c_1 2 L \operatorname{tg}(\frac{\beta}{2})}{\omega L} = \frac{2 c_1 \operatorname{tg}(\frac{\beta}{2})}{\omega}, \qquad (5)$$

где ϑ - линейная скорость перемещения пятна котакта, м/с;
ω - угловая скорость поворота сопла, рад/с.

Максимальный перепад температуры на наружной поверхности очищаемых труб поверхностей нагрева зависит от интенсивности охлаждения, т.е. от удельной водяной нагрузки очищаемой точки трубы и от продолжительности охлаждения,

которая определяется временем контакта струи с очищаемой точкой поверхности нагрева:

$$\Delta t_{макс} = f(m_F, \tau_c). \qquad (6)$$

Установление $\Delta t_{макс}$ в зависимости от m_F и τ_c проведено на основе экспериментальных данных измерения температуры металла труб в циклах водяной очистки. Измерения проведены со стационарными измерительными вставками, а также при помощи измерительного зонда по методике [4] в следующем диапазоне рабочих параметров системы водяной очистки и металла труб:

1) диаметр сопла 8-20 мм;
2) давление воды перед соплом 0,30-1,30 МПа;
3) угловая скорость поворота сопла 0,24-0,84 рад/с;
4) стационарная температура металла трубы 350-450 °С;
5) расстояние очищаемой точки поверхности от сопла 1,5-12 м.

Измерения были проведены как при очистке поверхностей нагрева аппаратами со строчной разверткой водяной струи (типа М - 3), так и глубоковыдвижными аппаратами, имеющими вращающиеся сопловые головки. При всех опытах удельная водяная нагрузка поверхностей нагрева m_F не превышала 400 кг/м^2·с.

Результаты измерений и расчетный анализ показали, что зависимость (6) может быть аппроксимирована выражением следующего вида:

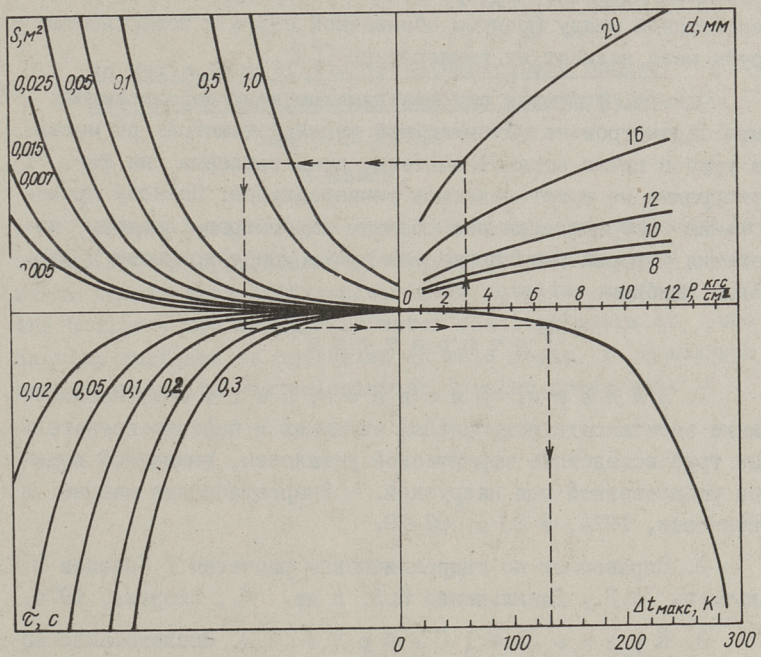
$$\Delta t_{макс} = a(m_F \cdot \tau_c)^b, \qquad (7)$$

где a и b - экспериментально определяемые коэффициенты.

Математической обработкой полученных опытных данных установлено, что для стали 12Х1МФ в вышеуказанном диапазоне рабочих параметров системы водяной очистки коэффициенты a и b имеют значения $a = 116$ и $b = 0,27$ и максимальный перепад температуры на нагружной поверхности труб определяется по следующей формуле:

$$\Delta t_{макс} = 116(m_F \cdot \tau_c)^{0,27}. \qquad (8)$$

На основе полученных экспериментальных данных также построена номограмма (фиг. 1), позволяющая оценивать максималь-



Фиг. 1. Номограмма для определения максимального перепада температуры на наружной поверхности трубы из стали 12Х1МФ (при исходной температуре металла 350-450 °С) в зависимости от параметров работы системы водяной очистки.
(p - давление воды перед соплом, кгс/см^2;
d - диаметр сопла, мм;
S - площадь пятна контакта струи с поверхностью, м^2;
τ - время контакта струи с поверхностью трубы, с).

ное значение перепада температуры на наружной поверхности труб из стали I2XIMФ в цикле водяной очистки. Для пользования составленной номограммой (фиг. I) необходимо иметь следующие данные:

I) p - давление воды перед соплом;
2) d - диаметр сопла, мм;
3) S - площадь пятна контакта, м^2;
4) τ_c - время контакта струи с очищаемой точкой поверхности, с.

Номограмма, приведенная на фиг. I, составлена для труб из стали I2XIMФ, стационарная температура которых находится

в пределах 350–450 °С (при таких температурах коэффициент теплоотдачи между фронтом обмывочной струи и поверхностью трубы мало зависит от температуры [5]).

Однако, учитывая сложное влияние всех перечисленных выше параметров на максимальный перепад температуры металла труб в цикле водяной очистки, представленна на фиг. I номограмма не может являться универсальной. Поэтому произвольная экстраполяция вне области параметров, пределы изменения которых были приведены выше, может привести к серьезным ошибкам.

Литература

I. Эллери, Джонсон, Ньютон. Исследование возможности повреждения экранных и пароперегревательных труб вследствие термической усталости, вызванной водяной расшлаковкой под нагрузкой. - Энергетические машины и установки, 1974, № 2, с. 62-70.

2. Справочник по гидравлическим расчетам / Киселев П.Г., Альтшуль А.Д., Данильченко Н.В. и др. М., Энергия, 1974.

3. Куллль А.М., Сийрде А.Э. Исследование водяной струи обмывочного аппарата. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1981, № 502, с. 29-39.

4. Отс А.А., Тоуарт Р.В., Суурккууск Т.Н. О методике исследования температурного режима труб поверхностей нагрева парогенераторов при их водяной очистке.- Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1981, № 501, с. 11-20.

5. Васильев В.В., Гузенко С.И. Исследование теплообмена при водяной обдувке поверхностей нагрева парогенераторов. - Теплоэнергетика, 1977, № 9, с. 81-83.

A. Ots, R. Touart

An Estimation of the Tube Temperature Regime for the Boiler Heating Surfaces in the Water Cleaning Cycle

Summary

On the basis of experimental data generalization a method for an approximate prediction of the maximum possible temperature difference on the outside surface of the boiler tubes during the water cleaning cycle of the heating surfaces is presented in this paper. A nomograph corresponding to the calculation is also presented.

№ 579
TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 620.193.53:621.181.8

В.Э. Пелла

О НЕКОТОРЫХ ВОЗМОЖНЫХ ПРИЧИНАХ УСКОРЕНИЯ КОРРОЗИОННО-ЭРОЗИОННОГО ИЗНОСА ПОВЕРХНОСТЕЙ НАГРЕВА В УСЛОВИЯХ ИХ ПЕРИОДИЧЕСКОЙ ОЧИСТКИ

Характерным для котлов, сжигающих низкокачественные топлива со сложным составом минеральной части, является интенсивное загрязнение их поверхностей нагрева золошлаковыми отложениями. Вследствие этого энергоблоки часто работают на ограниченной мощности и со сниженными показателями надежности и экономичности. Чтобы поддержать названные показатели работы котлоагрегата на требуемом уровне, поверхности нагрева требуют периодической очистки от отложений на ходу, без остановки котла. Однако применение сильно действующих методов очистки сопровождается интенсивным коррозионно-эрозионным износом металла труб [1]. Так как от интенсивности коррозионно-эрозионного износа существенным образом зависит ресурс поверхностей нагрева, то большое практическое значение имеет выявление причин, обусловливающих ускорение износа металла труб.

Глубина износа труб Δs в условиях периодической очистки поверхностей нагрева определяется по следующей формуле [1]:

$$\Delta s = [1 + \xi(B m^{1-n_0} - 1)]\,\Delta s'_0, \qquad (1)$$

где ξ – степень разрушения оксидной пленки;
B – коэффициент, характеризующий влияние коррозионной активности золовых отложений и времени релаксации на процесс износа;
m – количество циклов очистки;
n_0 – показатель степени окисления;
$\Delta s'_0$ – глубина коррозии под стабильными золовыми отложениями.

Степень разрушения оксидной пленки ξ характеризует влияние действия сил очистки на износ труб поверхностей нагрева и выражается следующим образом:

$$\xi = \frac{\Delta s - \Delta s'_0}{\Delta s'' - \Delta s'_0}. \qquad (2)$$

В настоящее время при определении величины ξ за $\Delta s''$ принимается глубина коррозии недеформированного металла под влиянием первоначальных золовых отложений.

Однако при применении некоторых сильнодействующих средств очистки для удаления золошлаковых отложений от поверхностей нагрева, кроме разрушения защитной оксидной пленки, поверхностный слой металла труб может подвергаться пластической деформации. К таким средствам очистки, например, относятся водяная обмывка и паровая обдувка.

Но коррозия деформированного (наклепанного) металла, как известно, может протекать более интенсивно, чем отожженного металла [2 - 6], т.е. скорость коррозии металлов значительным образом зависит от степени искажения их кристаллической решетки.

Наибольший вклад в изменение внутренней энергии металла в процессе деформирования дают дислокации в области температур, близких к комнатной, и при повышенных температурах ниже температуры рекристаллизации [7].

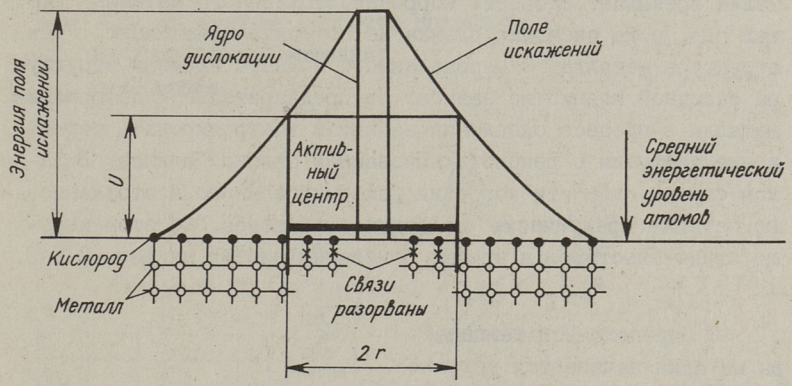
Энергия дислокации в соответствии с [8] выражается формулой:

$$Q = \frac{G b^2}{4\pi K} \ln \frac{\alpha R}{b}, \qquad (3)$$

где G - модуль сдвига;
b - вектор Бюргерса;
K - коэффициент, который для винтовой дислокации равен $K = 1$ и для линейной дислокации $K = 1 - \mu$;
μ - коэффициент Пуассона;
α - параметр ядра;
R - радиус кристалла.

Энергетическое состояние атомов вокруг дислокации представлено на фиг. I. Предполагается, что все атомы на поверхности в поле упругих искажений вокруг дислокации, энергия которых достигла или превысила потенциальный барьер у

поверхности U , разрывают старые и образуют новые межатомные связи [9].



Фиг. 1. Модель активного центра, образованного при выходе дислокации на поверхность [9].

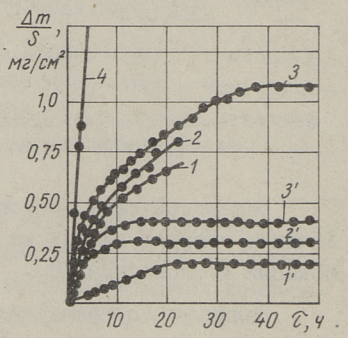
Взаимодействие дислокации в скоплении приводит к увеличению энергии каждой из них, пропорционально числу дислокации в скоплении [5].

Величина (степень) пластической деформации с повышением температуры металла увеличивается [10]. В [11] получено, что значительное увеличение доли пластической деформации в общей деформации начинается с определенной температуры металла. Возрастание доли пластической деформации с повышением температуры (0,25–0,5 $T_{пл}$), очевидно, обусловлено как поперечным скольжением дислокации во время нагружения из одной (заблокированной) плоскости скольжения в другую (незаблокированную), где она может продолжать движение, так и релаксацией напряжений (процесса ползучести) в пластически деформированном поверхностном слое металла труб [12, 13]. В первом случае при циклическом нагружении на поверхности образца образуются широкие полосы (области) скольжения, а во втором случае линии скольжения равномерно покрывают поверхность образца и обычно являются уступами – ступеньками [14]. Изменение механизма деформации с повышением температуры может иметь большое влияние на харак-

тер коррозионно-эрозионного износа поверхностей нагрева котлов.

По Томашову [2] скорость коррозии деформир анного металла превышает скорость коррозии отожженного металла до тех пор, пока оксидная пленка не потеряет ориентацию к структуре металла. С определенного момента времени структура оксидной пленки не зависит от предварительной деформации металла и процесс окисления начинает контролировать торможение диффузии в рекристаллизованной окисной пленке. В таком случае скорости коррозии деформированного и отожженного металла практически не будут отличаться. Об этом хорошо свидетельствуют и кривые окисления ниобия на фиг. 2 [4].

С определенной температуры металла начинается устранение следов деформации [13]. По [15] интенсивное повышение структурного совершенства деформированной низкоуглеродной стали происходит около 500 °С.



Фиг. 2. Кинетические кривые окисления ниобия в наклепанном (1–4) и рекристаллизованном (1'–3') состояниях при 200 (1 и 1'), 300 (2 и 2'), 400 (3 и 3') и 500 (4) °С.

Таким образом, влияние периодической постоянной по величине очистительной силы на коррозионно-эрозионный износ металла труб в его первоначальной стадии, связанной с накоплением пластической деформации, имеет сложный характер: в определенном интервале температур износ поверхностей нагрева может резко возрастать и при дальнейшем повышении температуры иметь максимум.

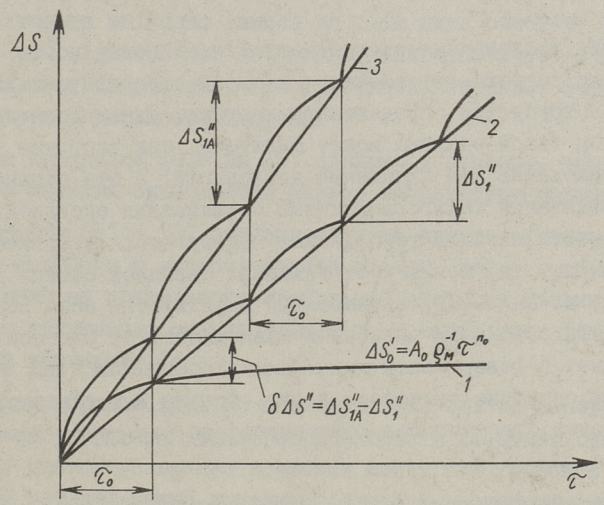
Необходимо отметить еще то, что с ростом деформации на стадии легкого скольжения возникают новые дислокации без образования плоских скоплений ($n = 1$) и, поэтому, скорость коррозии существенно не возрастает и даже может уменьшиться за счет релаксации ранее существовавших скоплений [5].

Проанализируем процесс коррозионно-эрозионного износа поверхностей нагрева в условиях их периодической очистки.

Без разрушения оксидной пленки процесс коррозии описывается выражением [I]:

$$\Delta S_0' = A_0 \rho_м^{-1} \tau^{n_0}, \qquad (4)$$

где A_0 - постоянная скорости коррозии;
$\rho_м$ - плотность металла;
τ - время.



Фиг. 3. Схема коррозионного износа стали при полном циклическом снятии оксидной пленки с учетом пластической деформации поверхности трубы.

Глубина коррозии $\Delta S_0'$ в зависимости от времени изображена на фиг. 3 кривой I, т.е. она выражает минимально возможный износ труб под влиянием стабильных золовых отложений.

Исследованиями Таллинского политехнического института [I, I6 и др.] установлено, что под воздействием первоначальных золовых отложений процесс коррозии котельных сталей ускоряется.

Глубина коррозии (износа) недеформированного металла под влиянием первоначальных золовых отложений в зависимости от количества циклов окисления m выражается формулой

$$\Delta s'' = A' \rho_м^{-1} m \tau_0^{n'} = A' \rho_м^{-1} \tau_0^{n'-1} \tau , \qquad (5)$$

где A' – постоянная скорости коррозии;

$m = \tau / \tau_0$;

τ_0 – период окисления (очистки);

n' – показатель степени окисления.

Характер изменения $\Delta s''$ во времени показан на фиг. 3 линией 2.

Для отслаивания оксидной пленки от поверхности трубы, т.е. для разрыва связей между атомами оксидной пленки и металла потребуется определенная энергия. Одним возможным источником такой энергии может являться, как выше уже указано, дислокация или скопление дислокаций. А это означает, что для реализации такого механизма отслаивания оксидной пленки поверхность металла труб должна подвергаться пластической деформации. Для полного отслаивания оксидной пленки потребуется, по-видимому, активизация практически всей поверхности трубы. Оксидная пленка, в зависимости от способа очистки, может с поверхности стираться механически, при этом возможно и стирание чистого металла. Однако и в таком случае происходит пластическое деформирование поверхностного слоя металла.

Первый механизм отслаивания оксидной пленки очевидно преобладает при водяной обмывке, а второй – при паровой обдувке.

Таким образом, при интенсивном воздействии средств очистки износ поверхностей нагрева, по-видимому, ускоряется как из-за разрушения оксидной пленки, так и из-за накопления пластической деформации поверхностного слоя металла труб. При этом накапливаемая пластическая деформация (в цикле очистки и процессе ползучести) способствует отслаиванию оксидной пленки. Следовательно, для предотвращения резкого возрастания интенсивности износа поверхностей нагрева величина очистительной силы должна быть такой, которая не вызывает значительного накопления пластической деформации.

Глубину износа труб при полном снятии оксидной пленки, с учетом деформации (активации) поверхности металла труб, и под влиянием первоначальных золовых отложений в первом приближении можно описать формулой:

$$\Delta s''_A = A''\rho_м^{-1} m\tau_0^{n''} = A''\rho_м^{-1}\tau_0^{n''-1}\tau, \qquad (6)$$

где A'' – постоянная скорости коррозии;

n'' – показатель степени окисления.

Интенсивность износа $\Delta s''_A$, т.е. наклон прямой 3 на фиг 3, при прочих равных условиях зависит от величины (характера накопленной пластической деформации. Следовательно, увеличение величины износа за один цикл очистки $\delta\Delta s'' = \Delta s''_{1A} - \Delta s''_1$ (фиг. 3) из-за накопленной пластической деформации зависит как от величины очистительной силы, так и от температуры поверхности нагрева.

При выведении формулы (6) сделано допущение, что температура металла оказывается меньше температуры возврата.

Формулы (5) и (6) основываются на предположении, что процесс коррозии в первоначальной стадии, когда происходит образование на поверхности стабильной оксидной пленки, подчиняется степенному закону окисления и выражается формулой, подобной выражению (4).

Таким образом, влияние очистительных сил на ускорение износа из-за ухудшения диффузионных свойств защитной оксидной пленки с учетом ускорения коррозии ввиду пластической деформации металла можно выразить формулой, подобной выражению (2)

$$\xi = \frac{\Delta s - \Delta s'_0}{\varkappa\Delta s'' - \Delta s'_0}, \qquad (7)$$

где $\varkappa = \Delta s''_A / \Delta s''$.

Так как деформация поликристаллов характеризуется высокой степенью неоднородности в распределении деформации и неодновременностью участия макрообъемов металла в пластическом течении [17], то на трубах поверхностей нагрева при величине очистительных сил, не вызывающих еще пластической деформации всей поверхности металла трубы, могут развиваться значительные локальные коррозионные повреждения.

При величине очистительных сил, недостаточных для удаления оксидной пленки, оксидная пленка может растрескиваться и подвергаться некоторой пластической деформации, вследствие чего ее защитные свойства ухудшаются.

Сопротивляемость оксидной пленки к очистительным силам зависит также от ее толщины. На поверхности трубы образовавшаяся оксидная пленка находится под сжимающими напряжениями, но с увеличением времени (толщины оксидной пленки) в ней возникают растягивающие напряжения, что может привести к растрескиванию пленки [18, 1[illegible]. На оксидную пленку и металл трубы между очередными очистками воздействуют также напряжения эксплуатационного происхождения (термические и механические). Также изменяется коррозионная активность золовых отложений из-за их самопроизвольного отслаивания и нового образования на поверхностях нагрева [20].

Таким образом, коррозионно-эрозионный износ поверхностей нагрева взаимосвязан с химическими и механическими факторами, а также с большим числом взаимозависимых переменных. Все это создает исключительно трудную экспериментальную и теоретическую ситуацию. Поэтому в настоящее время создание полной модели коррозионно-эрозионного износа поверхностей нагрева котлоагрегата при применении средств очистки оказывается невозможным.

Учитывая вышеизложенное, в инженерных расчетах и впредь целесообразно для характеристики влияния сил очистки на износ труб поверхностей нагрева применять величину ξ, определенную по формуле (2), но под наименованием - условная степень разрушения оксидной пленки [21].

Ускоряющее воздействие сильнодействующих средств очистки на износ труб, таким образом, зависит от величины очистительной силы и обусловлено многими причинами, из которых наиболее важными, по всей вероятности, являются:

1. Отслаивание оксидной пленки от поверхности труб.
2. Характер накопления пластической деформации поверхностного слоя металла труб.
3. Изменение коррозионной активности золовых отложений.
4. Механическое стирание чистого металла с поверхности труб.
5. Растрескивание оксидной пленки.
6. Увеличение в оксидной пленке микродефектов кристаллической решетки.

В заключение отметим, что для точного выяснения механизма коррозионно-эрозионного износа труб поверхностей на-

грева котлов в условиях их периодической очистки необходимо провести исследования интенсивности коррозии котельных сталей, в зависимости от величины (степени) накопленной пластической деформации.

Литература

I. Отс А.А. Процессы в парогенераторах при сжигании сланцев и канско-ачинских углей. М., Энергия, 1977. 312 с.

2. Томашов Н.Д. Теория коррозии и защиты металлов. М., Изд. АН СССР, 1960. 591 с.

3. Эванс Ю.Р. Коррозия и окисление металлов. М., Машгиз, 1962. 856 с.

4. Войтович Р.Ф., Головко Э.И. Высокотемпературное окисление металлов и сплавов. Справочник / Под ред. акад. АН УССР И.Н. Францевича. Киев, Наукова думка, 1980. 295 с.

5. Гутман Э.М. Механохимия металлов и защита от коррозии. М., Металлургия, 1981. 171 с.

6. Францевич И.Н., Войтович Р.Ф., Лавренко В.Д. Высокотемпературное окисление металлов и сплавов. Киев. Гос. изд. техн. лит. УССР, 1963. 323 с.

7. Иванова В.С., Гуревич С.Е., Копьев И.М. и др. Усталость и хрупкость металлических материалов. М., Наука, 1968. 215 с.

8. Хирт Дж., Лоте Н. Теория дислокаций / Пер. с англ. под ред. Э.М. Надгорного и Ю.А. Осипьяна. М., Атомиздат, 1972. 600 с.

9. Каракозов Э.С. Соединение металлов в твердой фазе. М., Металлургия, 1976. 264 с.

10. Екобори Т. Научные основы прочности и разрушения металлов / Пер. с яп. под ред. Г.С. Писаренко, Киев, Наукова думка, 1978. 352 с.

11. Kanasawa K., Yamaguchi K., Kobayashi K. Effects of temperature and strain rate on low-cycle fatigue properties of 12 Cr martensitic stainless steel, SUS 403-B. - Trans. Nat. Res. Inst. Metals, 1980, N 1, p. 11-18.

I2. Борздыка А.М., Гецов Л.Б. Релаксация напряжений в металлах и сплавах. М., Металлургия, I978. 256 с.

I3. Горелик С.С. Рекристаллизация металлов и сплавов. М., Металлургия. I978. 568 с.

I4. Баландин Ю.Ф. Термическая усталость металлов в судовом энергомашиностроении. Л., Судостроение, I967. 272 с.

I5. Антикайн П.А. Металлы и расчет на прочность котлов и трубопроводов. М., Энергия, I980. 424 с.

I6. Отс А.А., Таллермо Х.И., Томанн Э.Л. Влияние первоначальных золовых отложений на высокотемпературную коррозию котельных сталей. - Теплоэнергетика, № I, I972, с. 22-25.

I7. Роль дислокации в упрочнении и разрушении металлов/ Под ред. В.И. Иванова. М., Наука, I965. I80 с.

I8. Каньe М. Экспериментальные данные о структуре окисных слоев. - В кн.: Окисление металлов / Под ред. Ж. Бенара. Пер. с франц., М., Металлургия, I968, с. 366-426.

I9. Эрозия / Под ред. К. Приз. Пер. с англ. под ред. Ю.В. Полежаева. М., Мир, I982. 424 с.

20. Таллермо Х.И., Отс А.А. Золовые отложения и их влияние на высокотемпературную коррозию пароперегревателей пылесланцевых парогенераторов. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, I973, № 339, с. 3-I2.

2I. Отс А.А., Сууркууск Т.Н. Тепловосприятие и коррозионно-эрозионный износ ширмовых пароперегревателей при использовании паровой обдувки. Теплоэнергетика, I975, №.2, с. I9-23.

V. Pella

Einige mögliche Ursachen der Beschleunigung der durch Korrosion-Erosion verursachten Verschleissung der Heizflächen in Bedingungen der periodischen Reinigung

Zusammenfassung

In diesem Artikel werden einige mögliche Ursachen der Beschleunigung der durch Korrosion-Erosion bedingten Verschleissung der Rohre beim Gebrauch von Reinigungsmitteln betrachtet. Es wird gezeigt, dass neben der Beseitigung der Oxydschicht auch andere Faktoren die Beschleunigung der Heizflächenverschleissung beeinflussen, darunter die plastische Deformation der Rohrmetalloberfläche unter Einfluss der Reinigungskräfte.

№ 579

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 536.3:621.18

А.П. Пообус, Т.Б. Тийкма

РАДИАЦИОННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЗОЛОВЫХ ОТЛОЖЕНИЙ НА ТОПОЧНЫХ ЭКРАНАХ КОТЛА ПРИ СЖИГАНИИ АНТРАЦИТОВОГО ШТЫБА

Тепловая эффективность топочных экранов в значительной степени определяется их поглощательной способностью. Особенно это касается случаев, когда дело имеется с тонкими первоначальными золовыми отложениями, которые образуются на поверхностях нагрева в условиях применения интенсивных методов очистки поверхностей нагрева. При внедрении такого интенсивного способа очистки поверхностей нагрева как водяной обмывки, способной полностью удалять с поверхностей отложения, необходимо серьезное внимание уделять динамике изменения радиационных характеристик первоначальных отложений в межобмывочный период. Установлено, что при их малой толщине они все-таки существенно могут снизить тепловосприятие топки. Это на наш взгляд достаточно хорошо доказано для топок паровых котлов, работающих на эстонских сланцах [1] и на канско-ачинских углях [2-4]. Также известно, что радиационные характеристики золовых отложений тесно связаны с их химическим и минералогическим составом [3, 5].

Поэтому при переходе на сжигание нового твердого топлива или при ухудшении его качества необходимо уточнять радиационные характеристики золовых отложений, образовавшихся на поверхностях нагрева паровых котлов.

Для исследования радиационных характеристик золовых отложений в общих чертах существует два способа, которые базируются на лабораторном исследовании интегральных или спектральных характеристик. При первом способе исследуют материал отложений, отобранный с поверхностей нагрева. Однако, при этом нарушается структура отложений и при наличии кри-

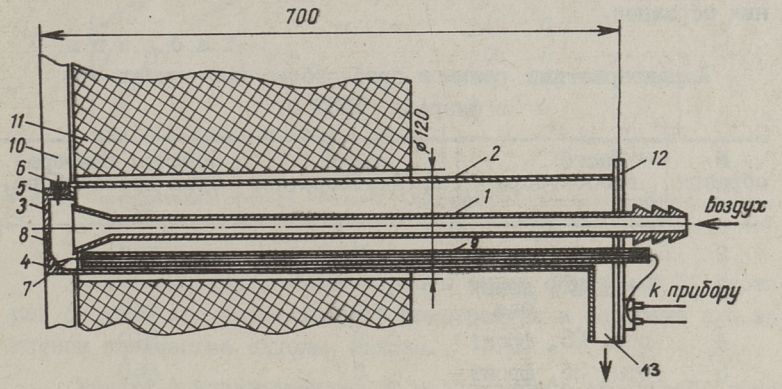
сталлических образований в отложениях результаты лабораторных исследований могут быть искажены. Другим способом получения материала для лабораторных исследований является работа с образцами, на которые при помощи специальных пробоотборных зондов наращивают отложения в работающем паровом котле. На полученных таким образом образцах сохраняется структура отложений. Если при пробоотборе соблюдать температурные и аэродинамические условия, подобные условиям на поверхности нагрева, то получают образцы с такими же отложениями, что и на поверхности нагрева работающего котла.

В данной работе исследована степень черноты отложений золы, образовавшихся на экранных поверхностях нагрева ВРЧ парового котла ТПП-210А Змиевской ГРЭС при сжигании АШ со смесью с остатками обогащения (шлама). Сжигание АШ в смеси со шламом связано с дополнительными эксплуатационными трудностями, вызванными в основном интенсивным шлакованием первых рядов ширмового пароперегревателя [6]. Установлено, что интенсивность шлакования растет с повышением температуры уходящих из топки продуктов сгорания [13]. Исследование радиационных характеристик поверхностей топки позволяет выявить возможное понижение тепловосприятия топки и связанное с этим повышение температуры уходящих газов.

В начале 1970 годов исследование радиационных характеристик золы АШ проводили довольно интенсивно [7-9]. В этих работах, выполненных с золой, собранной с поверхностей нагрева паровых котлов, показана спектральность радиационных свойств этой золы, однако, при этом получены довольно высокие значения интегральной степени черноты (порядка 0,85 при 400 °С до 0,7 при 1200 °С). Учитывая, что зола АШ содержит в достаточном количестве окислов железа, данные, полученные в [7-9], вполне реальные. Но с другой стороны, имея в виду, что эти данные получены на материале золы, а не на т.н. "натурных образцах", к ним следует относиться с определенной осторожностью. Более того, в течение последних 10-15 лет повышалась зольность АШ (особенно в смеси со шламом). Также следует отметить, что ряд исследований последнего времени показывает возможность появления в различных зонах одной топки отложений с колеблющейся в широких пределах степенью черноты. Результаты работы [10], где исследованы радиационные характеристики золовых

отложений некоторых углей США, показывают, что в зависимости от условий пробоотбора, а также типа отложений (первоначальные, стекловидные, спеченные, плотные и т.д.) их степень черноты может колебаться в пределах от 0,4 до 0,9.

В данной работе для получения образцов с отложениями применен зонд-пробоотборник воздушного охлаждения (фиг.I),



Фиг. 1. Зонд-пробоотборник воздушного охлаждения.

который имеет разборную головку (5) для крепления образца (3) с термопарой (8). Образец выполнен в виде сегмента трубы или пластины толщиной до 5 мм, высотой 80 мм и шириной 25 мм. Он входит в пазы головки и сверху закрепляется крышкой (6). Сжатый воздух для охлаждения образца подается трубой (I), а выходит воздух по корпусу (2) через большой патрубок (I3) под фланцем (I2). Организованная таким способом циркуляция воздуха обеспечивает по возможности низкое аэродинамическое сопротивление тракта охлаждения зонда. Для удобства монтажа образца с термопарой предусмотрена труба (9) для направления проводов термопары к клеммам, к чему присоединен кабель от вторичного прибора.

Пробоотборник вводится в топку заподлицо с экранной поверхностью нагрева (I0). Этим образец оказывается в аналогичных с экранной трубой аэродинамических условиях. Во время пробоотбора выдержана средняя температура стенки образца в пределах, указанных в таблице I, где также указано

место и время пробоотбора на котле ст. № 9А Змиевской ГРЭС. Следует отметить, что на этом котле диаметр разводки экранных труб за гляделками меньше диаметра гляделок (120 мм). Ввиду того, что корпус зонда-пробоотборника имеет диаметр 110 мм, образец оказался примерно на 20-30 мм глубже плоскости разведенных экранных труб. Это обстоятельство, возможно, в какой-то степени понизило интенсивность загрязнения образцов.

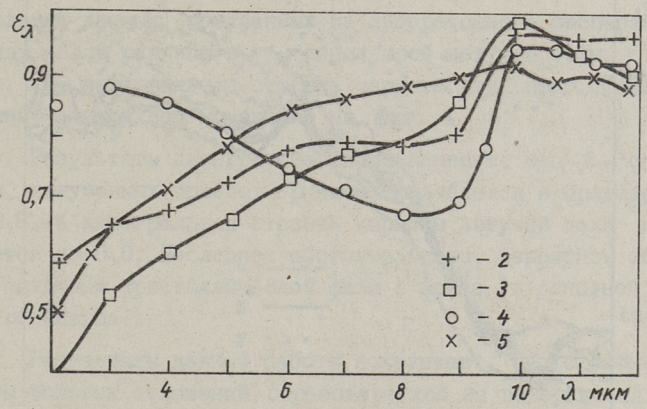
Таблица 1

Характеристики режимов пробоотбора при опытах в феврале 1983 г.

№ образца	Место пробоотбора	Время пробоотбора, час	Средняя температура пробоотбора, °С
2	отм. 36, фронт	7	540
3	отм. 32, левый бок	6	540
4	отм. 25, фронт	6	510
5	отм. 36, фронт	5	650

Опыты по исследованию спектральной степени черноты полученных образцов выполнены на лабораторной установке, описанной в [11]. Там же приведена методика обработки опытных данных. В дополнение к описанной в [11] установке на нее введена система автоматического сбора данных на перфоленту с последующей обработкой на ЭВМ МИР-2.

Результаты исследования спектральной степени черноты образцов, полученных пробоотборником, приведены на фиг. 2. Получено, что эти образцы являются довольно селективными. При этом характер кривых $\varepsilon_\lambda = f(\lambda)$ для 2, 3 и 5 образцов подобен результатам работы [7]. Образец № 4 имеет иную зависимость спектральной степени черноты, что объясняется наличием на нем сверхтонкого слоя отложений, который просвечивается. В итоге на характер излучения этого образца влияет излучение окисленного металла образца. По результатам исследования спектральной степени черноты окисленных аустенитных сталей (образец изготовлен из аустенитной стали) [12] она увеличивается с уменьшением длины волны (при нагреве на воздухе до 700 °С).



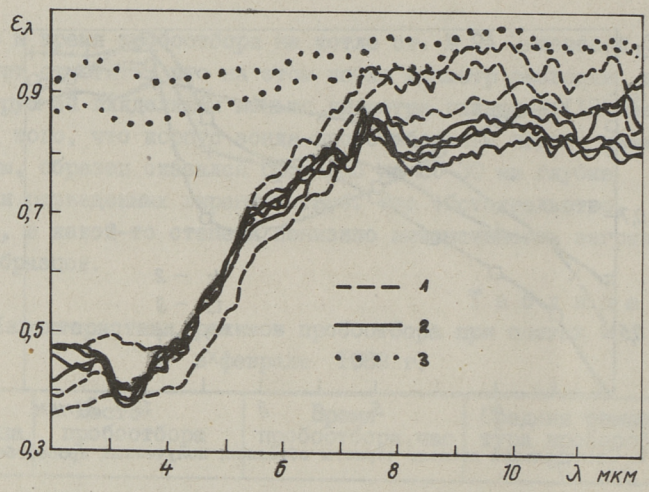
Фиг. 2. Спектральная степень черноты образцов, полученных пробоотборником.

Более высокую степень черноты имеет образец № 5, который получен при более высокой температуре и содержит в заметном количестве окислы железа.

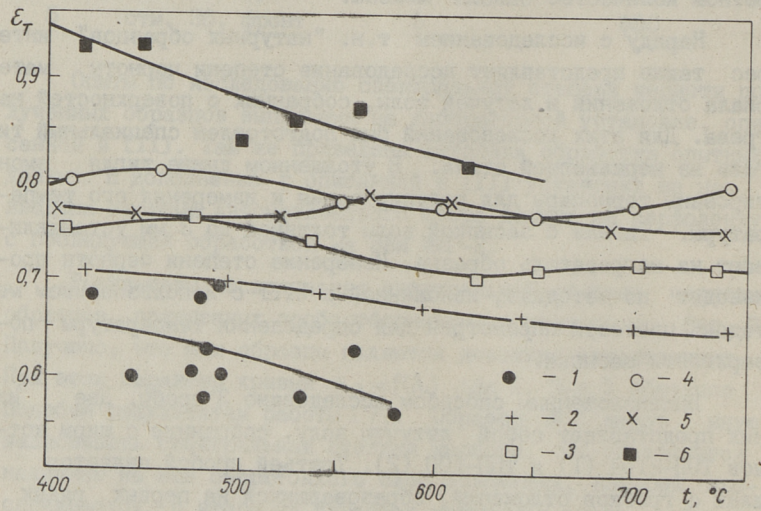
Наряду с исследованием т.н. "натурных образцов" интерес также представляет исследование степени черноты материала отложений и летучей золы, собранных с поверхностей нагрева. Для этих исследований был подготовлен специальный тигель из нержавеющей стали. В утолщенном днище тигля вмонтированы термопары для регулирования и измерения его температуры. Тигель с засыпкой золы толщиной до 3 мм устанавливают на нагреватель образца. Измерение степени черноты производят по методике, изложенной в [11] с использованием методов цветовой пирометрии для определения температуры поверхности засыпки.

Вышеизложенным способом исследовано 3 пробы. Две из них представляют собой летучую золу, собранную с ширм котлов ТПП-210А (1) и ТПП-100 (2). Третьей пробой является шлак с гребков отложений, образовавшихся на первых рядах ширм котла ТПП-210А.

Результаты исследования спектральной степени черноты этих проб приведены на фиг. 3. Выявлена значительная селективность собственного излучения летучей золы АШ. Как и следовало ожидать, шлаковая проба имеет довольно высокую степень черноты и слабую селективность.



Фиг. 3. Спектральная степень черноты летучей золы (1,2) и шлака (3) с поверхностей нагрева котлов, сжигающих АШ.



Фиг. 4. Интегральная степень черноты исследованных образцов (2,3,4,5), летучей золы (1) и шлака (6).

На фиг. 4 приведена интегральная степень черноты всех исследованных образцов и проб в зависимости от температуры поверхности. Эти данные получены путем интегрирования спек-

тральных данных, полученных из лабораторного эксперимента. Ввиду малой разницы в ε_λ обеих проб летучей золы (см. фиг. 2), интегральная степень черноты этих проб обозначена одним знаком под номером I на фиг. 4.

Результаты интегрирования показывают, что ε_T образцов, полученных пробоотборником, колеблется в пределах 0,7 - 0,8, а интегральная степень черноты летучей золы понижается до 0,6. Последнее обстоятельство, вероятно, объяснено наличием кристаллической фазы в пробе (в основном в виде α-кварца).

Результаты данной работы показывают, что степень черноты золовых отложений, образовавшихся на поверхностях нагрева парового котла при сжигании антрацитового штыба может колебаться в пределах от 0,6 до 0,95 в зависимости от условий образования отложений. Ввиду малого содержания CaO и заметного количества окислов железа, а также окиси кремния в разных модификациях степень черноты этих отложений выше степени черноты золовых отложений в верхней части топок котлов, сжигающих канско-ачинские угли и эстонские сланцы.

По полученным результатам можно полагать, что заметного ухудшения тепловосприятия топки от первоначальных золовых отложений, образовавшихся при сжигании АШ или его смеси со шламом, ожидать не следует.

Литература

I. Микк И.Р., Тийкма Т.Б. О поглощательной способности загрязненных лучевоспринимающих поверхностей парогенераторов. Материалы У Всесоюзной конференции по тепло- и массообмену, т. УШ, Минск, 1976, с. 303-309.

2. Лоосаар Ю.М., Пайст А.А., Тийкма 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. 133-142.

3. Микк И.Р., Пайст А.А., Тийкма Т.Б. О влиянии химического состава золовых отложений на их радиационные свойства. – В кн.: Влияние минеральной части

энергетических топлив на условия работы парогенераторов, т. 3, Таллин, 1980, с. 36-41.

4. Задворный А.Г., Журавлев Ю.А., Мечев В.В. и др. Радиационные характеристики золовых отложений и шлаков березовских углей Канско-Ачинского бассейна. Там же, с. 30-35.

5. Задворный А.Г., Журавлев Ю.А., Мечев В.В. О влиянии химико-минералогического состава окисных систем на их радиационные свойства. Теплофизика высоких температур, т. 20, 1982, № 3, с. 457-463.

6. Капельсон Л.М., Купченко В.А., Бусурин В.Ф. Влияние качества антрацитового штыба на работу котла с полуоткрытой топкой. - Электрические станции, 1978, № 5, с. 20-23.

7. Конопелько И.Н. Спектральная степень черноты золовых отложений в топках котлоагрегатов. - Энергомашиностроение, 1972, № 11, с. 12-14.

8. Митор В.В., Конопелько И.Н. Исследование степени черноты золовых отложений и некоторых огнеупорных материалов. - Теплоэнергетика, 1970, № 10, с. 41-43.

9. Хрусталев Б.А. Спектральные излучательные свойства некоторых материалов при высоких температурах и их влияние на интегральные поглощательные и излучательные свойства. -В кн.: Теплофизические свойства твердых веществ. М., Наука, 1971, с. 133-136.

10. Goetz G.J., Nsakala N.Y., Borio R.W. Development of Method for Determining Emissivities and Absorptivities of Coal Ash Deposits. Journal of Engineering for Power, oct., 1979, v. 101, 607-614.

11. Тийкма Т.Б., Клевцов И.А. Лабораторная установка для исследования спектральной излучательной способности различных материалов. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1983, № 547, с. 57-64.

12. Кривандин В.А., Зубов В.В., Птицын А.М. Спектральные степени черноты жаростойких сплавов при нагреве на воздухе. - В кн.: Радиационный теплообмен в промышленных печах. М., Металлургия, 1975, с. 55-66.

I3. Махлапуу А.Я., Нуутре М.П., Отс А.А. и др. Определение шлакующих свойств антрацитового штыба ухудшенного качества при сжигании его в энергетических котлах. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1984, № 578.

A. Poobus, T. Tiikma

The Anthracite Ash Deposits Radiation Properties in Steam Boiler Furnace

Summary

In this paper the authors present the description of the method for getting the fireside deposits samples for the laboratory investigation of their radiation properties. The samples are received from the upper part of the ТПП-210А boiler furnace. The data of initial deposits from air-cooled probe, the flying ash and the slag emissivity for the low quality anthracite burnt in the boiler are given in this paper. The results of this investigation show that the thermal efficiency of the screens covered by the initial deposits of anthracite ash is not bad.

№ 579

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 536.3

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

О НЕКОТОРЫХ РАДИАЦИОННЫХ ХАРАКТЕРИСТИКАХ СРЕДЫ В ГАЗОХОДЕ ПАРОГЕНЕРАТОРА МГД-ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ

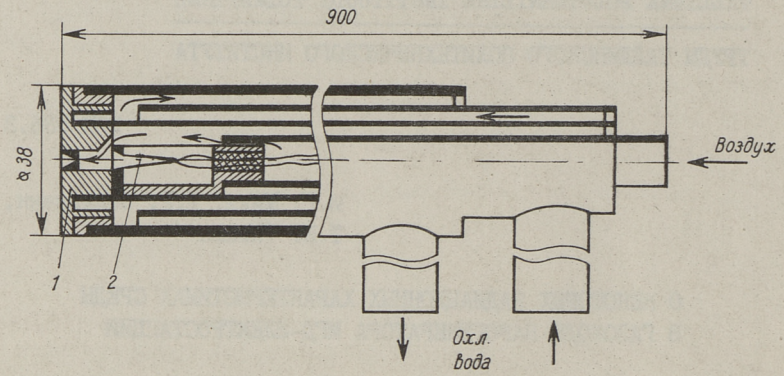
Экономичность МГД-электростанции первого поколения в значительной степени определяется эффективностью утилизации тепла газов после МГД-генератора в специальном парогенераторе, который будет работать в условиях, существенно отличающихся от условий работы паровых котлов на обычных тепловых электростанциях [I].

Наличие ионизирующейся присадки в продуктах сгорания, проходящих через парогенератор, несомненно влияет на интенсивность теплообмена в парогенераторе. Это влияние заключается в основном в двух характерных для парогенератора МГД-электростанции явлениях. Во-первых, как показано в [I], в интервале температуры I350-I450 К пары KOH реагируют с CO_2 и образуется поташ K_2CO_3, который конденсируется в объеме с образованием тумана с каплями размером порядка 0,2 мкм. Во-вторых, поташ, оседая на поверхности нагрева парогенератора, образует отложения с довольно низкой степенью черноты [I, 2].

Ниже приведены некоторые результаты исследования падающих тепловых потоков в пристенной области парогенератора установки У-25 ИВТ АН СССР. Опыты проведены в октябре I98I г. при сжигании природного газа. Расход продуктов сгорания составлял 40 кг/с, а расход ионизирующейся присадки примерно I кг/с.

Измерения падающих тепловых потоков в пристенной области поворотной камеры после диффузора У-25 при входе в

парогенератор выполнены узкоугольным радиометром конструкции Таллинского политехнического института (фиг. I).



Фиг. 1. Узкоугольный радиометр.

Радиометр имеет угол визирования 0,2 ср и предназначен для измерения интегральных лучистых потоков в топках паровых котлов, в промышленных печах и т.п.

Чувствительным элементом 2 радиометра служит неселективный дифференциальный термоэлемент, состоящий из двух одинаковых миниатюрных медных конусов, толщина стенки которых примерно 6 мкм. Внутренняя поверхность конусов зачернена окисью меди.

На один из конусов через апертурную диафрагму I попадает излучение, другой завизирован на охлаждаемый торец зонда. Такое подключение датчиков исключает влияние конвекции, а также излучение фона внутри корпуса радиометра на показание прибора. В целях предотвращения попадания топочной среды (в том числе частиц летучей золы и т.п.) внутри радиометра, он продувается воздухом (ход воздуха показан стрелками на фиг. I), который создает диатермическую среду перед датчиком. Прибор работает без фокусирующей оптики, что позволяет произвести измерения интегрального лучистого потока в широком диапазоне длины волны (0,2 - 40 мкм).

Дифференциальное подключение датчика радиометра осуществлено при помощи хромель-копель-хромелевой термопары

с диаметром провода 0,05 мм. Дифференциальное подключение датчика позволяет измерить только лучистое составляющее теплового потока. С другой стороны, такая схема дает сравнительно слабый сигнал, что требует применения в качестве вторичного прибора высокочувствительного микровольтметра. Радиометр является малоинерционным и с использованием прибора Ф30 его постоянная времени при $f_{0,7}$ = I Гц, τ = 0,2 с.

Радиометр имеет водоохлаждаемый держатель длиной 700 мм и диаметром 38 мм. Он отградуирован по модели абсолютно черного тела в температурном интервале 700-I400 К, т.е. в интервале лучистых потоков I3,6 - 2I8 кВт/м^2.

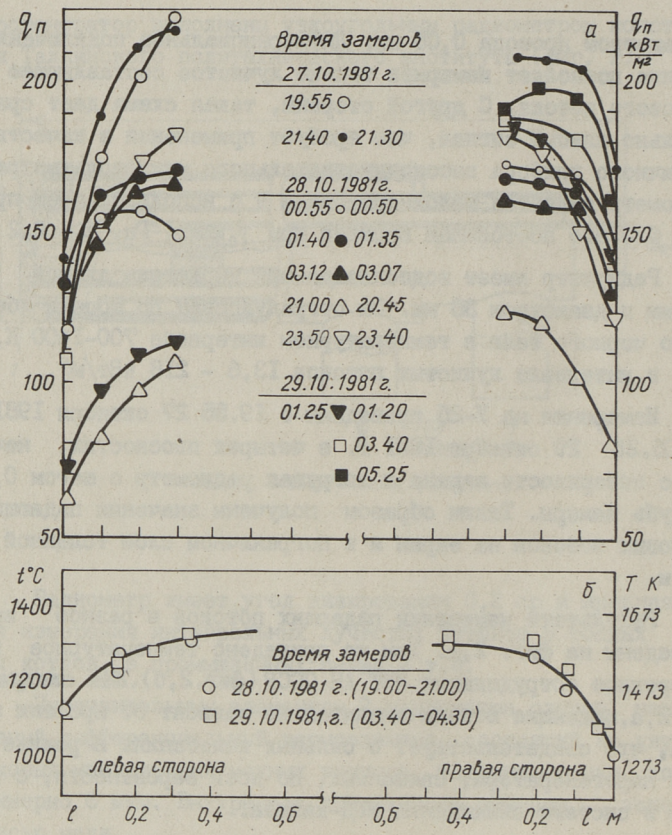
Измерения на У-25 проведены с I9.55 27 октября I98I г. по 05.25 29 октября I98I г. в четырех плоскостях, начиная с поверхности экрана и погружая радиометр с шагом 0,I м в глубь камеры. Таким образом получены значения падающих тепловых потоков на экран и в пограничном слое толщиной до 0,3 м.

Результаты измерения падающих потоков в разное время приведены на фиг. 2,а. Там же приведено температурное поле, измеренное сотрудниками ИВТ АН СССР (фиг.2,б). Как следует из фиг.2,а, падающие потоки значительно зависят от времени замера, что свидетельствует о сильных колебаниях в режиме работы парогенератора, связанных, по всей вероятности, с течью воды в системе охлаждения МГД-канала.

У стенки поворотной камеры обнаружен термический пограничный слой, в котором на протяжении 0,3 м падающий лучистый поток изменяется примерно в I,5-2 раза (от I22-I73 до I6I-209 кВт/м^2 на правой стороне и от II0-I40 до I50-220 кВт/м^2 на левой стороне). Существование этого термического пограничного слоя вероятно связано с появлением в пристенной области поворотной камеры сильно поглощающихся компонентов в виде тумана конденсирующегося поташа [I].

На основе измеренных падающих потоков и температурного поля (фиг. 2) сделана попытка оценить коэффициент ослабления луча в пристенной области радиационной части парогенератора установки У-25.

Интегрированием выражения закона Бугера с учетом постоянства коэффициента ослабления луча K получим уравнение [3]:



Фиг. 2. Падающие лучистые потоки (а) и температурное поле (б) в пристенной области поворотной камеры парогенератора МГД-установки У-25.

$$I = I_1 e^{-Kx}, \qquad (1)$$

где I_1 - начальная плотность потока Вт/м^2;

I - плотность потока на расстоянии X от начала,

$$K = \alpha + \beta, \qquad (2)$$

где α - коэффициент поглощения;

β - коэффициент рассеивания.

Коэффициент ослабления луча связан с поглощательной способностью исследуемого слоя следующим выражением [3]

$$a = 1 - e^{-Kx}, \qquad (3)$$

а с другой стороны, поглощательная способность a определена по закону Стефана-Больцмана

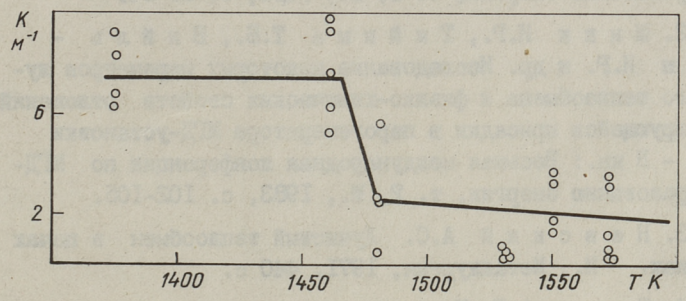
$$a = \frac{I - I_1}{\sigma_0 (T^4 - T_1^4)}. \qquad (4)$$

Измерения падающих потоков выполнены с шагом 0,I м,что является и толщиной излучающего слоя в формуле (3).

Учитывая, что диаметр частиц в тумане поташа по данным [I] на порядок ниже длины волны максимума излучения (при T = I400 K $\lambda_{max} \approx 2$ мкм), можно в данном случае утверждать, что имеем дело с малыми частицами. Поэтому, ослабление радиации на частицах происходит, главным образом, вследствие поглощения [4] и суммарный коэффициент ослабления K может быть принят приблизительно равным коэффициенту поглощения.

Интегральный коэффициент ослабления луча вычислен по формуле

$$K = -\frac{\ln(1-a)}{X}. \qquad (5)$$



Фиг. 3. Коэффициент ослабления луча среды в поворотной камере парогенератора МГД- установки У-25.

Результаты расчета приведены на фиг. 3, откуда следует, что при температуре ниже I450 K коэффициент ослабления луча резко возрастает, это согласуется с данными [I], по которым температура начала образования тумана поташа в пределах I350-I450 K. В [4]отмечено, что наибольшее влияние на ослабление оказывают мелкие частицы, у которых размеры соизмеримы с длиной волны падающего излучения или несколько меньше ее, а средняя удельная поверхность достигает сравнительно высоких значений. В [5] отмечено, что кон-

денсированная дисперсная фаза интенсифицирует теплообмен в тракте МГД электростанции, повышая роль радиационного теплообмена. Результаты, приведенные на фиг. 3, подтверждают влияние на теплообмен появления дисперсной фазы в среде продуктов сгорания.

Из результатов данной работы следует, что в зависимости от образования температурного поля в пристенной области парогенератора МГД электростанции появляется сильно поглощающий и излучающий дисперсный слой, который существенно влияет на теплообмен в радиационной части парогенератора. В свою очередь, этот слой вводит свои поправки в образование температурного поля.

Литература

I. Мостинский И.Л., Терехов В.А., Рабкин Ю.И. Анализ работы парогенератора МГД-установки У-25. - В кн.: Восьмая международная конференция по МГД-преобразованию энергии, т. 3, М., 1983, с. 81-84.

2. Микк И.Р., Тийкма Т.Б., Вийльманн И.Р. и др. Исследование некоторых параметров лучистого теплообмена и физико-химических свойств отложений ионизирующейся присадки в парогенераторе МГД-установки У-25. - В кн.: Восьмая международная конференция по МГД-преобразованию энергии, т. 2, М., 1983, с. 102-105.

3. Невский А.С. Лучистый теплообмен в печах и топках. М., Металлургия, 1971. 440 с.

4. Блох А.Г. Тепловое излучение в котельных установках. Л., Энергия, 1967. 326 с.

5. Жуховицкий Д.И., Храпак А.Г., Якубов И.Г. Неравновесные явления, обусловленные объемной конденсацией минеральной части топлива и присадки. - В кн.: Восьмая международная конференция по МГД-преобразованию энергии, т. 2, М., 1983, с. 154-158.

I. Mikk, I. Viilmann, T. Tiikma

Radiation Characteristics of Gas Flow in the MHD-Power Station Steam Generator

Summary

The construction of a radiometer for measuring the incident heat fluxes is given in this paper. The incident heat fluxes are measured near the walls of the radiative part of the experimental MHD-power plant Y-25 steam generator. On the basis of incident radiation and the temperature field in the steam generator, the extinction coefficient of the gas flow in the steam generator is estimated. It is shown that the absorptivity of the potash seed containing medium depends on the temperature of the medium.

Содержание

I. Егоров Д.М., Лоосаар Ю.М. О выделении токсичных веществ при пылевидном сжигании диктионемового сланца и кукерсита на опытном стенде..... 3

2. Кяар Х.А., Пиху Т.К., Таукар А.Х. Гранулометрический состав продуктов разрушения реакторного графита при ударном измельчении..... 17

3. Круус Р.А., Кяар Х.А. Осаждение графитовой пыли из воздушного потока на продольно обтекаемую поверхность..... 23

4. Отс А.А., Соодла У.В., Тоуарт Р.В. Измерение температурного поля в стенке трубы при резком охлаждении..... 29

5. Отс А.А., Тоуарт Р.В. Оценка температурного режима труб поверхностей нагрева котлов в цикле водяной очистки..... 39

6. Пелла В.Э. О некоторых возможных причинах ускорения коррозионно-эрозионного износа поверхностей нагрева в условиях их периодической очистки..... 47

7. Пообус А.П., Тийкма Т.Б. Радиационные характеристики золовых отложений на топочных экранах котла при сжигании антрацитового штыба..... 59

8. Микк И.Р., Вийльманн И.Р., Тийкма Т.Б. О некоторых радиационных характеристиках среды в газоходе парогенератора МГД-электростанции..... 69

Teadusliku raamatukogu
ENSV TA
TALLINN
АН ЭССР
Научная библиотека

EESTI AKADEEMILINE RAAMATUKOGU
1 0200 00133753 8

Цена 60 коп.