

TALLINN

TALLINNA
POLÜTEHNILISE INSTITUUDI
TOIMETISED

450

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО
ИНСТИТУТА

ТРИ
'78

ИССЛЕДОВАНИЯ
ПРОБЛЕМ
РАБОТЫ
ПАРОГЕНЕРАТОРОВ
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ



Ep. 6.7

450

**ТРИ
'78**

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621

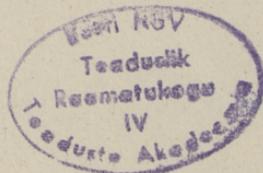
● ИССЛЕДОВАНИЯ
ПРОБЛЕМ
РАБОТЫ
ПАРОГЕНЕРАТОРОВ
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

Теплоэнергетика ХУ11

Таллин 1978

ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ
Труды ТПИ № 450
ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОБЛЕМ РАБОТЫ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ. Теплоэнергетика XV11
Редактор А.Отс. Техн. редактор В. Ранник
Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 2 марта 1978 г.
Подписано к печати 28 авг. 1978 г. Бумага 60x90/16
Печ. л. 10,0 + 0,5 приложение. Уч.-изд. л. 8,2
Тираж 300. МВ-07129
Ротапринт ТПИ, Таллин, ул. Коскла, 2/9. Зак. № 744
Цена руб. 1,25

© ТПИ, Таллин, 1978



УДК 662.771.5

К. Э. Раур, Л. М. Ыйспуу

СТАТИСТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ РАБОТЫ МОЛОТКОВЫХ МЕЛЬНИЦ НА ПРИБАЛТИЙСКОЙ ГРЭС

Статистический анализ эксплуатационных данных представляет при исследовании мельниц интерес по нескольким причинам. Во-первых, результаты парадных испытаний часто заметно отличаются от средних эксплуатационных показателей, накопленных за более длительное время. Во-вторых, при испытаниях трудно определить некоторые показатели, как например, удельный расход металла, требующие для своего полного выявления значительное время. В третьих, при обработке эксплуатационных данных всегда существует принципиальная возможность получить некоторую математическую модель в виде регрессионных уравнений и выяснить вклад различных факторов в общий результат процесса.

На Прибалтийской ГРЭС, работающей на эстонских и ленинградских сланцах, установлены 104 тангенциальные молотковые мельницы двух типоразмеров. 72 мельницы типа ПМТ-1300/2564/740 установлены на котлах ТП-17. Большинство из них имеют шахтные сепараторы диаметром 2 м и высотой 8 м. 32 мельницы типа ММТ-1500/2510/735 установлены на котлах ТП-67 и снабжены инерционными сепараторами типа ВТИ или ЦКТИ различных модификаций.

Начальные данные для анализа были получены из месячных отчетов ГРЭС, вахтенных журналов сменного персонала и документов по ремонту. Проработанные материалы отражали четырехлетний период времени с 1 января 1970 по 31 декабря 1973 года.

Спецификация использованных факторных признаков X и результатных признаков Y с их средними значениями

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i, \quad (1)$$

стандартными отклонениями

$$s_x = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} \quad (2)$$

и вариационными коэффициентами

$$V = \frac{s_x}{\bar{x}} \cdot 100\% \quad (3)$$

приведена в таблице I. Данные топлива здесь общестанционные. Разница в численных величинах характеристик топлива для различных типоразмеров мельниц вызвана различным объемом выборки, так как для мельниц ММТ-1500 отсутствуют данные замены бил за 1971 год. После исключения неверных точек объем выборки для мельниц ШМТ-1300 составлял 47 наблюдений, а объем выборки для мельниц ММТ-1500 - всего 35 наблюдений. Прямо из отчетов были получены лишь признаки X_1 , X_2 , X_4 , X_5 , X_6 и Y_4 , все остальные признаки являются производными. Средняя нагрузка мельниц была получена по расходу топлива на котел при условии среднего количества одновременно работающих мельниц 3,5. Показатели топлива были вычислены по [1]. Удельные расходы металла вычислены по количеству замененных бил, принимая вес нового била 7,766 кг для ШМТ-1300 и 10,906 для ММТ-1500. Эти веса определяли опытным путем в совокупности, состоящей из 5000 бил.

Каждое значение признака представляет среднее за один месяц. Месячный период оказался оптимальным, так как более длительные интервалы времени вызывают **потерю** чувствительности анализа, а более короткие интервалы уменьшают точность регистрирования данных.

В таблице I заметны малые вариационные коэффициенты факторных признаков. Это типичный для пассивных методов эксперимента недостаток [2], заметно затрудняющий дальнейший анализ.

Данные обрабатывались на ЭВМ "Минск-22" по программам множественной линейной регрессии [3,4]. Дополнительно был составлен ряд вспомогательных программ, необходимых

для образования новых факторных признаков и более детально-го исследования зависимостей между отдельными парами факторов. В результате расчета были получены:

- 1) средние значения всех признаков;
- 2) стандартные отклонения признаков;
- 3) матрица парных коэффициентов корреляции;
- 4) остаточные стандартные отклонения регрессионных уравнений;
- 5) коэффициенты регрессии;
- 6) стандартные отклонения коэффициентов регрессии;
- 7) β -коэффициенты (коэффициенты регрессии для стандартизированного регрессионного уравнения);
- 8) коэффициент множественной корреляции;
- 9) отношение дисперсии Фишера.

Количество членов в уравнении регрессии было выбрано методом включения [5]. Значимость уравнения проверялась по критерию Фишера. Значимость отдельных коэффициентов регрессии проверялась по t -критерию Стьюдента. Значимость коэффициента множественной корреляции проверялась по критерию Фишера, где эмпирическое значение отношения дисперсии вычисляли по формуле

$$\hat{F} = \frac{R^2}{1-R^2} \frac{n-k}{k-1}, \quad (4)$$

где n - количество наблюдений;

k - количество признаков.

Матрица парных коэффициентов корреляции приведена в таблицах 2 и 3. Исползованному набору данных характерны сравнительно высокие внутренние коэффициенты корреляции между факторными признаками, что затрудняет получение регрессионных уравнений. Число наблюдений для мельниц типа ММТ-1500 явно недостаточно (большинство коэффициентов корреляции несущественно) и эти данные в настоящей работе исключены из анализа. Регрессионные уравнения для мельниц типа ММТ-1300 проверялись, как правило, при 80% доверительной вероятности. При обработке наблюдений такая вероятность считается вполне допустимой, так как иначе теряется

Таблица I

Использованные признаки и их характеристики

№ п/п	Признак	Обозначение	Ед. изм.	ШМТ-1300/2564/740		ШМТ-1500/2510/735			
				\bar{x}	s_x	\bar{x}	s_x		
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1.	Температура горячего воздуха	X_1	°C	292,2	5,99	2,05	330,8	12,08	3,65
2.	Средняя нагрузка одной мельницы	X_2	т/час	13,3	0,36	2,76	22,1	0,76	3,46
3.	Теплотворная способность топлива	X_3	ккал/кг	2224,2	56,74	2,55	2217,4	64,68	2,92
4.	Золосодержание топлива	X_4	%	43,5	0,80	1,83	43,7	0,81	1,86
5.	Влажность топлива	X_5	%	12,4	0,79	6,37	12,3	0,82	6,61
6.	Содержание карбонатной углекислоты	X_6	%	16,6	0,38	2,31	16,6	0,41	2,47
7.	Содержание органического вещества	X_7	%	33,2	1,03	3,10	33,0	1,15	3,48
8.	Содержание карбонатов	X_8	%	42,7	0,87	2,03	42,7	0,95	2,23
9.	Содержание песчано-глинистого вещества	X_9	%	24,2	0,60	2,47	24,3	0,64	2,64
10.	Плотность топлива	X_{10}	г/см ³	1,83	0,02	1,03	1,83	0,02	1,17

I	2	3	4	5	6	7	8	9	10
II.	Отношение T/K	X _{II}	-	0,57	0,02	3,28	0,57	0,02	3,44
I2.	Удельный расход металла на I т натурального топлива	m _n	г/т	72,8	7,69	10,56	103,4	12,58	12,17
I3.	Удельный расход металла на I т условного топлива	m _y	г/т	229,5	26,4	11,50	326,7	41,56	12,72
I4.	Удельный расход электро-энергии на I т натурального топлива	э _n	кВт·ч/т	5,75	0,36	6,20	6,10	0,31	5,09
I5.	Удельный расход электро-энергии на I т условного топлива	э _y	кВт·ч/т	18,1	1,35	7,48	19,3	1,15	5,94

Полная корреляционная матрица для мельниц типа ШМГ-1300/2564/740

t г.в. X_1	B X_2	Q_H^P X_3	A^P X_4	W^P X_5	$(CO_2)_K^P$ X_6	O^C X_7	K^C X_8	T^C X_9	ρ X_{10}	T/K X_{11}	m_H Y_1	m_Y Y_2	ε_H Y_3	ε_Y Y_4
I	0,546	0,186	-0,295	0,150	-0,342	0,308	-0,325	-0,056	-0,301	0,158	0,151	0,100	0,263	0,155
I	0,001	-0,305	0,310	-0,366	0,223	-0,294	0,029	0,029	-0,218	0,125	0,351	0,318	-0,038	-0,030
I	-0,563	-0,288	-0,431	0,838	-0,629	-0,526	-0,839	-0,005	-0,301	-0,493	-0,349	-0,641	-0,349	-0,641
I	-0,487	0,698	-0,840	0,594	0,581	0,842	0,071	0,175	0,287	0,346	0,489	0,346	0,489	0,489
I	-0,521	-0,161	0,163	-0,029	0,163	-0,029	-0,220	-0,050	0,014	-0,086	0,031	0,014	-0,086	0,031
I	-0,717	0,924	-0,112	0,693	-0,655	0,071	0,159	0,228	0,344	0,344	0,344	0,159	0,228	0,344
I	-0,814	-0,537	-0,999	0,098	-0,132	-0,306	-0,357	-0,595	0,188	0,028	0,413	0,188	0,028	0,413
I	-0,053	0,791	-0,658	0,036	0,036	0,145	0,252	0,284	0,424	0,424	0,424	0,252	0,284	0,424
I	0,568	0,787	0,145	0,304	0,360	0,599	0,072	0,060	0,077	0,060	0,060	0,304	0,360	0,599
I	-0,060	0,132	0,132	0,074	0,074	0,077	0,060	0,060	0,077	0,060	0,060	0,077	0,077	0,060
I	0,978	0,208	0,271	0,978	0,208	0,271	0,978	0,208	0,271	0,978	0,208	0,271	0,978	0,271
I	0,272	0,392	0,392	0,272	0,392	0,392	0,272	0,392	0,392	0,272	0,392	0,272	0,392	0,392
I	0,942	0,942	0,942	0,942	0,942	0,942	0,942	0,942	0,942	0,942	0,942	0,942	0,942	0,942

Полная корреляционная матрица для мельниц типа ММТ-1500/2510/735

т.г.в. X_1	B X_2	G_H^P X_3	A^P X_4	W^P X_5	$(CO_2)_K^P$ X_6	O^C X_7	K^C X_8	T^C X_9	ρ X_{10}	T/K X_{11}	m_H Y_1	m_y Y_2	$э_H$ Y_3	$э_y$ Y_4
I	0,183	-0,244	0,423	-0,326	0,403	-0,328	0,323	0,107	0,333	-0,124	0,110	0,155	0,148	0,255
	I	-0,540	0,293	0,412	0,047	-0,469	0,228	0,502	0,508	0,236	-0,250	-0,118	-0,296	0,015
		I	-0,600	-0,368	-0,435	0,849	-0,639	-0,569	-0,864	-0,021	-0,078	-0,297	-0,053	-0,531
			I	-0,386	0,683	-0,853	0,601	0,634	0,837	0,102	0,136	0,265	0,133	0,418
				I	-0,440	-0,055	-0,071	0,205	0,106	0,197	-0,215	-0,122	-0,353	-0,126
					I	-0,723	0,927	-0,084	0,663	-0,657	-0,038	0,061	0,254	0,427
						I	-0,829	-0,557	-0,989	0,106	0,031	-0,161	-0,020	-0,436
							I	-0,002	0,784	-0,544	-0,132	0,017	0,132	0,420
								I	0,605	0,767	0,140	0,263	-0,161	0,156
									I	-0,040	-0,054	0,143	0,030	0,452
										I	0,188	0,186	-0,209	-0,154
											I	0,975	0,116	0,141
												I	0,122	0,252
													I	0,873
														I

значительная часть информации [6]. Полученные регрессионные уравнения, их ошибки при доверительной вероятности 80% (σ_{80}), коэффициенты множественной корреляции (R) и коэффициенты детерминации (R^2) приведены в таблице 4.

Т а б л и ц а 4
Результаты регрессионного анализа мельниц
ШМТ-1300/2564/740

У р а в н е н и е	σ_{80}	R	R^2
1. $m_n = -35811,6 + 9,096 B - 0,1216 Q_n^P +$ $+ 8,9851 A^P + 162,04 W^P + 860,66 (CO_2)_K^P +$ $+ 342,30 O^C + 332,46 T^C$	9,7	0,722	0,522
2. $m_y = -113352,8 + 28,49 B - 0,4909 Q_n^P +$ $+ 27,00 A^P + 513,83 W^P + 2730,05 (CO_2)_K^P +$ $+ 1085,36 O^C + 1055,05 T^C$	30,2	0,778	0,605
3. $\varepsilon_n = -955,8 + 0,03329 t \text{ г.в.} - 0,2669 B -$ $- 0,001444 Q_n^P - 0,6714 A^P + 4,099 W^P +$ $+ 24,05 (CO_2)_K^P + 11,09 O^C + 20,17 T^C -$ $- 86,22 \varphi - 281,04 T/K$	0,48	0,703	0,605
4. $\varepsilon_y = -3387,2 + 0,1006 t \text{ г.в.} - 0,7483 B -$ $- 0,01332 Q_n^P - 1,788 A^P + 12,04 W^P +$ $+ 70,45 (CO_2)_K^P + 37,00 O^C + 58,48 T^C$ $- 817,66 T/K$	1,50	0,809	0,654

Относительно более высокие корреляции между факторными признаками и удельными расходами на 1 тонну условного топлива объясняются внутренними корреляциями между этими признаками и теплотворной способностью топлива, использованной при вычислении количества условного топлива. По аналогичной причине уравнения (2) и (4) не дают существенно больше информации относительно влияния факторов по сравнению

с уравнениями (1) и (3). С расходом металла оказались наиболее тесно связанными производительность мельницы и теплотворная способность топлива (см. табл. 2). Удельный расход энергии наиболее тесно зависит от плотности топлива и температуры воздуха, что указывает на важность вентиляционного режима мельницы и сепаратора.

Во всех приведенных регрессионных уравнениях можно сокращать количество членов, используя зависимости между компонентами сланца. В настоящей работе это не сделано ввиду относительно низкой статистической существенности этих уравнений. Результаты анализа показывают, что регистрируемые в настоящее время на электрических станциях Эстонэнерго параметры позволяют объяснить лишь 50-65% вариаций в работе мельниц (см. коэффициенты детерминации). С этой точки зрения имело бы большое значение введение регулярного контроля абразивности и размолоспособности поступающего топлива центральными лабораториями ГРЭС.

Л и т е р а т у р а

1. Э п и к И.П. Влияние минеральной части сланцев на условия работы котлоагрегата. ЭТИ, Таллин, 1981.
2. М и т р о ф а н о в С.И. и др. Исследование полезных ископаемых на обогатимость. М., "Недра", 1974.
3. Программы для ЭЦМ "Минск-2", Вып. 2, Изд. АН ЭССР, Таллин, 1966.
4. М а л ь м с а а р Р. Методы корреляционного и дисперсионного анализа. ТПИ, Таллин, 1972 (на эст. языке).
5. Д р е й п е р Н., С м и т Г. Прикладной регрессионный анализ. М., "Статистика", 1973.
6. К о м а р о в И.С., и др. Многомерный статистический анализ в инженерной геологии. М., "Недра", 1976.

K. Rajur, L. Čispu

The Statistical Analysis of the Performance of
Pulverizers at the Baltic Power Plant

Summary

The multiple linear regression analysis of exploitation data has been used for the determination of the relative influence of single factors on the mill performance.

УДК 621.928.6:662.87:662.67

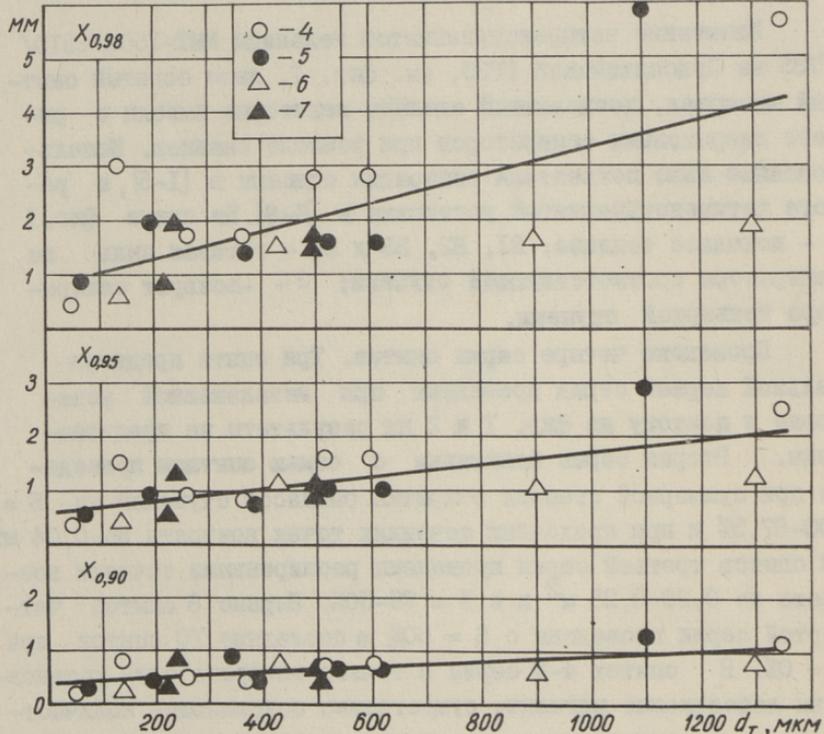
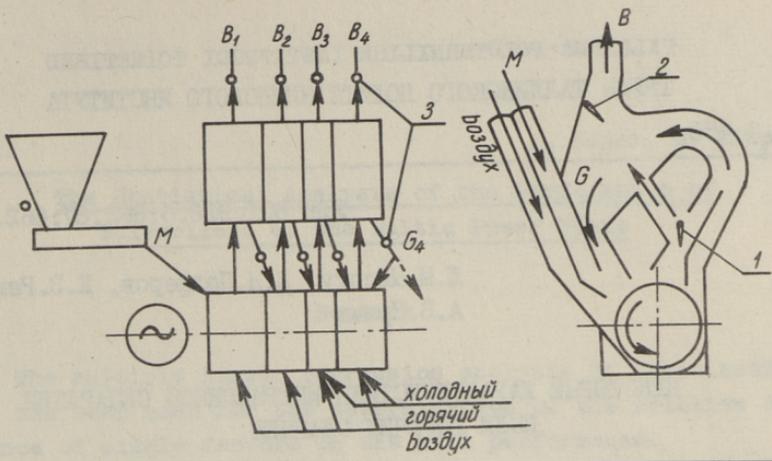
Л.М.Ыйспуу, К.Я.Полферов, К.Э.Раар,
А.В.Прикк

НЕКОТОРЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ИНЕРЦИОННОЙ СЕПАРАЦИИ
ПЫЛИ ГОРЮЧИХ СЛАНЦЕВ

Испытание четырехступенчатой мельницы ММТ-1500/2510/
/735 на Прибалтийской ГРЭС, см. фиг. 1, дало богатый опыт-
ный материал, позволяющий сделать некоторые выводы о ра-
боте инерционных сепараторов при размоле сланцев. Исполь-
зованные ниже показатели сепарации описаны в [1-5], а ра-
бота четырехступенчатой установки в [6-8]. На схеме фиг. 1
М - исходное топливо; В1, В2, В3 и В4 - готовая пыль из
сепаратора соответствующей ступени; G₄ -возврат сепара-
тора четвертой ступени.

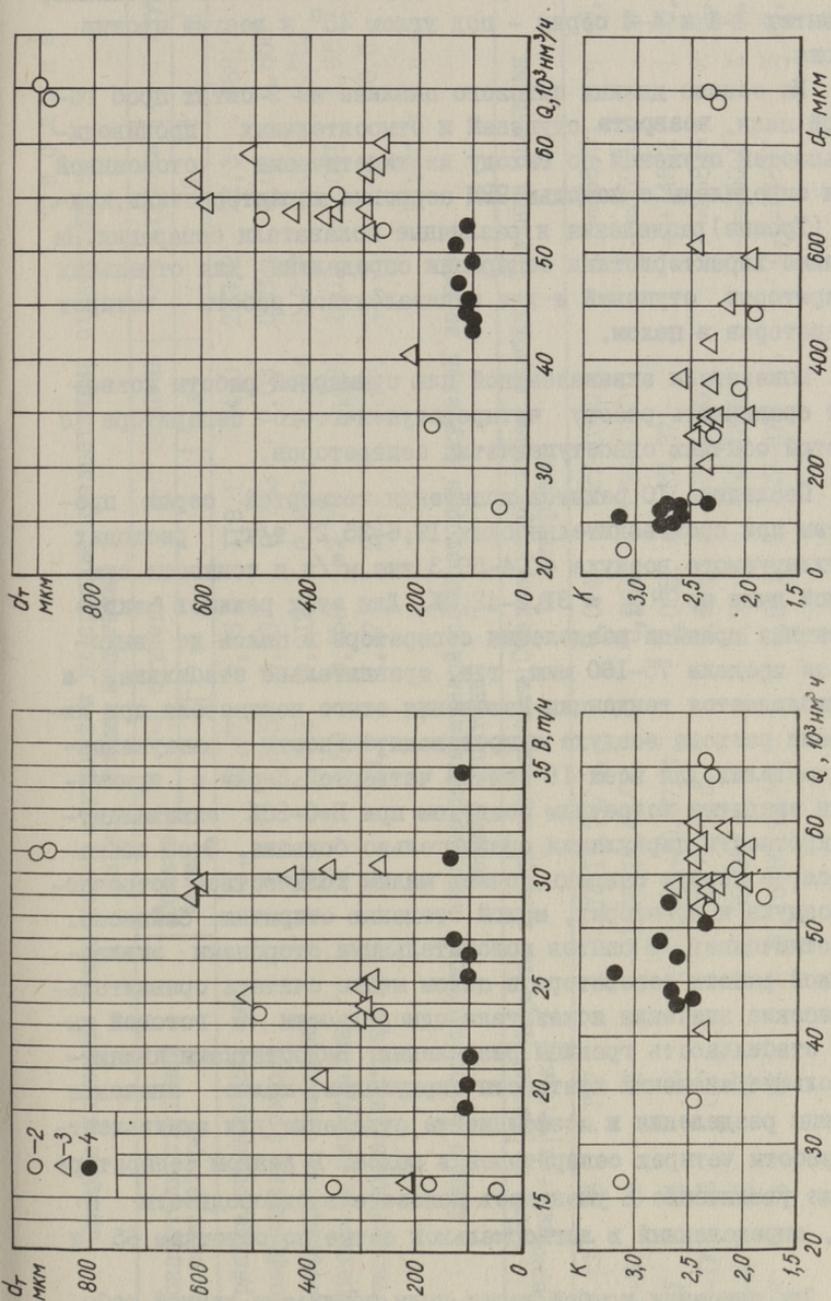
Проведено четыре серии опытов. Три опыта предвари-
тельной первой серии проведены при неналаженной уста-
новке и поэтому на фиг. 1 и 2 их результаты не представ-
лены. Вторая серия испытания с семью опытами проведе-
на при суммарной степени открытия байпасов ступеней на $B =$
 $=90-87,5\%$ и при проходных сечениях течек возврата по $0,04 \text{ м}^2$.
12 опытов третьей серии проведены расширенными течками воз-
врата по $0,20-0,25 \text{ м}^2$ и с $B = 75-50\%$. Первые 8 опытов чет-
вертой серии проведены с $B = 50\%$, а последние 10 опытов при
 $B = 0\%$. В опытах 4-й серии в течках возврата были установ-
лены лепестковые мигалки, существенно сокращающие количест-
во воздуха, поступающего навстречу возврату сепаратора сту-
пени, в дальнейшем "встречный" воздух.

Суммарная степень открытия байпасов ступеней на $B=90\%$
означает, что байпасы 1-й и 2-й ступени открыты на 80% и
байпасы 3-й и 4-й ступени на 100% , откуда $B = (80+80+100+$
 $+100)/4 = 90\%$. Аналогично $B = (50+50+100+100)/4 = 75\%$ и



Фиг. 1. Схема четырехступенчатого инерционного сепаратора. Зависимости между границей разделения d_T и 98, 95 и 90 процентными квантилями $X_{0,98}$, $X_{0,95}$ и $X_{0,90}$ для сепараторов первой и второй ступени при открытых байпасах данной ступени.

1 - шибер байпаса; 2 - шибер на выходе; 3 - точки отбора проб; 4 и 5 - вторая серия опытов; 6 и 7 - третья серия опытов; 4 и 6 - сепаратор первой ступени; 5 и 7 - сепаратор второй ступени.



Фиг. 2. Зависимости между показателями эквивалентной работы четырех ступеней сепарации в целом при открытых байпасах. 2 - опыты второй серии, В = 87,5-89,2%; 3 - опыты третьей серии; В = 50-75%; 4 - опыты четвертой серии; В = 50%; В - производительность мельницы; Q - расход вентилирующего воздуха; К - кратность циркуляции; d_t - граница разделения.

$B = (0+0+100+100)/4 = 50\%$. Шиберы на выходе 2, на фиг. 1, были в опытах 1-й и 2-й серии под углом $25-38^\circ$ к вертикали, в опытах 3-й и 4-й серии - под углом 45° и всегда против потока.

На основе данных ситового анализа на 9 ситах проб готовой пыли, возврата ступеней и относительных производительностей ступеней по выходу изокINETически отсосанной пыли определены с помощью ЭВМ зерновые характеристики, кривые (Тромпа) разделения и различные показатели сепарации. Названные характеристики сепарации определены для отдельных сепараторов ступеней и для эквивалентной работы четырех сепараторов в целом.

Показатели эквивалентной или суммарной работы позволяют сравнивать работу четырехступенчатого сепаратора с работой обычных одноступенчатых сепараторов.

Последние 10 режимов испытания четвертой серии проведены при производительностях 19,6-35,2 т/ч, расходах вентилируемого воздуха 41,4-59,3 тыс. м³/ч и тонкости суммарной пыли по $R_{80} = 31,3-42,5\%$. Для этих режимов эквивалентная граница разделения сепаратора в целом не выходит за пределы 75-160 мкм, т.е. сравнительно стабильна, и не наблюдается тенденции изменения этого показателя при изменении расхода воздуха и производительности в вышеуказанных пределах. Для всех 18 опытов четвертой серии с практически закрытым встречным воздухом при $B=0-50\%$ эквивалентные кратности циркуляции сравнительно большие. Это объясняется, в первую очередь, очень малым количеством встречного воздуха и во-вторых, малой степенью открытия байпасов. Для отмеченных 18 опытов положительными сторонами эквивалентной работы сепаратора в целом можно считать сравнительно высокие значения показателя однородности m готовой пыли и стабильность границы разделения. Недостатками являются большие значения кратности циркуляции, малые значения границы разделения и коэффициента отделения для эквивалентной работы четырех сепараторов в целом. В данном сепараторе вообще увеличение B уменьшает показатель однородности m пыли, определенный в логнормальной сетке по остаткам 65 и 35%.

Для описания грубой части пыли топлива в данной работе использованы 90-, 95- и 98-процентные квантили гауловметрического распределения. 90-процентный кван-

Средние значения показателей ступеней и их средние квадратичные отклонения S за все режимы испытания

Показатели ступеней сепаратора	Обозначение	I-я ступень		2-я ступень		3-я ступень		4-я ступень	
		\bar{d}_T	S	\bar{d}_T	S	\bar{d}_T	S	\bar{d}_T	S
Граница разделения, мкм	\bar{d}_T	72,87	9,75	119,1	14,0	213,2	21,3	188,9	21,5
Коэффициент прохода	η	0,655	0,03	0,782	0,03	0,824	0,02	0,808	0,015
Коэффициент отделения	ξ	0,842	0,012	0,839	0,014	0,733	0,04	0,752	0,018
Кратность циркуляции	K	3,58	0,158	2,70	0,195	2,01	0,071	1,98	0,058
Относительная нагрузка, %	-	28,7	1,37	27,5	1,40	22,3	1,66	20,0	1,63

Данные регрессионного анализа показателей сепараторов ступеней за все режимы испытания

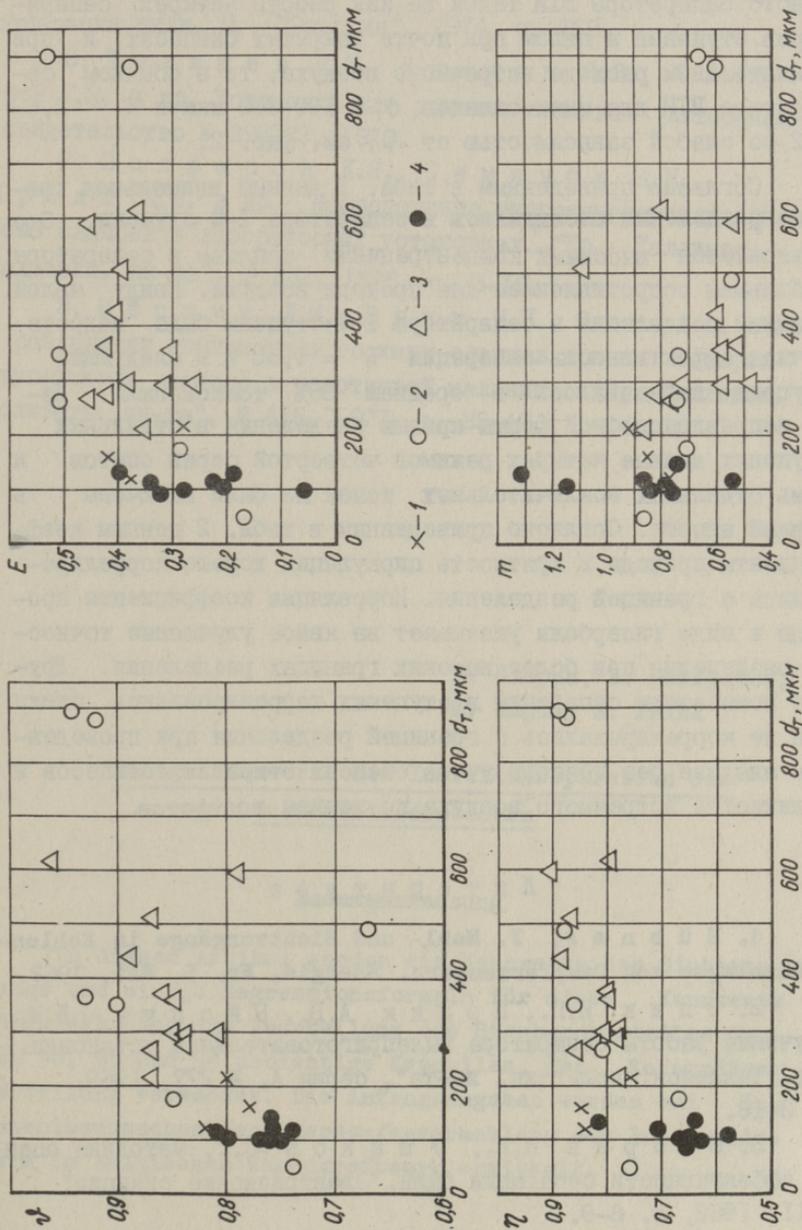
Серия	Код-во опытов	Код-во точек	Формула кривой зависимости	Среднеквадратичная ошибка в интервале	Средние значения
I-IV	36	137	$\eta = 0,87 - 11,77/d_T$	0,074; $d_T = 27-1350$	$d_T = 268,5$; $\eta = 0,797$
I-III	22	81	$\eta = 0,89 - 16,41/d_T$	0,064; $d_T = 50-1350$	$d_T = 350,6$
IV	14	56	$\eta = 0,867 - 10,67/d_T$	0,085; $d_T = 27-375$	$d_T = 148,1$; $\eta = 0,765$
I-IV	36	137	$K = 1,91 + 77,9/d_T$	0,66; $d_T = 27-1350$	$d_T = 268,5$; K = 2,42
I-III	22	81	$K = 1,89 + 99/d_T$	0,72; $d_T = 50-1350$	$d_T = 350,6$; K = 2,31
IV	14	56	$K = 1,75 + 83,77/d_T$	0,56; $d_T = 27-375$	$d_T = 148,1$; K = 2,55

таль $X_{0,90}$ - размер таких частиц, для которых проход через сито 90% и полный остаток 10%. Квантили широко применяются в теории вероятностей и математической статистике. Их использование здесь было обусловлено нестабильностью зерновых характеристик в грубой части, существенным влиянием содержания крупных частиц на q_4 и абразивный износ поверхностей нагрева, а также большой чувствительностью (растянутостью ординаты) в верхней части логнормальной сетки. Использование полных остатков или проходов для оценки наиболее крупных фракций пыли неудобно, так как для сравнения работы сепараторов, выдающих пыль различной тонкости, нужно было бы применить сита различных размеров.

Рассматриваемые ниже 30 режимов с открытыми байпасами, $B = 50-90\%$, проведены при тонкости суммарной готовой пыли по $R_{80} = 31,2-54,4\%$ и при представленных на фиг. 2 производительностях и расходах воздуха. Для этих режимов согласно представленным на фиг. 1 данным 90-, 95- и 98-процентные квантили готовой пыли увеличиваются, или что то же самое, размеры частиц 10-, 5- и 2-процентного полного остатка увеличиваются при увеличении границы разделения сепаратора. 90- и 95-процентные квантили имеют достаточно четко выраженную зависимость от границы разделения. Следовательно, по величине границы разделения и посредством квантилей можно оценить появление q_4 и абразивного износа в котле, но лишь после соответствующей тарировки.

Представленные на фиг. 2 данные об эквивалентной работе четырех сепараторов показывают, что граница разделения увеличивается при увеличении расхода воздуха Q и производительности мельницы B , а также при открытии байпасов и увеличении количества встречного воздуха. При $B = 50\%$ и сильно ограниченном количестве встречного воздуха, см. опыты 4-й серии на фиг. 2, граница разделения будет малой и независимой от Q и B . При существенном количестве встречного воздуха с ростом Q увеличивается граница разделения и уменьшается кратность циркуляции.

Согласно имеющимся на фиг. 3 опытным данным с увеличением эквивалентной границы разделения увеличивается коэффициент отделения, коэффициент прохода и точность разделения, но уменьшается однородность пыли из-за ее угрубления.



Фиг. 3. Зависимости между показателями эквивалентной сепарации четырех ступеней в целом, N - коэффициент отделения; η - коэффициент прохода; E - точность разделения; m - показатель однородности суммарной пыли; d_T - граница разделения; 1 - опыты первой серии; 2, 3 и 4 - то же, что на фиг. 2.

Если принять работу обычного одноступенчатого инерционного сепаратора ВТИ такой же как работа четырех сепараторов ступеней в целом при почти закрытых байпасах и при значительном расходе встречного воздуха, то в обычном сепараторе ВТИ для пыли сланцев $d_T \approx 100-300$ мкм и $K \approx 2,6-2,2$ со слабой зависимостью от Q , см. фиг. 2.

Согласно приведенным в табл. 1 данным **наименьшая граница разделения** наблюдалась в сепараторе I-й ступени. Это объясняется высокими концентрациями топлива в сепараторе и большим сопротивлением для прохода воздуха. Ввиду малой границы разделения в сепараторе I-й ступени была недостаточная эффективность сепарации $\bar{\eta} = 0,65$ и в следующие ступени передавалось в среднем 35% тонкой пыли. Из-за неправдоподобной формы кривых разделения в отдельных ступенях данные четырех режимов четвертой серии опытов и семь отдельных исключительных точек не были включены в данный анализ. Согласно приведенным в табл. 2 данным коэффициенты прохода и кратность циркуляции хорошо коррелировались с границей разделения. Корреляция коэффициента прохода в виде гиперболы указывает на явное улучшение точности разделения при более высоких границах разделения. Другие показатели сепарации в ступенях коррелировались плохо или не коррелировались с границей разделения при проведенном анализе без точного учета степени открытия байпасов и количества встречного воздуха по течкам возвратов.

Л и т е р а т у р а

1. Н ü b n e r, F. *Mahl- und Sichtvorgänge in Kohlenmahlanlagen von Dampferzeugern*. Energie, Nr. 5, Mai, 1962.
2. Э п и к И.П., П р и к к А.В., Ы й с п у у Л.М. Изучение работы сепаратора пылеприготовительной установки. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", серия А, № 277, 1969, с. 3-16.
3. З в е р е в Н.И., У ш а к о в С.Г. Методика оценки эффективности сепарации пыли. "Электрические станции", № 11, 1968, с. 6-9.
4. Р а ю р К.Э., П р и к к А.В., Ы й с п у у Л.М. Об идеальном сепараторе и оценке работы сепаратора. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", серия А, № 302, 1971, с. 39-51.

5. Ушаков С.Г., Зверев Н.И. Инерционная сепарация пыли. М., "Энергия", 1974, с. 169.
6. Челищев Н.В., Иванов С.В., Полферов К.Я. и др. Установка для размола топлива. Авторское свидетельство № 398272, 1973.
7. Полферов К.Я., Семенов А.Н., Прикк А.В. и др. Исследование многоступенчатого размола сланцев в лабораторных установках. —"Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 392, 1976, с. 3-18.
8. Ыйспуу Л.М., Эпик И.П., Отс А.А. и др. О разделении компонентов горючих сланцев при их четырехступенчатом размоле в молотковой мельнице. —"Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 416, 1977, с. 35-40.

L. Õispuu, K. Polfjorow,
K. Rajur, A. Prikk

Einige Kennwerte der Inertionsseparation des
Brennschieferstaubes

Zusammenfassung

In diesem Artikel werden die Kennwerte des Sichtvorgangs und einige Regressionsformeln für diese Kennwerte dargelegt. Für die Beurteilung des Staubgroßanteiles wurden 90, 95 und 98 prozentige Quantilen, der Korngrößenverteilung verwendet. Die Anfangsangaben wurden bei Industrierversuchen der Vierstufenvermahlung des Brennschiefers im Baltischen Wärmekraftwerk ermittelt.

К. Э. Раур, Л. М. Ыйспуу

МЕТОД РАСЧЕТА УДЕЛЬНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ЭСТОНСКИХ
ГОРЮЧИХ СЛАНЦЕВ

При гранулометрическом анализе эстонских горючих сланцев **значительные** трудности вызывают резко отличающиеся свойства составных частей и особенная структура материала. Органическая часть находится в сланцах в виде гнезд и скопленений, окруженных минеральным каркасом. При измельчении она **распределяется** в фракциях продукта сравнительно неравномерно. Так как плотность органической части сланцев $1,10 \pm 0,03$, а средняя плотность минеральной части $2,70$ [1], то в зависимости от отношения этих компонентов плотность отдельных фракций существенно меняется. По **этой** причине седиментометрический, микроскопический и др. виды анализа тонких порошков не могут обеспечить высокую точность и основным видом анализа сланцевых материалов остается ситовой анализ.

При интерпретировании результатов ситового анализа снова возникают известные трудности. Гранулометрические распределения эстонских горючих сланцев имеют, как правило, полимодальный характер и не сглаживаются достаточно точно известными в настоящее время простыми двух- или трехпараметрическими теоретическими распределениями. Увеличение количества параметров представляет значительные неудобства при дальнейшем использовании результатов.

Для расчета удельной поверхности пыли при неподдающихся сглаживанию распределениях можно применять метод **аппроксимирования** по отрезкам [2,3]. При этом методе каждый отрезок эмпирической кривой независимо от других **заменяется** отрезком какого-нибудь теоретического распределения. Обычно применяются логнормальные распределения, имеющие не-

$$\text{и} \quad \alpha_i = x_i \exp(-\beta_i t_i) = x_{i+1} \exp(-\beta_i t_{i+1}), \quad (2)$$

Здесь x_i, x_{i+1} - значения признака (отверстие сита) в концах отрезка, мкм;

t_i, t_{i+1} - значения квантилей стандартного нормального распределения, соответствующие ситовым проходам в концах отрезка D_i и D_{i+1} .

Удельная поверхность по логнормальному распределению с параметрами α_i и β_i вычисляется по формуле

$$S_i = \frac{6 \cdot 10^3 k_i}{\alpha_i \rho_i} e^{\beta_i/2}, \quad \text{м}^2/\text{кг}, \quad (3)$$

где k_i - относительный коэффициент формы для фракции i ;
 ρ_i - плотность пыли для фракции i .

Для дальнейших расчетов удобно ввести понятие приведенной поверхности фракции пыли i . Эта условная величина представляет собой абсолютную поверхность фракции пыли, приведенную на единицу массы всей пыли. Для общего отрезка вспомогательного логнормального распределения и действительного эмпирического распределения приведенная поверхность имеет одно и то же численное значение. Вычисление приведенной поверхности сводится к определению относительной доли, что соответствует фракции i в поверхности, вычисляемой по формуле (3). Эта доля равна относительному приросту распределения поверхности. Так как распределение поверхности проходит на логнормальных диаграммах на β единиц выше массового распределения (см. напр. [5]), а значения массового распределения на отрезке i равны $F(t_i)$ и $F(t_{i+1})$, то для вычисления приведенной поверхности получается:

$$S_{\text{прив}i} = S_i [F(t_{i+1} + \beta_i) - F(t_i + \beta_i)], \quad \text{м}^2/\text{кг}, \quad (4)$$

$F(\)$ - значение стандартного нормального распределения.

Значение истинной удельной поверхности фракции получают из (4) путем деления на относительную долю фракции в массе пыли:

$$S_{\text{ист}i} = S_i \frac{[F(t_{i+1} + \beta_i) - F(t_i + \beta_i)]}{D_{i+1} - D_i} \cdot 100, \quad \text{м}^2/\text{кг} \quad (5)$$

D - ситовые проходы, %.

Полная удельная поверхность пыли равняется сумме приведенных поверхностей:

$$S_m = \sum_{i=1}^{n-1} \frac{6 \cdot 10^3 k_i}{\alpha_i \rho_i} e^{\beta_i^{1/2}} [F(t_{i+1} + \beta_i) - F(t_i + \beta_i)], \text{ м}^2/\text{кг}. \quad (6)$$

Наибольшие трудности при данной методике связаны с определением направления крайнего левого отрезка, соответствующего самой тонкой пыли (см. фиг. I). Так как этот отрезок вносит наибольший вклад в общую удельную поверхность, то неправомерная экстраполяция направления следующего отрезка грозит значительными ошибками, достигающими иногда значения более одного порядка.

Точность вычисления удельной поверхности можно повысить, если принять, что графики всех распределений пересекаются в одной опорной точке E. Это явление наблюдается сравнительно часто [6], в том числе и при размоле эстонских горючих сланцев, где точка E определяется значением отверстия сита $\chi_E = 2$ мкм и ситовым проходом $D_E = 0,2\%$ [7,8]. Пересечение графиков гранулометрических распределений в точке E проверено микроскопическим и седиментометрическим анализом. По-видимому существует несколько причин этого явления. С одной стороны возможность дальнейшего измельчения малых частиц ограничена ввиду увеличения доли пластических деформаций [9] и ввиду чрезвычайно малого пути свободного движения [10]. С другой стороны, малые частицы усиленно образуют агломераты и могут таким образом переходить обратно в более крупные гранулометрические классы [11]. Эти физические причины могут привести к такой кинетике размола, где накопление материала в самых низких классах суммарно не меняется.

Для расчета удельной поверхности по точке E необходимо в расчетной формуле (6) прибавить еще один, нулевой отрезок (от E до I, см. фиг. I) и суммировать в пределах $i = 0 \dots (n - 1)$. Аппроксимирование по отрезкам можно сделать графически, но более удобно использовать ЭВМ. На кафедре теплоэнергетики ТПИ применяется машина "Минск-22". Алгоритм составлен на языке МАЛГОЛ. При расчете, как правило, делают допущение, что относительный коэффициент k_i численно равняется плотности ρ_i . Оказывается, что вычисленные таким образом условные удельные поверхности хорошо согласуются с

результатами **определения** по воздухопроницаемости (расхождение в большинстве случаев в пределах 10% и не более 30%).

Наибольшее преимущество расчетных методов перед физическими методами определения удельной поверхности в том, что они позволяют одновременно оценить и долю каждой фракции в общей поверхности. Расчеты показывают, что при удельных поверхностях сланца порядка $200 \text{ м}^2/\text{кг}$ доля фракции 0 - 50 мкм порядка 85%. Следовательно, можно ожидать хорошую корреляцию между расчетной удельной поверхностью и проходом через сито 50 мкм. Регрессионным анализом установлено, что в пределах $D_{50} = 5 \dots 55\%$ эту связь можно считать линейной:

$$S_m = 32,1 + 3,77 D_{50}, \text{ м}^2/\text{кг} \quad (7)$$

при коэффициенте корреляции 0,992 и среднеквадратичном отклонении 0,003.

Существование линейной связи (7) можно объяснить некоторыми особенностями пересекающихся логнормальных распределений. Если выразить параметр α_0 в формуле (3) через координаты точки E (см. формулу (2)), получается при $k_0/\rho_0 = 1$:

$$S_0 = 6 \cdot 10^3 \exp(\beta_0^2/2 - t_E \beta_0 - \ln x_E), \quad (8)$$

где

$$\beta_0 = \frac{\ln(50/2)}{t_{D_{50}} - t_E} = \frac{3,219}{t_{D_{50}} + 2,878}. \quad (9)$$

График (8) в зависимости от D_{50} - вогнутая кривая с минимумом при $D_{50} = 5-6\%$ и очень пологой правой ветвью. Член $F(t_{D_{50}} + \beta_0)$, прибавляющийся в формуле (4), меняет ход этой кривой очень мало, а прибавление приведенных поверхностей более крупных фракций делает график еще более пологим и практически линейным в рассматриваемой области. Пропорциональность между удельной поверхностью и проходом через контрольное сито принимается в упрощенных расчетах довольно часто, однако, по-видимому это оправдано лишь при пересечении графиков распределены и в ограниченной области ситовых проходов.

Л и т е р а т у р а

1. С и т с Х. Зависимость действительной плотности пород пласта сланца-кукерсита от высшей теплоты сгорания. "Горючие сланцы", 16, № 6, 1974.
2. Р и м п ф, Н., Е б е р т, К. Ф. Chemie-Ingenieur-Technik, 36, No 5, 1964.
3. Ф.М.Т. Informationsdienst, No 1/2, 1966.
4. Р а ю р К.Э., Ы й с п у у Л.М., Э п и к И.П. Стлаживание результатов ситовых анализов при помощи логарифмически-нормального распределения. —"Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 416, 1977.
5. К о у з о в П.А. Основы анализа дисперсного состава промышленных пылей и измельченных материалов. М., "Химия", 1971.
6. Н ü b n e r, F. Energie, No 5, 1962.
7. Ы й с п у у Л.М. Использование диаграммы Колмогорова-Фая-Желева при исследовании некоторых рассеивающих горючих сланцев.—"Тр. Таллинск. политехн. ин-та", серия А, № 226, 1965.
8. Ы й с п у у Л.М., А л ь в е р М.М. Сравнение удельных поверхностей.—"Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 339, 1973.
9. S c h ö n e r t, K., S t e i e r, K. Chemie-Ingenieur-Technik, 43, No 13, 1971.
10. Р и м п ф, Н. Chemie-Ingenieur-Technik, 32, No 3, 1960.
11. Н ü t t i g, G.F. Zeitschrift für Metallkunde, 48, No 6, 1957.

K. Rajur, L. Õispuu

A Method for Computation of Oil Shale Specific Surfaces

Summary

The specific surface has been computed by section approximation techniques, at which correlations between the parameters of the distribution have been used.

УДК 622.734+662.337.2

К.Э.Раур, Л.М.Нйспуу

О ВЛИЯНИИ ВЛАЖНОСТИ СЛАНЦА НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ
 РАЗМОЛА

При расчете пылеприготовительных систем электрических станций влияние влажности топлива на производительность мельниц учитывают путем введения двух поправочных коэффициентов в основную расчетную формулу. Одна из поправок,

$$\Pi_{\text{в}2} = \frac{100 - W^{\text{CP}}}{100 - W_1}, \quad (1)$$

где W^{CP} — средняя влажность материала в мельнице, %;
 W_1 — влажность сырого топлива, поступающего в систему, %,

необходима для перевода производительности мельницы на сырое топливо. Вторая поправка, учитывающая влияние влажности на размолоспособность топлива, имеет вид

$$\Pi_{\text{в}1} = \sqrt{\frac{\kappa^2 - (W^{\text{CP}})^2}{\kappa^2 - (W^{\text{ГН}})^2}}, \quad (2)$$

где $\kappa = 1 + 1,07W^{\text{P}};$ (3)

характеризует вероятную максимальную влажность товарного топлива,

W^{P} — средняя влажность товарного топлива, %;

$W^{\text{ГН}}$ — гигроскопическая влажность топлива, %.

Эмпирическая формула (2) была получена М.Л.Кисельгофом при обработке результатов лабораторных и промышленных опытов, проведенных с печерским и подмосковным углем на шаровой барабанной мельнице. В настоящее время (2) применяется для всех видов топлива и мельниц, с исключением только раз-

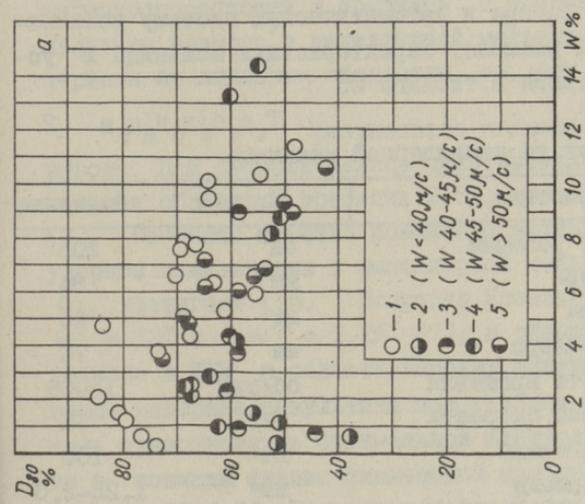
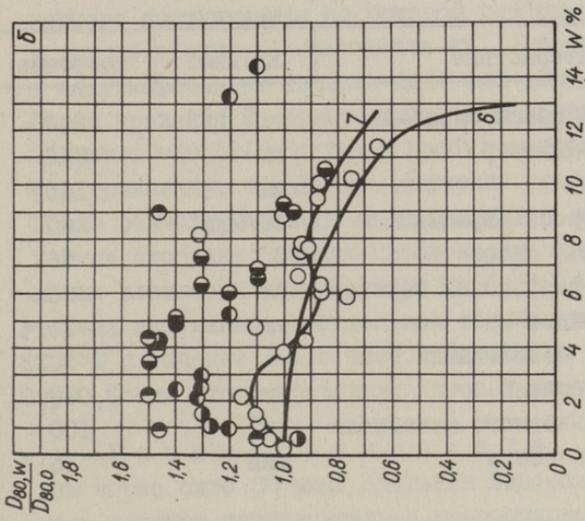
мола фрезерного торфа в шахтных мельницах. Графически зависимость $\Pi_{вЛ} = f(W^{оп})$ представляет собой выпуклую монотонно убывающую кривую, см. фиг. 1. В принципе она должна отражать изменение не только прочностных свойств размалываемого материала, но и изменение условий размола в мельнице. В действительности изменение производительности мельниц при влажном топливе объясняют только увеличением пластичности топлива под действием влаги [1,2], что вызывает дополнительные затраты энергии на разрушение материала.

Правомерность такого объяснения, а также применение поправки в виде (2) для всех без исключения типов мельниц и топлив, вызывает сомнения по нескольким причинам. Судя по данным физико-химической механики [3,4] значительное влияние на эффективность размола имеют адсорбционные эффекты, агломерация частиц и их прилипание на размольных телах и корпусе мельниц (образование коагуляционных структур). В зависимости от структуры и пористости материала, а также от условий нагружения и организации процесса, эти эффекты могут иметь разное относительное влияние. Известно, например [5], что при размоле материалов типа известняков в лабораторной ШБМ существует некоторая оптимальная влажность, при которой процесс происходит наиболее интенсивно. Аналогичная оптимальная область влажности установлена и для Эстонских горючих сланцев при их ударном нагружении падающим грузом [6].

В связи с этим представляет интерес проверить применимость поправки (2) и общее влияние влажности при размоле сланца в лабораторных мельницах при разных способах нагружения.

В качестве материала для этих опытов применяли пробы сланца, взятые на Эстонской и Прибалтийской ГРЭС. Материал размельчали в щековой и в валковой дробилке, высушивали в течение 5-6 часов при температуре 105°C и разделяли на фракции при помощи ситовой машины.

Опытные установки были двух типов. Основные опыты были проведены на лабораторной фарфоровой шаровой - барабанной мельнице типа "ШМ" (производство Ле-



фиг. 1. Результаты размола влажного сланца в лабораторных мельницах:
 а) выход тонкого продукта, б) относительное изменение условной пропускательности 1 - ШБМ; 2,3,4,5 - импелерная мельница; 6 - кривая Кисельгофа; 7 - полином (4).

нинградского филиала НИИХиммаш). Характеристики мельницы и условия опытов приведены в таблице I.

Т а б л и ц а I

Условия опытов на лабораторной ШБМ

№ п/п	Характеристика	Ед. изм.	Значение
I.	Фактический объем барабана	дм ³	3,25
2.	Внутренний диаметр	мм	158
3.	Длина	мм	165
4.	Средняя скорость вращения	об/мин	60
5.	Относительная скорость	%	56
6.	Количество фарфоровых шариков	шт	90
7.	Диаметр шариков	мм	25,4
8.	Коэффициент заполнения	—	0,23
9.	Фракция материала	мм	2,0-3,0
10.	Объем измельчаемого материала	см ³	100
II.	Длительность опыта	мин	15

Для выяснения правомерности распространения результатов на другие типы мельниц были проведены дополнительные опыты при помощи импеллерной ударной мельницы (типа кофемолки). Эта мельница имела бесконтактную систему измерения скорости вращения ротора и автоматическую систему установления длительности размола. Характеристики мельницы и условия опытов приведены в таблице 2.

Т а б л и ц а 2

Условия опытов на импеллерной мельнице

№ п/п	Характеристика	Ед. изм.	Значение
I.	Объем камеры размола	см ³	205
2.	Диаметр камеры	мм	84
3.	Высота камеры	мм	45
4.	Диаметр импеллера	мм	74
5.	Макс. скорость вращения	об/мин	15000
6.	Макс. линейная скорость	м/с	60
7.	Мощность двигателя	Вт	100
8.	Фракция материала	мм	1,25-2,0
9.	Объем материала	см ³	100
10	Длительность опыта	мин	1,0

Опытная методика была следующая.

Фракцию материала хорошо перемешивали и разделяли на порции по 100 см^3 . Порции уплотняли в мерном цилиндре путем легкого постукивания по боковой поверхности и переливали в другие сосуды, наполняли их дистиллированной водой и вакуумировали в течение 5–10 мин для удаления воздуха. После хранения материала под водой в эксикаторе в течение 24 часов вода была слита и пробы помещены на тонкопористую фильтровальную бумагу до получения требуемой влажности. После размола мельницы были тщательно очищены от материала и была отобрана средняя проба весом один грамм для определения влажности материала по ГОСТу ИОТ4–70. Остальной материал высушивали в отдельном термостате при температуре 105°C в течение 1–1,5 часа и охлаждали в эксикаторе 30 минут. После этого проводили ситовой анализ.

Результаты опыта оценивали по проходам через сито 80 мкм. Удельная поверхность продукта размола сланцев приблизительно пропорциональна этим проходам (см. настоящий сборник). Отношение ситовых проходов при размолке влажного и сухого материала $D_{80,w}/D_{80,0}$ см. фиг. I, можно формально рассматривать как отношение коэффициентов размолоспособности и сравнить с поправкой Кисельгофа. Результаты размола в импеллерной мельнице разделены на интервалы по линейным скоростям, см. фиг. I.

Анализ результатов позволяет сделать следующие выводы. При размолке сланца действительно существует оптимальная область в пределах 2–5%, что согласуется с данными [6]. Особенно заметно повышение эффективности размола при ударном измельчении в импеллерной мельнице, где отношение D_{80} достигает 1,5. Поправка Кисельгофа, вычисленная при $W^P = 13\%$ и $W^{ГН} = 1,2\%$ [7], в общем удовлетворяет при размолке в ШБМ в области высоких влажностей, но дает совершенно неверные результаты при ударном измельчении. Объяснить существование оптимальной влажности размола сланца можно с позиций физико-химической механики дисперсных материалов [3,4,5]. При размолке влажность имеет двойное влияние. Отрицательное влияние влажности проявляется в образовании коагуляционных струк-

тур, где частицы материала связаны друг с другом тонкими прослойками воды. По Ходакову [3,4] образование этих структур начинается уже при заполнении первого насыщенного мономолекулярного слоя воды на наружной поверхности материала и достигает максимума при 5-10 монослоях. В таких условиях часть энергии приходится тратить на бесполезное разрушение коагуляционных структур. Прилипание сланца можно было наблюдать начиная с влажностей 2-3%, что приблизительно соответствует монослою воды в порах материала [6]. Сравнительно малое снижение эффективности размола в импеллерной мельнице, фиг. 1-б, можно объяснить мощными воздушными потоками, высокой скоростью удара, более коротким пребыванием материала и сравнительно грубым размолом. Поправка Кисельгофа, по-видимому, учитывает только ухудшение условий размола за счет структурообразования. Положительное действие влажности связано с поверхностно-активными свойствами воды. Некоторую роль здесь могут иметь адсорбционное понижение прочности (эффект Ребиндера) и расклинивающее действие тонких пленок воды (эффект Дерягина), особенно при ударном измельчении в импеллерной мельнице, где материал подвергается повторным частым нагрузкам, наиболее благоприятным для проявления этих эффектов. В настоящее время действие поверхностно-активных веществ связывают главным образом с их противоагломерационными свойствами [3-5, 8-10], состоящими в нейтрализации электрических зарядов, уменьшении свободной энергии новой поверхности и экранирующим действием между частицами материала. Таким образом, понижение эффективности размола при малых влажностях можно объяснить главным образом увеличением интенсивности образования агломератов.

Полученные результаты дают надежду заметно улучшить работу сланцеразмольных мельниц путем переорганизации процесса сушки и размола. Изменение производительности ШБМ при этом описывает более точно следующая поправка:

$$\begin{aligned}
 \Pi_{\text{бл1}} = & 1 - 0,66 \left(\frac{W^{\text{CP}}}{10}\right) + 18,86 \left(\frac{W^{\text{CP}}}{10}\right)^2 - 91,08 \left(\frac{W^{\text{CP}}}{10}\right)^3 + \\
 & + 167,817 \left(\frac{W^{\text{CP}}}{10}\right)^4 - 134,178 \left(\frac{W^{\text{CP}}}{10}\right)^5 + 39,0559 \left(\frac{W^{\text{CP}}}{10}\right)^6;
 \end{aligned}
 \tag{4}$$

(среднеквадратичная ошибка 0,58 в интервале $W^{CP} = 0-12\%$).

Можно ожидать, что и при размоле других топлив существует оптимальная область влажности.

Л и т е р а т у р а

1. К и с е л ь г о ф М.Л. Влияние влажности на разمول топлива. Известия ВТИ, № 9, 1950.
2. Р о м а т и н В.П. Пылеприготовление. М.-Л., Госэнергоиздат, 1953.
3. Х о д а к о в Г.С. Тонкое измельчение строительных материалов. М., Стройиздат, 1972.
4. Х о д а к о в Г.С. Физика измельчения. М., "Наука", 1972.
5. К р ы х т и н Г.С., Н и к о л а е в Е.В. Влияние влажности на процесс тонкого измельчения сырьевых материалов. Научные сообщения НИИцемента, № 23(54), 1968.
6. Термическая переработка сланца-кукерсита. Таллин, "Валгус" 1966.
7. Энергетическое топливо СССР. Справочник. М. "Энергия", 1966.
8. Berg- und hüttenmännischer Tag 1969 in Freiberg. Diskussionen. Freiburger Forschungshefte, A 480, 1970.
9. R u m p f, H. Aufbereitungs-Technik, № 2, 1973.
10. G r e i c h e n, K., M ü l l e r, H. Freiburger Forschungshefte, A 550, 1975.

K. Rajur, L. Üispuu

The Effect of Oil Shale Humidity on the Process of Comminution

Summary

The optimum humidity of Estonian oil shale (2 - 5 %) has been determined for laboratory ball and impact pulverizers. Some 50 % rise in impact mill capacity and 20 % rise in ball mill capacity have been found in this region. The results have been interpreted in terms of physical-chemical mechanics.

УДК 662.613.5

А.А.Отс, Д.М.Егоров, К.Ю.Саар

ОБРАЗОВАНИЕ ОКИСЛОВ АЗОТА ИЗ АЗОТА ЖИДКОГО ТОПЛИВА

В энергетике СССР и других стран все больше обращается внимание на изыскание способов снижения средних выбросов в атмосферу, в том числе на уменьшение образования при горении топлив окислов азота (NO_x). Для проведения названных мероприятий так, чтобы по возможности меньше снижалась тепловая эффективность работы парогенераторов электростанций, необходимо точно знать механизм образования NO_x в ходе топочных процессов.

До сих пор многие исследователи недооценивают роль топливного азота в эмиссии NO_x [1,2 и др.]. Поэтому большинство применяемых методов ее понижения в продуктах сгорания топлива направлено на снижение интенсивности реакций образования NO_x из азота воздуха. В то же время из трудов некоторых исследователей [3 и др.] видно, что при содержании в топливе азота выброс NO_x в среднем увеличивается в 2 и более раз по сравнению с сжиганием несодержащего азот топлива.

Не существует также единого мнения по вопросу о том, зависит ли выход NO_x от типа соединений азота, входящих в топливо. Часть исследователей считает, что эти соединения очень быстро при нагревании топлива разлагаются, выделяя радикалы с единичным атомом азота типа RN или RNO , которые в дальнейшем одинаково превращаются в NO , даже независимо от того, существуют ли они в виде оксидов или каких-нибудь других соединений [3,4,5].

Так, автор работ [4,5], вводя в топливо различные азотные добавки, не обнаружил существенного различия в их влиянии на образование NO_x . По его мнению, около 50% от

содержащегося в топливе азота превращается в окислы азота.

Некоторые авторы считают, что степень превращения азота топлива в NO_x не зависит от концентрации азота в топливе [4], в то время как другие приводят данные, свидетельствующие о том, что степень превращения азота топлива в NO_x уменьшается с увеличением его содержания [3, 6].

Большинство исследователей сходятся на том, что окисление атмосферного азота в NO_x протекает независимо от окисления топливного азота [7].

В последнее время появились работы, указывающие на зависимость образования NO_x от типа азотных соединений [8, 9], что в несколько ином свете дает представление об образовании окислов азота из азота топлива.

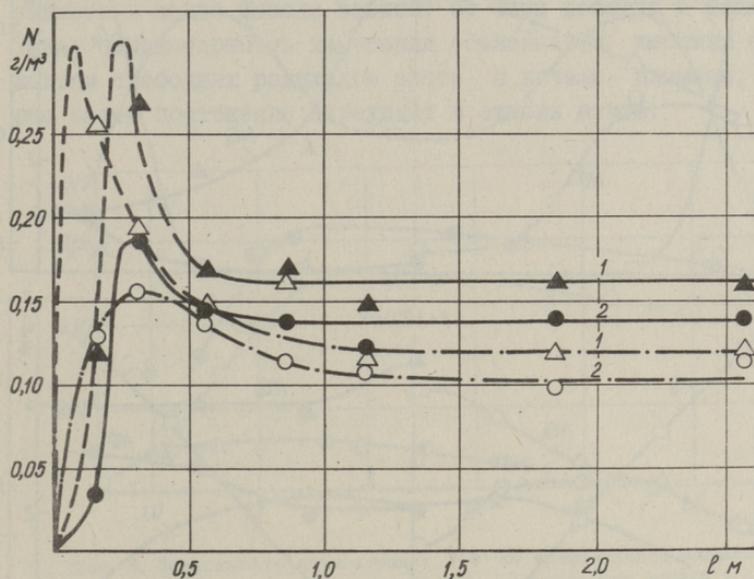
Для изучения роли топливного азота в эмиссии NO_x при сжигании жидких топлив в лаборатории промышленной теплоэнергетики ТПИ сооружена стендовая установка, которая состоит из вертикальной камеры сгорания с внутренним диаметром 280 мм, имеющей в нескольких сечениях лотки, в которые можно устанавливать зонды для измерения температуры и отбора проб газа, а также газоанализаторов типа АГК-7 и KDS-2 для проведения полного анализа газовой смеси, в том числе измерения концентрации NO_x и отдельно NO . В приборе KDS-2, который измеряет концентрацию окислов азота, все химические соединения, включающие связанный азот, превращаются в NH_3 . Последний в дальнейшем замеряется детектором.

При помощи имеющегося в приборе адсорбера можно выделить из всех названных выше соединений NO . Таким образом, в одном случае замеряется сумма всех окислов азота и свободных радикалов, включающих связанный азот, а в другом случае NO .

Исследования проводились параллельно как с топливом, не содержащим азот, так и с добавлением в него азотных соединений — а именно: пирридина и нитробензола. Опыты с не содержащим азот топливом показали концентрацию NO_x , образующихся из атмосферного азота, что давало возможность выделить NO_x , образующиеся из топливного азота. При разло-

жении пиридина образуются RN, представляющие из себя, очевидно, в основном атомарный азот, а при разложении нитробензола образуются радикалы типа RNO.

В данной работе для измерения концентрации окислов азота используется следующая единица измерений: грамм связанного азота на нормальный м³ газа (г/нм³), что помогает сравнить долю азота, занятого в различного рода соединениях независимо от их химического состава.

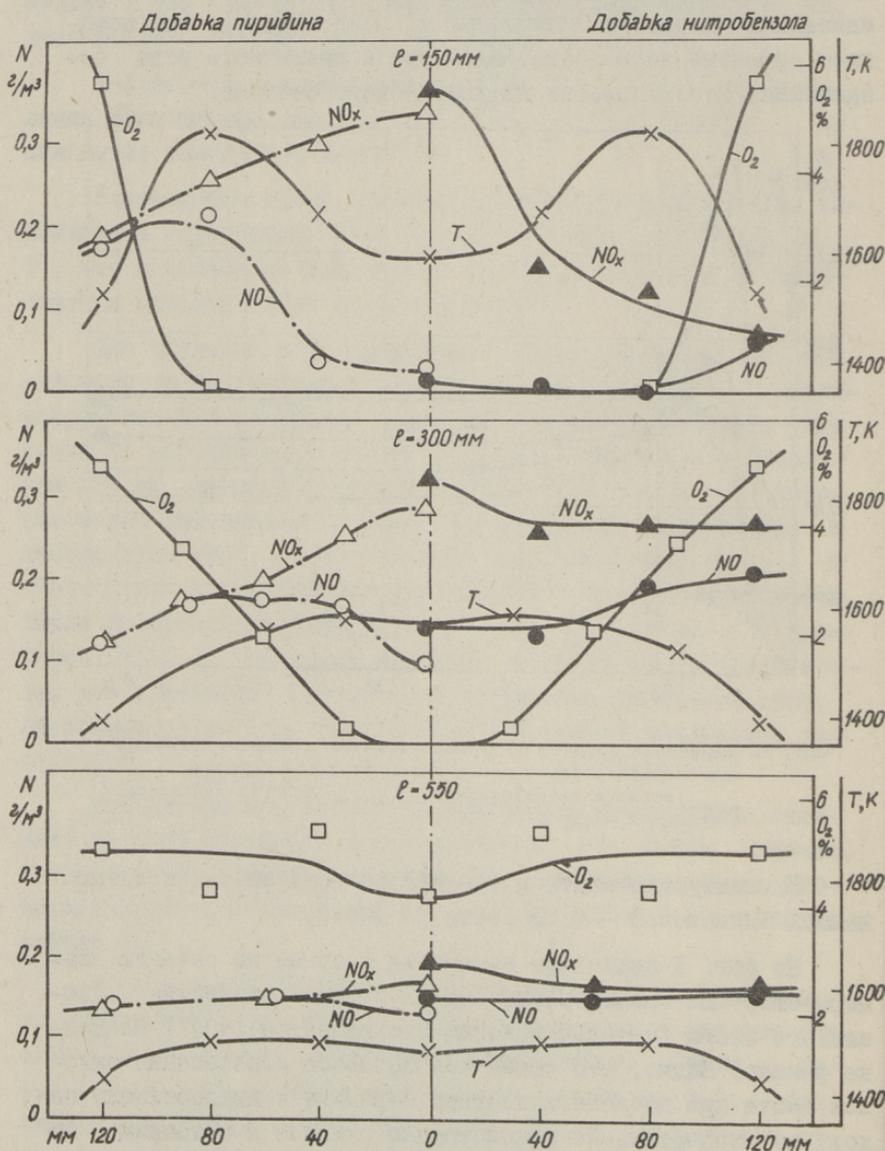


Фиг. 1. Изменение средней по сечению камеры сгорания концентрации окислов азота с расстоянием от устья горелки.
 ————— добавка нитробензола; добавка пиридина;
 1 — NO_x 2 — NO .

Концентрация азота в топливе во всех опытах поддерживалась одинаковой — 0,5% азота по массе.

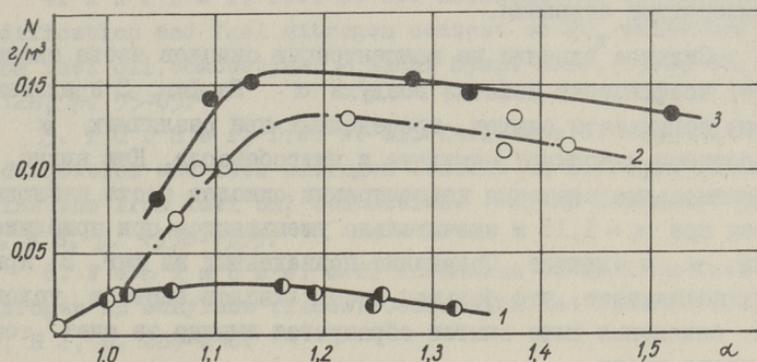
На фиг. I приведены изменения средней по сечению камеры сгорания концентрации NO и общего количества связанного азота (который условно обозначается NO_x) по длине факела. Видно, что общий ход процесса образования окислов азота при добавке к топливу пиридина и нитробензола похож, но окончательные концентрации окислов и механизм их образования отличаются. Эти различия более наглядно видны

на фиг. 2, где приведены изменения концентрации NO и NO_x по сечению камеры сгорания (левая сторона – топливо с пиридином, правая сторона – топливо с нитробензолом), а также поля концентрации кислорода (в сухих продуктах сгорания) и температур (измерялись отсосной термопарой). На расстоянии



Фиг. 2. Изменение концентрации NO_x , NO , O_2 и температуры в поперечных сечениях камеры сгорания.

от устья горелки $l = 150$ мм средние концентрации NO и NO_x при добавке к топливу пиридина превышают соответствующие концентрации окислов азота при добавке к топливу нитробензола. Но на расстоянии $l = 300$ мм средняя концентрация окислов азота, наоборот, при добавке нитробензола уже больше. Анализ кривых, представленных на фиг. 1, показывает очень большие концентрации связанного азота на начальном участке факела, которые затем постепенно уменьшаются и стабилизируются на определенном уровне. Концентрация связанного в конце факела зависит от типа добавки к топливу.) Такая закономерность изменения объясняется высоким содержанием свободных радикалов азота в начале пламени, которые затем постепенно переходят в окислы азота.



Фиг. 3. Зависимость концентрации NO от коэффициента избытка воздуха в камере сгорания. 1 — топливо без азота; 2 — топливо с добавкой пиридина; 3 — топливо с добавкой нитробензола.

Также на фиг. 2 видно, что максимум связанного азота (NO_x) при добавке к топливу пиридина достигается раньше, чем при добавке нитробензола. Это, очевидно, вызвано большей скоростью термического разложения пиридина по сравнению с нитробензолом. Различный вид кривых, изображающих концентрацию связанного азота и NO по сечениям, объясняется тем, что в случае добавки к топливу пиридина происходит окисление радикалов RN в окислы азота, а при добавке нитробензола, последний разлагается, выделяя NO_2 , которая затем восстанавливается в NO и N_2 . Характер кривых, изображенных на фиг. 3, при добавке пиридина совпадает с формой фа-

кела, в то время как при добавке нитробензола кривые имеют более растянутую форму и не зависят от наличия свободного кислорода. Начиная с расстояния $l \approx 0,7$ м изменение концентрации NO и NO_x по сечению камеры сгорания, а также по длине факела, незначительны.

Сравнивая результаты опытов, проведенных с топливами, содержащими и не содержащими азот, отметим, что в интервале температур факела $1400-1850^\circ\text{C}$ изменение концентрации окислов азота в продуктах сгорания в конце камеры сгорания происходит в основном только за счет окислов азота, образовавшихся при окислении атмосферного азота. Таким образом, можно утверждать, что концентрация окислов азота, образовавшихся из азота топлива, мало зависит от температуры сгорания.

Сильное влияние на концентрацию окислов азота оказывает коэффициент избытка воздуха α . На фиг. 3 представлены результаты опытов, проведенных при различных α с добавками к топливу пиридина и нитробензола. Как видно, максимальные значения концентрации окислов азота наблюдаются при $\alpha \approx 1,15$ и значительно уменьшаются при приближении α к единице. Сравнение приведенных на фиг. 3 кривых показывает, что большая часть окислов азота в условиях описанных выше опытов образуется именно за счет топливного азота.

На основе изложенного можно сделать следующие выводы:

1. При средних содержаниях азота в жидких топливах (0,5%) и при максимальных температурах горения до 1850°C большая часть окислов азота получается из азота топлива.
2. Концентрация окислов азота за активной зоной горения топлива зависит от типа азотосодержащих соединений, входящих в состав топлива.
3. Температурный уровень в точке оказывает незначительное влияние на процесс образования окислов азота из азота топлива. Более сильное влияние на этот процесс оказывает коэффициент избытка воздуха. При приближении α к единице удается добиться значительного уменьшения концентрации окислов азота в продуктах сгорания.

Л и т е р а т у р а

1. Тагер С.А., Калмару А.М. Основные закономерности и приближенный расчет образования окислов азота при сжигании мазута в парогенераторах. "Теплоэнергетика", 1977, № 5, с. 56-64.

2. Образование окислов азота в процессах горения и пути снижения их выбросов в атмосферу. Общество "Знание", УССР, 1977.

3. Flanagan, 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.

4. Turner, D.W. et al. Influence of combustion modification and fuel nitrogen content on NO_x emissions from fuel oil combustion. - AlChE Symp. Ser., 1972, 68, N 126, p. 55-65.

5. Turner, D.W. et al. Influence of combustion modification and fuel nitrogen content on nitrogen oxides emissions from fuel oil combustion. - AlChE Journal, 1971, 17, N 6, p. 1352-1355.

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

7. Haynes, B.S., Iverach, D., Kirgov, N.Y. The role of fuel nitrogen in nitric oxide formation. Part II. Experimental "РАСЕ", 1974, 27, N 5, p. 27-30.

8. Крутиев В.А., Горбаненко А. Д. Изучение влияния азотосодержащих присадок к топливу на образование окислов азота. "Теплоэнергетика", 1976, № 10, с. 72-75.

9. Martin, G.B., Berkau, E.E. An investigation of the conversion of various fuel nitrogen compounds to nitrogen oxides in oil combustion. AlChE Symp. Ser., 1972, 68, N 126, p. 45-54.

A. Ots, D. Jegorov, K. Saar

Die Bildung der Stickstoffoxide vom Stickstoff
der Heizöle

Zusammenfassung

Auf Grund der verschiedenartigsten Ansichten über den Mechanismus der Bildung von Stickstoffoxiden des im Brennstoff enthaltenen Stickstoffes, wurde dieses Problem an einer Laboranlage untersucht. Einem Brennstoff ohne Stickstoffanteil wurde entweder Püridin oder Nitrobensol in einer bestimmten Konzentration zugeführt. In der Analyse der durchgeführten Versuche ergab sich, daß der Mechanismus der Stickstoffoxidbildung und Konzentration nach Brennkammer abhängig von der Art der Beimischung ist.

УДК 662.67:662.933.81

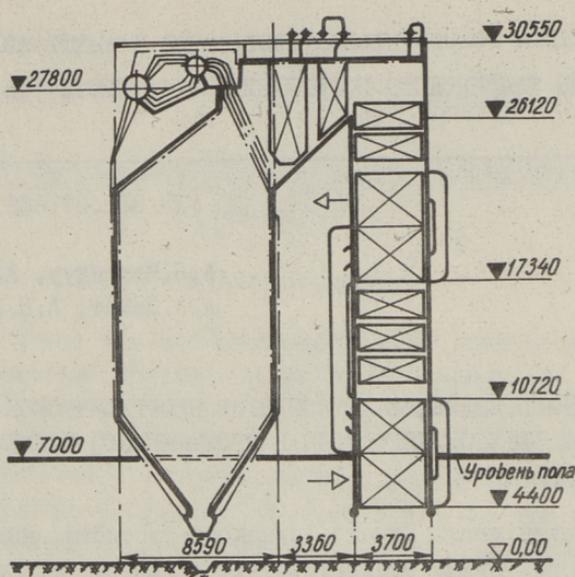
А.Я.Махлапуу, А.А.Отс,
А.А.Пайст, А.П.Пообус

ПЕРЕРАСПРЕДЕЛЕНИЕ КОМПОНЕНТОВ НЕОРГАНИЧЕСКОЙ ЧАСТИ БЕРЕЗОВСКОГО УГЛЯ В ПРОМЫШЛЕННОЙ ТОПКЕ

Березовский уголь Канско-Ачинского бассейна является наиболее перспективным энергетическим топливом Сибири. В ближайшем будущем предусмотрено строительство ряда крупных тепловых электростанций на этом виде топлива [1].

Поведение минеральной части березовского угля в процессе его сжигания наиболее полно изучено на лабораторных установках либо на небольших исследовательских топочных устройствах. Первые исследования сжигания березовского угля в промышленных условиях проводились в апреле-июне месяцах 1976 г. на Красноярской ТЭЦ-1 при участии Таллинского политехнического института.

В настоящей работе изложены некоторые результаты исследования перераспределения компонентов минеральной части березовского угля при его сжигании в парогенераторе с естественной циркуляцией и с сухим шлакоудалением ПК-10Ш (фиг. 1) Красноярской ТЭЦ-1. Парогенератор характеризуют следующие данные: паропроизводительность 63,9 кг/с (230 т/ч), давление перегретого пара 9,81 МПа (100 кгс/см²) и температура перегретого пара 510°C. Топка парогенератора оборудована четырьмя шахтными мельницами ШМА 1500/1668 с прямым вдуванием при подсушке топлива рециркулирующими газами. Пылеугольные горелки расположены в углах топки. Расчетное теплонапряжение топочного объема $q_{\nu} = 144 \text{ кВт/м}^3$ (124 Мкал/м³·ч).



Фиг. 1. Схема парогенератора ПК-10Ш.

Во время опытов отбирались одновременно пробы пыли из пылепровода за мельницей, пробы летучей золы из газохода между водяным экономайзером и первой ступенью воздухоподогревателя, и пробы шлака из холодной воронки при помощи пробоотборника.

Березовский уголь по ранее опубликованным данным [2 и др.] характеризуется как топливо с низкой зольностью (средняя на сухую массу $A^C = 7\%$), с высоким содержанием окиси кальция в золе (42% на бессерную массу золы) и относительно низким содержанием серы (0,3% на сухую массу топлива). Однако, как показали исследования [2 и др.], отдельные показатели углей Канско-Ачинского бассейна являются непостоянными и могут существенно изменяться по глубине пласта.

Характеристика поступающей в топку парогенератора ПК-10Ш угольной пыли березовского угля приведена в табл. I.

Видно, что используемая в опытах пыль березовского угля имела зольность $A^C = 6,02-7,39\%$ (средняя $A^C = 6,89\%$) и содержала в золе (на бессерную массу) окись кальция 39,17-43,10% (в среднем 41,05%). Количество окиси кремния в золе колебалось в пределах 19,43-25,14% (в среднем 23,33%), а

сухая масса топлива содержала горючей серы 0,45–0,62% (в среднем 0,53%).

Т а б л и ц а I

Характеристика пыли березовского угля

Наименование величины	Пределы	Среднее
Зольность A^c , %	6,02–7,39	6,89
Карбонатная двуокись углерода $(CO_2)_k^c$, %	0,88–1,62	1,23
Органическая сера S_o^c , %	0,26–0,32	0,30
Колчеданная сера S_k^c , %	0,19–0,30	0,23
Состав золы на бессерную массу, %:		
SiO_2	19,43–25,14	23,33
Fe_2O_3	11,15–14,78	13,55
Al_2O_3	9,34–10,65	10,11
CaO	39,17–43,14	41,05
MgO	6,63–8,05	7,28
K_2O	1,67–2,26	1,97
Na_2O	2,50–3,62	2,90

В табл. 2 приведены химические составы летучей золы и шлака из парогенератора ПК-10Ш. Из этих данных видно, что при сжигании березовского угля в топке с сухим шлакоудалением происходит существенное перераспределение компонентов минеральной части топлива между золой и шлаком. Характерным является то, что в топочном процессе шлак обогащается окисью кремния, а летучая зола – окисью кальция. Одновременно шлак обедняется окисью кальция, а летучая зола – окисью кремния. Образующаяся в топке парогенератора ПК-10Ш летучая зола содержит окиси кремния в среднем 15,8%, а шлак – 52,8%. Что касается содержания окиси кальция, то его содержание в летучей золе в среднем равно 49,6%, а в шлаке – 14,7%.

В топочном процессе при сжигании березовского угля происходит перераспределение компонентов минеральной части топлива не только между потоками шлака и летучей золы, а

Т а б л и ц а 2

Характеристика летучей золы и шлака березового угля

Наименование	Летучая зола				Шлак			
	пределы		среднее		пределы		среднее	
	пределы	среднее	пределы	среднее	пределы	среднее	пределы	среднее
Химический состав, %:								
SiO ₂	11,65-16,67	13,84	13,31-18,09	15,77	47,28-59,72	52,84	48,79-61,01	54,13
Fe ₂ O ₃	10,69-11,44	11,09	11,94-12,31	12,64	8,88-14,32	11,10	9,27-14,32	11,37
Al ₂ O ₃	8,91-9,70	9,16	10,34-10,63	10,44	10,55-12,43	11,43	10,89-12,70	11,71
CaO	42,85-44,58	43,56	43,61-50,91	49,60	9,15-19,35	14,65	9,35-19,70	15,04
MgO	7,89-8,33	8,12	8,56-9,59	9,25	2,96-4,32	3,59	3,02-4,45	3,65
K ₂ O	0,46-0,54	0,51	0,50-0,61	0,58	1,28-1,77	1,47	1,32-1,81	1,51
Na ₂ O	1,02-1,19	1,12	1,22-1,37	1,28	1,66-2,40	2,04	1,71-2,45	2,09
(CO ₂) _к	2,14-4,28	2,55						
(SO ₃) _δ	8,72-14,20	12,23			1,95-4,22	2,40		
(SO ₃) _{с-г}	7,86-13,14	11,17			1,00-3,29	1,43		
(SO ₃) _{с-г}	0,34-0,49	0,42			0,32-0,45	0,39		
Степень сульфатизации К SO ₃	0,099-0,164	0,139			0,033-0,108	0,045		

также в отношении золы топлива. Таким образом, соотношение между количествами окиси кремния в летучей золе и топливе равно 0,68, а соотношение между количествами окиси кальция в летучей золе и топливе — 1,21. Те же соотношения для шлака соответственно равны 2,32 и 0,37. Если соотношение SiO_2/CaO для топливной пыли равно 0,57, то это же соотношение для летучей золы и шлака соответственно составляет 0,32 и 3,60. Следовательно, наиболее существенные отклонения в химическом составе в отношении золы топлива происходят и в шлаке. Такой характер перераспределения окиси кремния и окиси кальция между шлаком и летучей золой является характерным не только для березовского угля, а имеет место также при сжигании назаровского и ирша-бородинского углей этого же бассейна [3 и др.].

Отмеченные закономерности перераспределения окиси кремния и окиси кальция между шлаком и летучей золой связаны с особенностями бурых углей Канско-Ачинского бассейна. В этих углях большая часть кальция связана в гумусовых кислотах в органической части топлива. При термическом разложении органического вещества разлагаются и гумусовые кислоты с одновременным выделением окиси кальция в виде мелкодисперсных частиц. Что касается окиси кремния, то она имеет в углях Канско-Ачинского бассейна вторичное происхождение и при размоле топлива главным образом накапливается в крупных фракциях пыли.

Таким образом, можно считать, что при анализе процесса загрязнения поверхностей нагрева парогенераторов, сжигающих березовский уголь Канско-Ачинского бассейна, необходимо учитывать перераспределение SiO_2 и CaO между шлаком и летучей золой.

Исходя из баланса окиси кремния и окиси кальция, был приближенно рассчитан предполагаемый коэффициент шлакоудаления при сжигании березовского угля в топке парогенератора НК-ЮШ. Результаты этих расчетов показали, что коэффициент шлакоулавливания находится в пределах $a_{ш} = 0,18-0,25$. Вероятность этих цифр показывает относительно сильное обогащение летучей золы окисью кремния в сравнении с ее содержанием в золе поступающего в топку топлива.

Часть окиси кальция в летучей золе и шлаке связана в карбонат кальция. Об этом говорит содержание некоторого количества карбонатной углекислоты в пробах летучей золы и шлака. Среднее количество карбонатной CO_2 в летучей золе равно 2,55%, чему соответствует условная степень разложения карбонатов (в отношении карбонатной углекислоты в топливе) 0,86.

Используемый в опытах березовский уголь содержит в золе в среднем 7,3% окиси магния. Как видно из табл. 2, окись магния, подобно окиси кальция, в топочном процессе распределяется между потоками летучей золы и шлаком неодинаково. Если количество MgO в летучей золе 9,3%, то шлак содержит ее лишь 3,6%.

Из щелочных металлов березовский уголь содержит в несколько большем количестве натрий ($\text{Na}_2\text{O} = 2,90\%$), чем калий ($\text{K}_2\text{O} = 1,97\%$). В топочном процессе происходит некоторое перераспределение щелочных металлов. Щелочные металлы перераспределяются между летучей золой и шлаком подобно окиси кремния, т.е. шлак в сравнении с летучей золой обогащается в некоторой степени щелочными металлами. Такую закономерность перераспределения щелочных металлов можно объяснить тем, что они в первоначальном виде в топливе связаны во внешнюю золу, например, в минералах типа слюды.

В топочном процессе при сжигании березовского угля заметного перераспределения Fe_2O_3 и Al_2O_3 между потоками летучей золы и шлака не происходит.

Суммарное количество способных к сульфатизации компонентов неорганической части топлива в наибольшем количестве сконцентрировано в летучую золу. Сумма $\sum A_{\text{SO}_3} = \text{CaO} + \text{MgO} + \text{K}_2\text{O} + \text{Na}_2\text{O}$ для летучей золы равна 60,71%, а для шлака 22,29%.

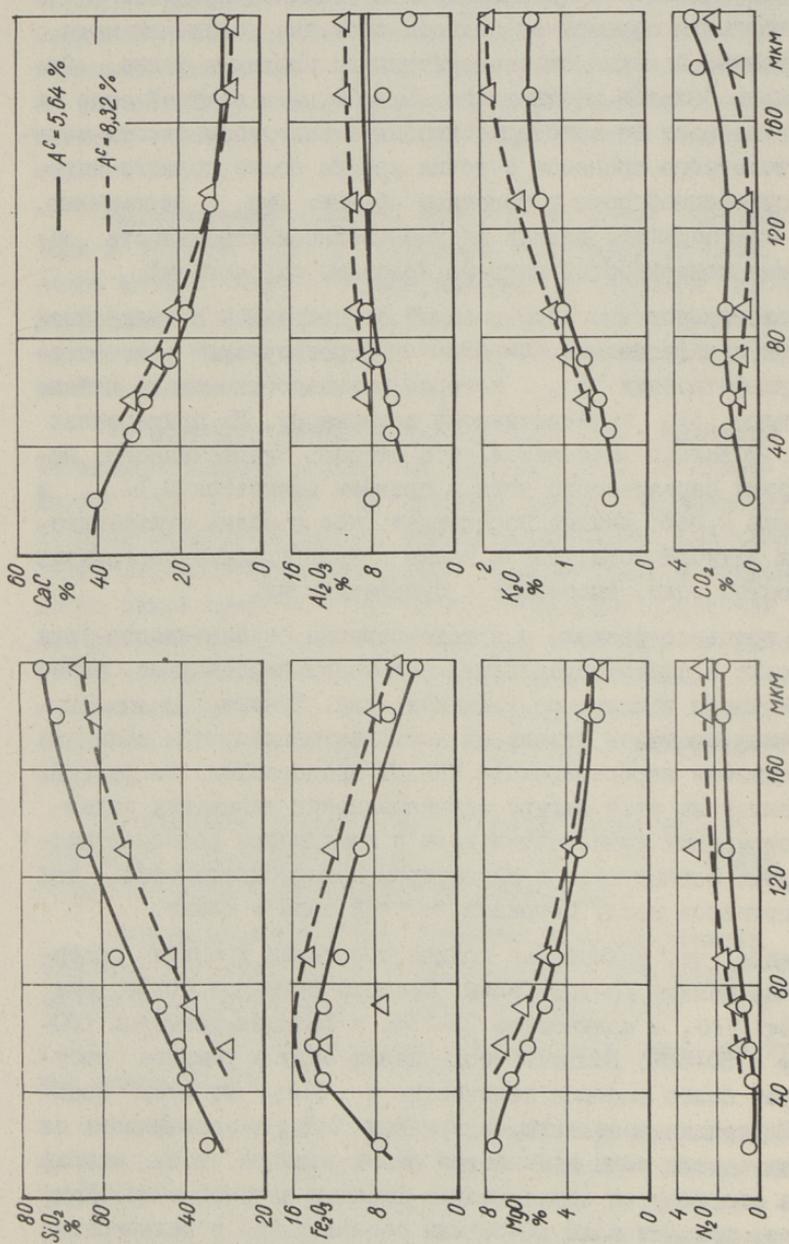
Общее содержание серы в летучей золе березовского угля колеблется в пределах 8,7–14,2% (среднее содержание 12,2%) в пересчете на SO_3 , а в шлаке от 1,95 до 4,22% (среднее содержание 2,40%). Сера в летучей золе находится в основном в виде сульфатной серы. Содержание сульфидной серы в общей сере для летучей золы равно $S_{\text{с-г}} / S_{\text{од}} = 0,086$.

Приведенное соотношение для шлака намного больше 0,404. Полнота превращения колчеданной серы в топочном процессе зависит наибольшим образом от полноты смешения топливной пыли с окислителем, а также от температурного уровня в топке. Относительно большое соотношение $S_{c-g}/S_{об}$ в летучей золе и шлаке указывает на некоторые потенциальные возможности улучшения топочного процесса с точки зрения более полного окисления сульфидной серы в топочном объеме. Это, несомненно, должно благоприятно влиять на уменьшение интенсивности загрязнения поверхностей нагрева золовыми отложениями.

Полноту реагирования с серой содержащихся в золе способных к сульфатизации компонентов характеризует т.н. степень сульфатизации K_{SO_3} , которая равна отношению действительного SO_3 к теоретически возможному. Из приведенных в табл. 2 данных выясняется, что степень сульфатизации летучей золы березовского угля в среднем равняется 0,14, а для шлака 0,045. Анализ показывает, что степень сульфатизации как летучей золы, так и шлака пропорциональна содержанию компонентов золы, способных к сульфатизации.

В процессе размола и в ходе горения березовского угля происходит и перераспределение отдельных компонентов минеральной части топлива по фракциям золы. Кривые изменения химических составов отдельных компонентов летучей золы из мультициклона парогенератора ПК-10Ш представлены на фиг. 2. Приведенные на этой фигуре закономерности изменения содержания отдельных компонентов золы с изменением размеров частиц хорошо согласуются с характером перераспределения тех же компонентов между потоками летучей золы и шлака.

Видно, что наименьшее количество окиси кремния содержат самые мелкие фракции золы. Фракции размером 40-50 мкм содержат SiO_2 в количестве 25-35%, а фракции размером 100-160 мкм - 50-60%. Большому содержанию золы в топливе соответствует более высокое количество и SiO_2 во всех фракциях. Зеркально изменению содержания SiO_2 в зависимости от размеров частиц золы изменяется окись кальция, т.е. окисью кальция обогащаются самые мелкие фракции летучей золы. Так, например, фракции золы 40-50 мкм содержат CaO в количестве 35-40%, а фракции 100-160 мкм около 15%. Окись магния между отдельными фракциями золы распределяется подобно окиси каль-



Фиг. 2. Химический состав (на бессерную массу) различных фракций золы березовского угля из мультициклона парогенератора ПК-10Ш.

ция. Это указывает на то, что и большинство магния в березовском угле находится в виде гумусовых кислот и выделяется в процессе выгорания мелкодисперсными частицами. Из представленных на фиг. 2 данных следует, что количество карбонатной окиси кальция в частицах золы с увеличением их размеров повышается. Следовательно, можно предполагать, что карбонатные CO_2 не имеет вторичного происхождения, а перешел в золу частицами термически неразложившихся карбонатов. Также обращает внимание закономерность изменения щелочных металлов в отдельных фракциях золы. Концентрация щелочных металлов в более крупных фракциях золы указывает на то, что они в неорганической части топлива не связаны с материнской золой топлива. Также можно предполагать, что со щелочными металлами в рассматриваемом топочном процессе не произошло существенных изменений.

Л и т е р а т у р а

1. Д о б р о х о т о в В.И. Основные направления в развитии котельной техники на ближайшую перспективу. - "Теплоэнергетика", 1975, № 9, с. 2-4.
2. К л е й м е н о в а И.И. Характеристика углей Канско-Ачинского бассейна как энергетического топлива. - "Материалы научно-технического совещания", Красноярск, 1967.
3. Ш а р л о в с к а я М.С., Р и в к и н А.С. Влияние минеральной части сибирских углей на загрязнение поверхностей нагрева парогенераторов. Новосибирск, "Наука", 1973, с. 244.

A. Mahlapuu, A. Ots, A. Paist,
A. Poobus

Separation der anorganischen Bestandteile der
Berjosowsker Kohle im Kesselfeuerraum

Zusammenfassung

Aufgeführt werden Angaben über die chemischen Zusammensetzungen des mineralischen Bestandteils der Berjosowsker Kohle, Flugasche und Schlacke. Im Bericht wird gezeigt, daß im Verbrennungsverlauf der Berjosowsker Kohle eine Anreicherung der Flugasche mit Kalziumoxid und der Schlacke mit Siliziumoxid vor sich geht. Auf dieser Grundlage werden Angaben über den Einfluß der Separation des mineralischen Bestandteiles des Brennstoffes auf den Verschmutzungsprozeß der Dampferzeugerheizflächen durch Ascheablagerungen gegeben.

УДК 662.642:621.18

Э.Г.Хертер, А.А.Отс,
Х.Х.Аро, М.П.Нуутре

ПРЕВРАЩЕНИЕ ЗОЛЫ ЛЕЙПЦИГСКОГО БУРОГО УГЛЯ ПРИ ПРОКАЛИВАНИИ В ЛАБОРАТОРНЫХ УСЛОВИЯХ

На электростанциях ГДР в последние годы установлен ряд мощных энергоблоков, работающих на низкокачественном буром угле. По добыче бурого угля ГДР занимает первое место в мире [1]. Бурные угли имеют для энергетики ГДР большое значение, так как ресурсы высококачественных каменных углей весьма ограничены. В ближайшие годы около 75% электроэнергии предполагается выработать на базе бурых углей.

Эксплуатация прямоточных парогенераторов паропроизводительностью 660 т/ч на бурых углях Лейпцигского месторождения на электростанции "Тирбах" показала, что их поверхности нагрева покрываются быстро растущими сульфатносвязанными золовыми отложениями. Сильное загрязнение поверхностей нагрева твердыми золовыми отложениями ограничивает мощности блоков и требует их периодической остановки для очистки.

Вопросы поведения минеральной части бурого угля Лейпцигского месторождения в топочном процессе и механизм загрязнения поверхностей нагрева парогенераторов являются малоизученными проблемами.

В настоящей работе приведены результаты исследования превращения лабораторной золы бурого угля Эспенхайнского разреза Лейпцигского месторождения и золы этого же топлива из электрофильтра парогенератора паропроизводительностью 660 т/ч при прокаливании в лабораторных условиях.

Лейпцигский бурый уголь характеризуют следующие данные: влажность $w^p = 50-60\%$, зольность на сухую массу $A^c = 15-25\%$, низшая теплота сгорания рабочей массы $Q_n^p = 9,2-9,6$ МДж/кг (2200-2300 ккал/кг). Особенностью этого бурого угля является высокое содержание серы в сухой массе топлива ($S_{ог}^c > 2\%$) и большое количество окиси кальция в золе (25% и выше на бессерную массу зола). При этом большинство серы в топливе представлено в виде органической серы.

Опытная установка для исследования изменения массы зола при прокаливании состояла из подвижной вертикально направленной платиновой электропечи и электронных автоматических весов. Проба зола массой 80-120 мг насыпалась на платиновую чашку. Последняя устанавливалась на вертикальной термопаре, которая в свою очередь была расположена на коромысле весов. Печь в начале опыта нагревалась до заданной температуры, потом перемещалась в верхнее положение для установки пробы на термопару. После установки пробы зола и определения ее начальной массы печь опускалась вниз. Опыты проводились при постоянной температуре печи. Изменение массы пробы записывалось на ленту.

Длительность опытов, то есть время достижения постоянной массы пробы, зависела, в основном, от температуры прокаливании, химического состава зола и среды. Опыты проводились в среде воздуха и азота. Азот, подаваемый в электропечь сверху, был очищен от влаги и кислорода. В опытах использовались две фракции лабораторной зола измельченного бурого угля (озоление топлива проводилось при 600°C) и три фракции из электрофильтра парогенератора электростанции "Тирбах". Химический состав отдельных фракций приведен в табл. I.

Из данных видно, что основными компонентами зола лейпцигского бурого угля являются окись кальция и окись кремния. Кроме этого, зола содержит еще заметное количество железа и алюминия. Щелочных металлов мало. Химические компоненты по отдельным фракциям зола распределяются неравномерно. Мелкие фракции зола обогащены окисью кальция, а крупные фракции - окисью кремния. Сера в отдельных фракциях зола распределяется пропорционально компонентам, способным суль-

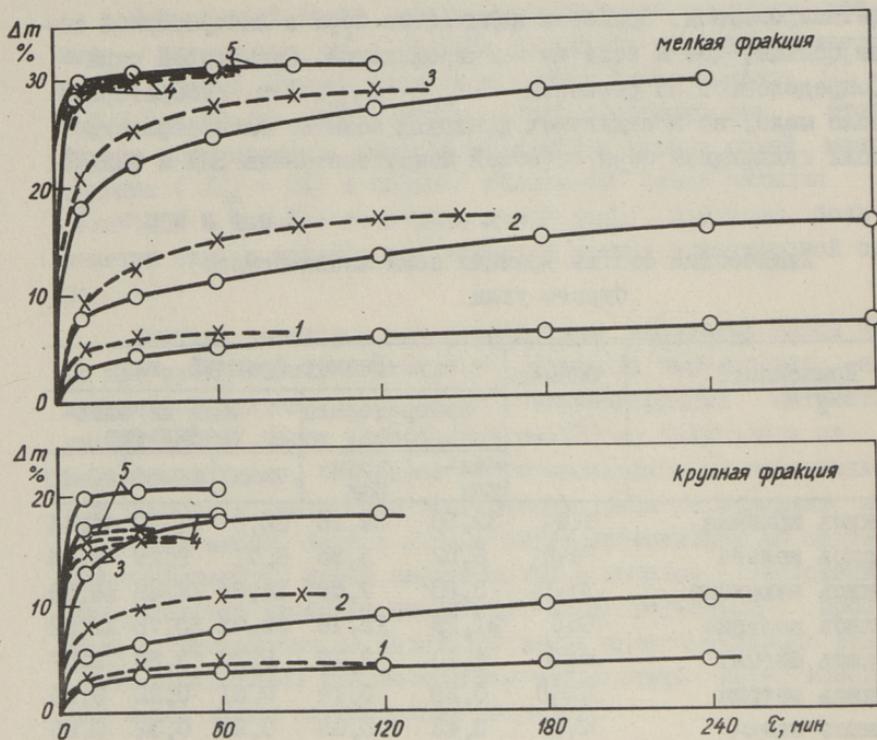
фатизироваться. При этом количество серы в лабораторной золе больше, чем в золе из электрофильтра. Сульфидной серы (определенной по разности $SO_{3об} - SO_{3с-т}$) в лабораторной золе мало, но в отдельных фракциях золи из электрофильтра доля сульфидной серы от общей может составить 30% и больше.

Т а б л и ц а I

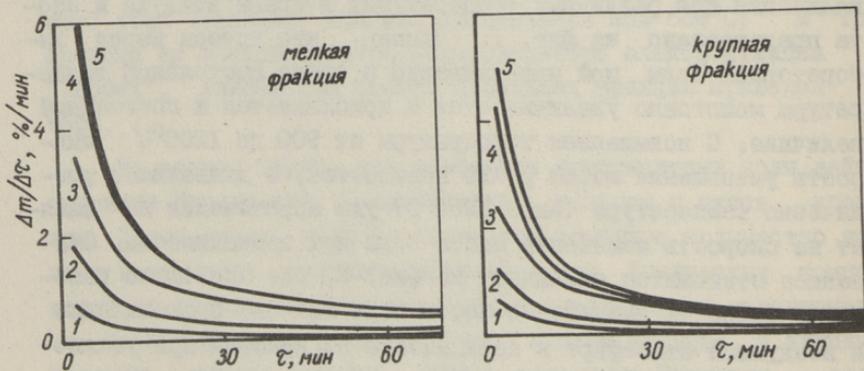
Химический состав фракции золи лейпцигского бурого угля

Компонент, %	Обозначение	Размер фракций, мкм				
		Лабораторная зола		Зола из электрофильтра		
		мел- кая	круп- ная	0-40	40-50	50-63
Окись кремния	SiO_2	32,50	54,20	20,0	31,19	44,44
Окись железа	Fe_2O_3	6,52	5,35	6,71	9,29	9,76
Окись алюминия	Al_2O_3	3,83	7,59	14,35	14,45	14,09
Окись кальция	CaO	21,29	12,78	35,92	30,75	21,52
Окись магния	MgO	4,10	2,17	5,12	3,50	2,57
Окись натрия	Na_2O	0,28	0,19	0,31	0,22	0,26
Окись калия	K_2O	0,42	0,35	0,29	0,32	0,50
Серя обшая	$SO_{3об}$	30,87	17,18	17,21	10,15	6,70
Серя сульфатная	$SO_{3с-т}$	30,13	16,71	16,17	8,56	4,13
Свободная окись кальция	CaO	-	-	-	4,36	2,31

Изменение массы лабораторной золи по времени при прокаливании при различных температурах в среде воздуха и азота представлено на фиг. 1. Видно, что потеря массы лабораторной золи при прокаливании в среде постоянной температуры монотонно увеличивается и приближается к постоянной величине. С повышением температуры от 900 до 1200°C скорость уменьшения массы резко повышается, а дальнейшее увеличение температуры (выше 1200°C) уже практически не влияет на скорость изменения массы золи при прокаливании. Сказанное становится очевидным из фиг. 2, где приведено изменение скорости уменьшения массы золи при её прокаливании в воздушной атмосфере в зависимости от времени при различных температурах. Зависимость $\Delta m / \Delta \tau$ от τ при прокаливании золи в среде азота имеет аналогичный характер. Вели-



Фиг. 1. Изменение массы фракций лабораторной золы при прокаливании от времени. о - в среде воздуха, х - в среде азота. Температуры прокаливания: 1 - 900°С, 2 - 1000°С, 3 - 1100°С, 4 - 1200°С, 5 - 1300°С.



Фиг. 2. Скорость уменьшения массы лабораторной золы при прокаливании в среде воздуха в зависимости от времени. Обозначения см. фиг. 1.

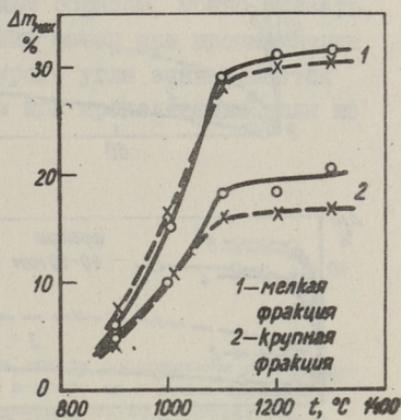
чина $\Delta m/\Delta t$ с увеличением времени быстро уменьшается.

Изменение массы проб лабораторной золы при прокаливании в среде азота до температуры 1200°C происходит несколько быстрее, чем при прокаливании в среде воздуха. При температурах выше 1200°C такая разница практически исчезает.

Максимальная потеря массы, имеющая место при прокаливании лабораторной золы как в среде воздуха, так и в среде азота, зависит от температуры. Сказанное видно из фиг. 3, где приведена зависимость максимальной потери массы Δm_{\max} при прокаливании лабораторной золы от температуры. Максимальная потеря массы увеличивается особенно быстро до температуры 1100°C , а дальнейшее увеличение температуры влияет на прирост Δm_{\max} уже незначительно. Величина Δm_{\max} , как и скорость изменения массы $\Delta m/\Delta t$,

зависит также от фракционного состава золы. Для более мелких фракций лабораторной золы максимальная потеря массы больше. Потеря массы Δm_{\max} несущественно зависит от окружающей пробу среды, но при температурах выше 1100°C имеет тенденцию к некоторому увеличению при прокаливании в среде воздуха по сравнению с прокаливанием в среде азота.

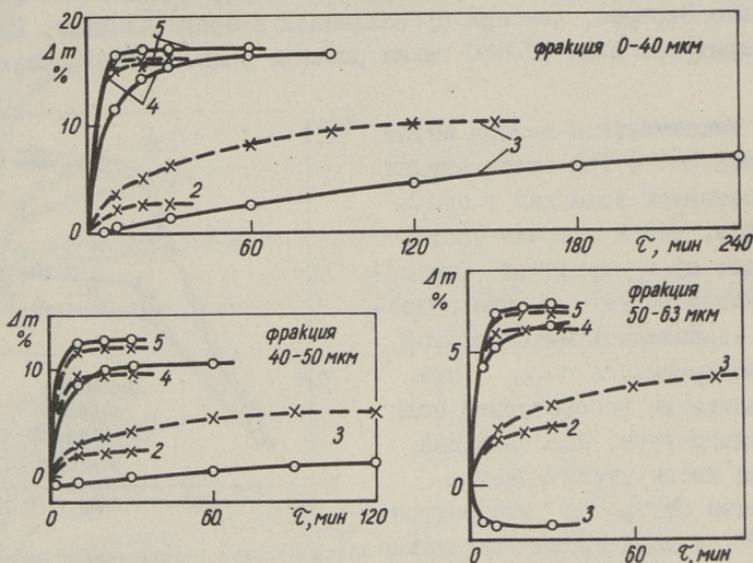
Процессы прокаливания золы из электрофильтра в сравнении с процессами прокаливании лабораторной золы имеют некоторые особенности. Из фиг. 4 видно, что при температурах 1100°C и ниже на процесс прокаливании золы существенное влияние имеет окружающая среда. При нагревании проб золы в воздушной атмосфере (при температурах $\geq 1100^{\circ}\text{C}$) сначала происходит увеличение, а затем уже монотонное убывание массы проб. Увеличение массы проб летучей золы из электрофильтра в начальной стадии прокаливании больше для крупных фракций золы. Такое увеличение массы золы в на-



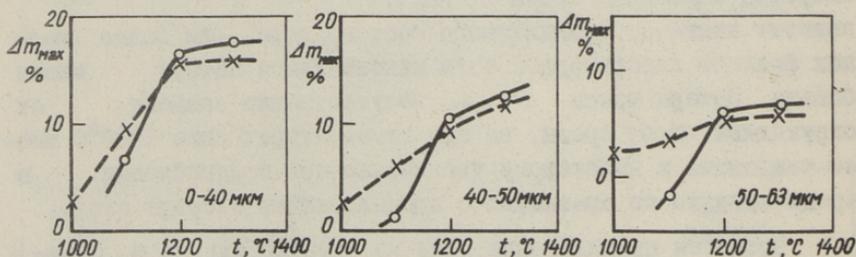
Фиг. 3.

Максимальные потери массы лабораторной золы в зависимости от температуры прокаливании, о — в среде воздуха, х — в среде азота.

чальной стадии процесса при прокаливании тех же проб в среде азота отсутствует.



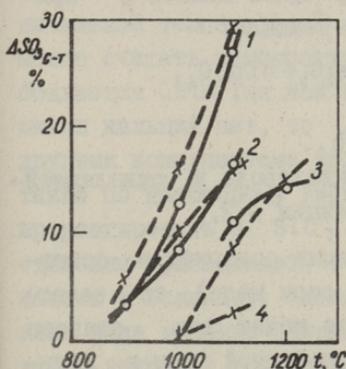
Фиг. 4. Изменение массы фракции золы из электрофильтра при прокаливании во времени. Обозначения см. фиг. 1.
о - в среде воздуха, х - в среде азота.



Фиг. 5. Максимальное изменение массы золы из электрофильтра в зависимости от температуры прокаливании.

На фиг. 5 приведена зависимость максимальной потери массы Δm_{\max} при прокаливании отдельных фракций летучей золы из электрофильтра от температуры. Видно существенное различие величины Δm_{\max} при прокаливании золы из электрофильтра в воздушной и азотной средах. До температуры около 1200°C максимальная потеря массы при прока-

ливании проб при одной и той же температуре в среде воздуха меньше, чем в среде азота. Начиная с температуры выше 1200°C Δm_{max} при прокаливании золы в обеих средах почти равны и зависят от температуры уже слабо. Абсолютные величины максимальной потери массы золы для мелких фракций золы больше, чем для крупных. Таким образом, можно сказать, что процесс существенного изменения массы при прокаливании лабораторной золы лейпцигского бурого угля заканчивается при более низкой температуре, чем при прокаливании золы из электрофильтра.



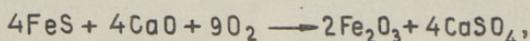
Фиг. 6.
Разность между содержанием сульфатного SO_3 в пробе до и после прокаливания в зависимости от температуры.
1 — мелкая фракция лабораторной золы,
2 — крупная фракция лабораторной золы,
3 — фракция 0-40 мкм } золы из
4 — фракция 50-63 мкм } электрофильтра.

Химический анализ проб золы до и после прокаливания показывает, что основные процессы при прокаливании золы связаны с серой. Преимущественным компонентом, который улетучивается при прокаливании лабораторной золы, является сульфатная сера. Это вытекает из фиг. 6, где представлена разность между содержаниями сульфатной серы в пробах золы до и после прокаливания $\Delta \text{SO}_{3\text{с-т}}$ в зависимости от температуры.

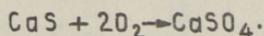
Существует четкая связь между $\Delta \text{SO}_{3\text{с-т}}$ и максимальной потерей массы. Так, например, для мелкой фракции лабораторной золы максимальная потеря массы составляет около 28,5% (при прокаливании при 1100°C в среде воздуха), а разность между содержанием сульфатной SO_3 до и после прокаливания около 27%. Из этого следует, что приблизительно 27% сульфатной SO_3 из 30,13% в исходной золе улетучилось.

Одной особенностью золы из электрофильтра по сравнению с лабораторной золой является относительно большее количество в ней сульфидной серы (содержание сульфидной серы

в крупных фракциях золы больше). Поскольку в лабораторной золе сульфидная сера практически отсутствует, то здесь потеря массы при прокаливании золы связана, главным образом, с разложением сульфатов. Можно предположить, что изменение массы при прокаливании золы из электрофильтра в воздушной атмосфере связано с одновременным разложением сульфатов и окислением сульфидов. При низких температурах ($\leq 1100^\circ\text{C}$) лимитирующим является процесс окисления сульфидов, а при более высоких температурах — разложение сульфатов. В процессе окисления сульфидов имеет место увеличение массы. Можно предположить, что окисление сульфида железа в присутствии окиси кальция протекает по реакции:



а окисление сульфида кальция



По первой реакции соотношение масс кислорода и окисляющейся серы равно 2,25, а для второй реакции — 2.

Поскольку лейпцигский бурый уголь содержит в основном органическую серу (колчеданной серы мало), то заметное количество сульфидной серы в золе может быть связано сульфидом кальция. Вопросы формы сульфидной серы в летучей золе лейпцигского угля требуют дополнительного исследования.

Основываясь на изложенном, можно объяснить разное поведение золы из электрофильтра при ее прокаливании в среде воздуха и азота, а также то, что величина Δm_{max} при температуре $> 1200^\circ\text{C}$ в первом случае больше (фиг. 5).

Для более детального изучения поведения золы лейпцигского угля при прокаливании был проведен рентгеноструктурный анализ золы до и после прокаливании.

В исходной лабораторной золе рентгенографическим анализом установлены следующие соединения: α -кварц, CaSO_4 и Fe_2O_3 . Рассмотрение дифрактограмм мелкой фракции лабораторной золы после прокаливании при 1100°C показывает исчезновение линий CaSO_4 и появление ряда новых линий, среди которых основными являются следующие линии межплоскостных расстояний: 3,68; 3,07; 2,97; 2,86; 2,73; 2,40; 2,03; 1,75. Исчезновение CaSO_4 говорит о том, что вы-

деление сульфатной SO_3 из золы происходит за счет разложения $CaSO_4$. Температура разложения $CaSO_4$ обычно выше $1200^\circ C$. Однако в литературе [2] указывается и на то, что в присутствии SiO_2 температура разложения $CaSO_4$ может быть значительно ниже. Поскольку использованная в опытах зола содержала большое количество SiO_2 , то этим и можно объяснить пониженную температуру разложения $CaSO_4$. Поскольку на дифрактограммах золы, прокаленной при $1000^\circ C$ пики $CaSO_4$ меньше пиков $CaSO_4$ на дифрактограммах исходной золы, а уже при $900^\circ C$ из золы выделяется SO_3 , то начальной температурой разложения $CaSO_4$ в данном случае можно считать температуру $900^\circ C$. При разложении $CaSO_4$ освобождается CaO . Так как на дифрактограммах линий свободной окиси кальция нет, то CaO должен был прореагировать с другими компонентами золы. Судя по вышеуказанным линиям, а также по некоторому уменьшению линий SiO_2 , CaO должен был прореагировать с SiO_2 . Указанные выше линии нового соединения принадлежат, очевидно, мелилиту, состав которого близок к гелениту. Мелилиты являются промежуточными членами ряда геленит-окерманит [3]. В зависимости от содержания в исходной золе окислов магния и алюминия, зола может содержать кристаллы, состав которых близок членам ряда от геленита ($Ca_2Al_2SiO_7$) до окерманита ($Ca_2MgSi_2O_7$). Что касается линии 2,97, то ее полностью расшифровать не удалось. Можно лишь предположить, что она принадлежит соединению $MgO \cdot SiO_2$.

С повышением температуры прокаливания золы ($1200^\circ C$ и $1300^\circ C$) на дифрактограммах интенсивность линий кристаллических фаз уменьшается и повышается общая вуаль, говорящая об увеличении количества жидкой стекловидной фазы в пробе.

Для крупной фракции лабораторной золы с повышением температуры прокаливания до $1300^\circ C$ на дифрактограммах наблюдается уменьшение пиков и появление стекловидной фазы. По сравнению с исходной золой на дифрактограммах исчезают пики $CaSO_4$ и уменьшаются пики $\alpha-SiO_2$. Можно заметить появление линий 2,97 при температурах 1000 и $1100^\circ C$, как и у мелкой фракции лабораторной золы. При $1100^\circ C$ появляются линии α -кristобалита (эти линии при прокаливании золы в среде воздуха больше, чем в азоте). Пики α -кristобали-

та с повышением температуры увеличиваются, а пики α - SiO_2 уменьшаются.

В исходной золе из электрофильтра на дифрактограммах кроме пиков соединений α - SiO_2 , CaSO_4 и Fe_2O_3 видны и пики свободной окиси кальция. В процессе нагревания золи линии всех указанных соединений постепенно исчезают и появляются новые линии, точная расшифровка которых не удалась. Однако по их общему характеру можно предположить, что они принадлежат соединениям системы $\text{CaO}-\text{MgO}-\text{Al}_2\text{O}_3-\text{Fe}_2\text{O}_3-\text{SiO}_2$. Как известно, многие соединения образуют непрерывные ряды твердых растворов, что затрудняет расшифровку дифрактограмм.

Л и т е р а т у р а

1. М а т е р а В. Развитие энергетической базы Германской Демократической Республики. - "Теплоэнергетика", 1977, № 2, с. 87-88.

2. Э п и к И.П. Влияние минеральной части сланцев на условия работы котлоагрегата. Таллин, Эстгосиздат, 1961, с. 249.

3. М а л ы ш е в а Т.Я. Петрография железорудного агломерата. М., "Наука", 1969, с. 168.

E. Herter, A. Ots, H. Arro, M. Nuutre

Veränderung der Asche von Rohbraunkohle des Leipziger Beckens beim Durchglühen unter Laborbedingungen

Zusammenfassung

Untersucht wird die mineralische Veränderung der Laborasche von Espenhainer Rohbraunkohle aus dem Leipziger Braunkohlenbecken und der Asche des gleichen Brennstoffes eines E-Filters des Kraftwerkes Thierbach (DDR). Der Glüh-temperaturbereich lag zwischen 900 und 1300 °C. Die Versuche wurden in zwei Gasmedien durchgeführt. Diskutiert werden die mineralischen Veränderungen in Abhängigkeit von der Temperatur.

УДК 662.67:662.7:662.75:
662.61.004.12.001.5

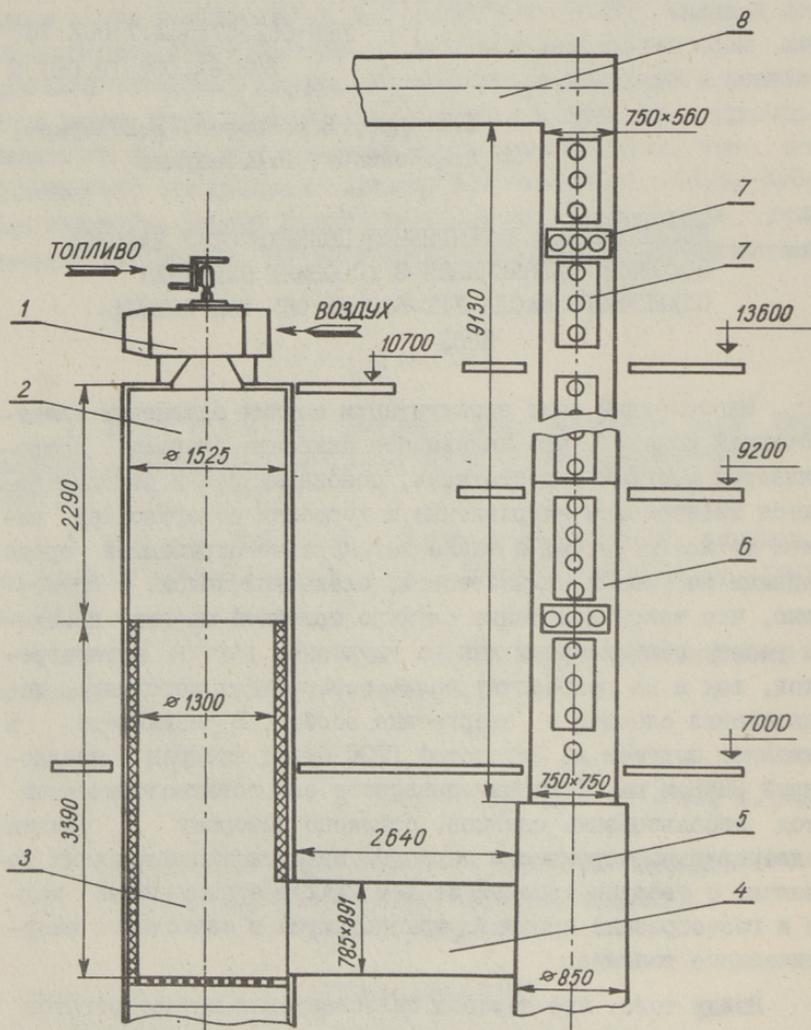
Х.Х.Аро, В.Я.Кээрв, Р.В.Тоуарт,
А.М.Калмару, Р.Ю.Талумаа

ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАГРЯЗНЕНИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ НАГРЕВА
ЗОЛОВЬМИ ОТЛОЖЕНИЯМИ В УСЛОВИЯХ СЖИГАНИЯ
СЛАНЦЕВОГО МАСЛА УТТ-500 НА ОПУ ТЭЦ КОХТЛА-
ЯРВЕ

Многолетний опыт эксплуатации мощных сланцевых электростанций показал, что пылевидное сжигание сланцев сопровождается многими недостатками, основными среди которых являются интенсивное загрязнение и коррозия поверхностей нагрева котлоагрегатов, а также загрязнение окружающей среды вредными выбросами, в частности, сланцевой золой. Естественно, что такое положение служило причиной многих поисковых работ, направленных как на улучшение работы котлоагрегатов, так и на разработку более совершенных методов использования сланцев в энергетике вообще. В результате в ближайшем будущем на Эстонской ГРЭС будет внедрен предложенный ЭНИНом им. Г.М.Кржижановского энерготехнологический метод использования сланцев, согласно которому сланец предварительно термически перерабатывается в специальных установках с твердым теплоносителем (УТТ), а полученные жидкие и газообразные продукты используются в качестве энергетического топлива.

Ввиду того, что перевод пылесланцевых котлоагрегатов на сжигание сланцевого масла связан с их реконструкцией, а необходимые для этого данные об условиях работы поверхностей нагрева котлоагрегатов под воздействием продуктов сгорания сланцевого масла в настоящее время практически почти отсутствуют, Таллинским политехническим институтом совместно с ЭНИНом им. Г.М.Кржижановского и ТЭЦ Кохтла-Ярве были

проведены специальные исследования для выяснения характера и интенсивности загрязнения поверхностей нагрева при сжигании сланцевого масла УТТ.



Фиг. 1. Схема экспериментальной установки.
 1 - вихревая горелка ГМГБ-6,6; 2 - топка; 3 - футерованная шахта; 4 - нижний горизонтальный газоход; 5 - вертикальный опытный газоход; 6 - измерительный участок газохода; 7 - лючки (№ 5-16) с отверстиями для установления зондов. Нумерация лючков и отверстий снизу вверх; 8 - верхний горизонтальный газоход.

Опыты проводились на опытно-промышленной установке (ОПУ) ТЭЦ Кохтла-Ярве, на стенде № 2, принципиальная схема которого представлена на фиг. 1. Топливом при этих опытах служило сланцевое масло УТТ-500 СХЗ "Кивийли". Изготовление топлива проводилось по методу, предусмотренному для изготовления энергетического топлива из сланцевого масла для электростанций. (Использовался упрощенный вариант без центрифугирования тяжелых фракций масла). Нарачивание проб отложений проводилось в опытном газоходе на специальных зондах (длина рабочей части $l = 750$ мм, $d = 42$ мм), имитирующих поверхности нагрева. Количество зондов, установленных одновременно в газоходе, составляло обычно 6 шт (при отдельных опытах 4-9).

Опыт работы пылесланцевых парогенераторов показал, что их наиболее опасным с точки зрения загрязнения и коррозии местом являются высокотемпературные пароперегреватели. С учетом этого были выбраны и режимные параметры настоящих опытов. Так, исследуемый диапазон температур стенки опытных зондов ($t_{ст}$) составлял, в основном, $500-650^{\circ}\text{C}$ ($t_{ст}$ измерялась для каждого зонда в трех точках) и дымовых газов (t_2) $900-1200^{\circ}\text{C}$. И только некоторые опыты для выяснения поведения хлоридов в процессах загрязнения поверхностей нагрева были проведены при $t_{ст} = 200-300^{\circ}\text{C}$.

Согласно условиям технического проекта энерготехнологической установки на Эстонской ГРЭС, максимальная допустимая зольность для энергетического топлива, изготовленного из сланцевого масла УТТ составляет 0,3%. Однако, это значение опытными данными по загрязнению и коррозии поверхностей нагрева практически не обосновано. Поэтому большое внимание при настоящих опытах было обращено на выяснение влияния зольности топлива на интенсивность и характер загрязнения поверхностей нагрева и опыты проводились с топливом, зольность которого варьировалась в пределах $A^P = 0,06-1,28\%$ (в одном случае, даже 2,42%).

Что касается остальных параметров работы стенда, то опыты старались провести на номинальном режиме стенда. Соответственно: теплопроизводительность стенда 5,23 МВт, коэффициент избытка воздуха $\alpha = 1,10$ и температура подогрева воздуха $t_6 = 300^{\circ}\text{C}$. В действительности основные тепловые

показатели работы стенда несколько колебались и находились в пределах: 1) расход топлива, $V = 456-512$ кг/ч, 2) теплота сгорания топлива, $Q_n^p = 37535-38581$ кДж/кг, 3) теплопроизводительность стенда, $V \cdot Q_n^p = 4,86-5,36$ МВт, 4) коэффициент избытка воздуха, $\alpha = 1,09-1,11$ и 5) температура подогретого воздуха, $t_g = 290-309^\circ\text{C}$.

Относительно продолжительности опытов можно сказать, что время пребывания отдельных зондов в газоходе для наращивания проб отложений варьировалось, в зависимости от намеченных целей исследования, от 2,5 до 221 ч. Максимальная безостановочная работа стенда на заданном режиме составляла 251 ч. (Опыты нумеровались по работе стенда). Максимальная продолжительность опытов ограничивалась главным образом заметным колебанием зольности отдельных партий топлива, особенно при более высоких значениях A^p (топливо поставлялось партиями по 50-60 т), в результате чего условия опыта при сжигании масла различных партий отличались. Устранить этот недостаток СХЗ "Кивийли" не удалось.

Результаты проведенных исследований показали, что при сжигании энергетического топлива, изготовленного из сланцевого масла УТТ, на поверхностях нагрева имеет место постепенное образование золых отложений. После опытов зонды всегда были покрыты по крайней мере тонким слоем отложений. При этом, эти первичные отложения на фронтальной по ходу дымовых газов стороне трубы, как можно было ожидать, характеризовались большей плотностью и меньшей толщиной ($\delta = 0,1-0,5$ мм), чем рыхлые кормовые отложения, толщина которых обыкновенно колебалась в пределах 0,5-1,5 мм. Фронтальные отложения были также более прочно связаны с поверхностью зонда, хотя общая прочность этих отложений оказалась значительно ниже, чем прочность отложений, полученных при опытах на пылесланцевых котлоагрегатах [1].

Цвет этих нижних отложений варьировался от светло-белого до светло-коричневого. При этом наблюдалась также зависимость от температуры стенки зонда и дымовых газов, согласно которой отложения, образовавшиеся при более низких температурах всегда были более светлыми. Изменение цвета наблюдалось часто также по длине зонда (более холодные концы зондов были часто покрыты только белым слоем

отложений) и по толщине слоя — под верхним слоем отложений наблюдался нижний белый слой.

Со временем на этих нижних отложениях на фронтальной стороне трубы наблюдалось образование светло-коричневых с желтым оттенком гребневидных отложений. Этот процесс начинался с возникновения на поверхности нижнего слоя отложений отдельных игольчатых или гроздевидных образований высотой примерно 1—1,5 мм. Постепенно их количество увеличивалось, они стали срастаться и образовали, наконец, гребневидное отложение.

Прочность этих отложений, также как и нижних отложений, оказалась относительно небольшой, и отложения имели довольно пористую структуру. С нижним слоем гребневидные отложения были относительно непрочны связаны.

Одной из основных причин малой прочности отложений служит, очевидно, очень мелкий гранулометрический состав летучей золы. Об этом говорит тот факт, что пробы золы, которые отсасывались из газохода во время опытов, в противоположность сланцевой золе пылевидного сжигания [1], почти полностью накапливались на фильтре, а не в циклоне пробоотборника. Отсутствие более крупных фракций в золе приводит, однако, как известно, к малой плотности и прочности отложений [2].

Результаты проведенных опытов показали весьма определенно, что интенсивность образования отложений зависит от зольности топлива, температуры дымовых газов и, в меньшей мере, от температуры стенки трубы. Для более наглядного представления этих зависимостей, в табл. I приведены результаты трех, достаточно характерных опытов, отличающихся между собой, в основном, по зольности топлива.

На основании полученных данных можно сказать, что увеличение зольности топлива приводит к весьма заметному увеличению интенсивности загрязнения. Такая же картина наблюдается при увеличении температуры дымовых газов и поверхности трубы, хотя в последнем случае эта зависимость не так четко выражена.

Наконец, следует еще отметить, что сопоставление данных настоящих исследований с результатами проведенных ра-

Т а б л и ц а I

Влияние зольности топлива, температуры стенки зонда и дымовых газов на скорость роста отложений

Место установки зонда	Заданная температура стенки зонда °C	Температура дымовых газов °C	Опыт № 134		Опыт № 136		Опыт № 138	
			зольность топлива A _P = 0,33%		зольность топлива A _P = 0,79%		зольность топлива A _P = 1,26%	
			продолж. опыта ч	макс. высота гребня мм	продолж. опыта ч	макс. высота гребня мм	продолж. опыта ч	макс. высота гребня мм
9/2 ^{х)}	625 ^{хх)}	1042-1082	97,25	7	98,0	16	89,5	24
10/1	525	1036-1074	97,35	3,5	98,25	10	89,5	17
11/3	625	1000-1030	98,0	4	98,75	10	88,5	15
12/2	525	994-1022	98,25	3	98,75	5	88,25	8

х) номер лотка и отверстия

хх) колебание не более ±15°C.

нее на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве опытов пылевидного сжигания эстонских сланцев [3] позволяет предположить, что интенсивность загрязнения поверхностей нагрева котлоагрегатов в условиях сжигания сланцевого масла все же заметно уменьшается. Более точный прогноз в данном случае, однако, невозможен, так как условия опытов при упомянутых выше исследованиях заметно отличаются от условий настоящих опытов.

С другой стороны, можно отметить, что проведенные на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве опыты по сжиганию топочного мазута (эти опыты проводились в одинаковых условиях с опытами сжигания сланцевого масла) показали, что интенсивность загрязнения поверхностей нагрева оказывается в данном случае значительно ниже, чем при сжигании сланцевого масла. Так, например, толщина слоя отложений на зондах после 96-часовых опытов составляла всего $\leq 0,1$ мм.

Это говорит, очевидно, о том, что проблемы загрязнения и очистки поверхностей нагрева будут в котлоагрегатах, работающих на сланцевом масле, более острыми, чем в мазутных котлоагрегатах.

Л и т е р а т у р а

1. Арро Х.Х., Валликиви В.Э., Таллермо Х.Й., Эпик И.П. Исследование образования первичного слоя отложений на пароперегревателях котлоагрегатов, сжигающих эстонские сланцы. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1967, серия А, № 355, с. 15-24.

2. Эпик И.П. Влияние минеральной части сланцев на условия работы котлоагрегата. Таллин, Эстгосиздат, 1961, с. 252.

3. Тагер С.А., Мотин Г.И., Мааренд Я.А., Арро Х.Х., Круус Р.А., Лебедева М.Ф. Влияние высокотемпературного топочного процесса и высокой степени шлакоулавливания на свойства минерального уноса и отложений при сжигании прибалтийского сланца. — В сб. "Топление твердого топлива. Материалы III Всесоюзной конференции", т. I, СО АН СССР, Новосибирск, 1969, с. 278-284.

H. Arro, V. Keerov, R. Touart,
A. Kalmaru, R. Talumaa

Untersuchungen zur Heizflächenverschmutzung durch
Ascheablagerungen bei der Verbrennung von Brennschieferöl aus der Trockendestillationsanlage mit festem Wärmeträger (APW-500) in der Versuchsanlage des Wärmekraftwerkes Kohtla-Järve

Zusammenfassung

Dargestellt werden die Untersuchungsergebnisse bei der Verbrennung von Brennschieferöl aus der Trockendestillationsanlage mit festem Wärmeträger (APW-500) in der Versuchsanlage des Wärmekraftwerkes Kohtla-Järve.

Auf der Grundlage der Versuchsergebnisse, die beim Ansetzen von Ablagerungen an der die Heizfläche imitierenden Versuchssonde gewonnen wurden, werden Angaben über den Charakter der Ascheablagerungen und über die Intensität ihrer Bildung gemacht. Der Einfluß solcher Faktoren wie Aschegehalt des Brennstoffes, Heizflächen- und Rauchgastemperatur auf den Bildungsprozeß der Ablagerungen werden betrachtet.

УДК 662.67:662.7:662.75:
662.61.004.12.001.5

Р.Р. Алувэе, Х.Х.Ароо, В.Я.Кеэров,
Ю.М.Лоосаар, В.Э.Ратник, Р.В.Тоурат

О ХИМИКО-МИНЕРАЛОГИЧЕСКОМ СОСТАВЕ ЗОЛОВЫХ
ОТЛОЖЕНИЙ, ОБРАЗОВАВШИХСЯ НА ОПЫТНЫХ
ПОВЕРХНОСТЯХ НАГРЕВА ПРИ СЖИГАНИИ СЛАНЦЕВОГО
МАСЛА УТТ-500 НА ОПУ ТЭЦ КОХТЛА-ЯРВЕ

Опыты, проведенные на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве по сжиганию сланцевого масла УТТ-500, показали, что содержащиеся в масле минеральные примеси вызывают загрязнение поверхностей нагрева золовыми отложениями [1]. Для получения более подробных данных о процессах загрязнения и коррозии поверхностей нагрева под воздействием золы сланцевого масла, позволяющих с большей уверенностью прогнозировать условия работы мощных котлоагрегатов при переводе их на сжигание сланцевого масла, отобранные при вышеупомянутых опытах пробы отложений и золы подвергались физико-химическим исследованиям.

В качестве основных вопросов при этом рассматривались

1) наличие в золе и отложениях известных по литературным данным активных в процессах загрязнения и коррозии поверхностей нагрева компонентов,

2) влияние режимных факторов на химико-минералогический состав отложений,

3) сходство отложений с золовыми отложениями пылевидного сжигания сланцев.

Отобранные при опытах с зондов пробы отложений разделялись первоначально на четыре группы: 1) гребневидные отложения с фронтальной по ходу дымовых газов стороны зондов, 2) первичные фронтальные отложения (слой из-под греб-

ня), 3) кормовые отложения, 4) белый слой первичных отложений (образовался на более холодных участках зондов и отбирался при некоторых опытах отдельно). Что касается проб золы, отсосанных во время опытов из газохода, то количество вещества в этих пробах оказалось таким малым, что в большинстве случаев анализировались суммарные пробы нескольких отборов. В данном случае пробы разделялись на тонкую фракцию, полученную с фильтра пробоотборника и на грубую, которая накапливалась в циклоне. Кроме упомянутых выше проб, анализам подвергались также пробы золы, полученные при лабораторном озолении проб масла, отобранных во время опытов.

Ввиду того, что основные трудности в работе котлоагрегатов причиняются фронтальными золовыми отложениями, главное внимание при настоящих исследованиях было обращено на эти отложения.

Результаты химических анализов показали, что состав гребневидных и нижних отложений колеблется в весьма широких пределах: SiO_2 - 5,15-36,94%, Fe_2O_3 - 2,40-22,11%, Al_2O_3 - 1,95-16,74%, CaO - 16,40-33,72%, MgO - 0,37-7,45%, Na_2O - 0,12-2,01%, K_2O - 1,73-19,60%, Cl - 0,00-0,34% и SO_3 - 8,89-45,35%. При этом большой разницы между гребневидными отложениями и нижним слоем не наблюдается, и поэтому эти отложения в дальнейшем рассматриваются совместно.

Более подробное рассмотрение полученных данных все же показало, что несмотря на большое колебание предельных значений содержания отдельных компонентов во фронтальных отложениях, в большинстве проб их содержание все-таки находится в более узких пределах и составляет для Fe_2O_3 - 3-5%, Al_2O_3 - 6-13%, MgO - 1-4%, Na_2O - 0,3-0,7%, K_2O - 2-11% и Cl - 0,0-0,1%. Для SiO_2 , CaO и, соответственно,

SO_3 такие максимумы не так резко выражаются. Судя по данным химанализов лабораторной золы проб масла можно, однако, предположить, что некоторую роль при этом играет, по-видимому, широкое колебание содержания SiO_2 и CaO в минеральной части отдельных партий исходного топлива [2].

Что касается влияния режимных факторов на химсостав золовых отложений, то обработка экспериментальных материа-

лов, проведенная с помощью ЭЕМ "Минск-32", показала, что основное воздействие на отложения оказывает зольность топлива (A^P). Влияние температуры дымовых газов (\hat{n}_2), температуры стенки зонда (t_{CT}) и продолжительности опыта (τ) почти не наблюдается.

Относительно отдельных составляющих отложений можно сказать, что значительная положительная корреляция наблюдается между A^P и содержанием SiO_2 , Al_2O_3 и K_2O , в то время как содержание SO_3 , степень сульфатизации и, в меньшей мере, также содержание CaO и Na_2O с увеличением A^P уменьшаются. Очевидно, увеличение A^P связано, в основном, с увеличением содержания силикатных соединений в золе. Судя по тому, что содержание SiO_2 и Al_2O_3 в отложениях хорошо коррелируется и их соотношение колеблется в большинстве случаев в пределах 2,3-2,6, что примерно соответствует соотношению SiO_2/Al_2O_3 в лейците (соответственно 2,34), можно, по-видимому, сказать, что в процессах образования отложений участвовали относительно легкоплавкие продукты разложения полевых шпатов. Последние, как известно, содержатся в минеральной части эстонских сланцев и разлагаются при 1100...1170°C с образованием лейцита (K_2AlSiO_6) и жидкой фазы. Образование жидкой фазы, однако, увеличивает липкость частиц золы и способствует их сцеплению на поверхностях нагрева.

Исследование золовых отложений эстонских сланцев показало, что основным связывающим веществом в прочных отложениях является $CaSO_4$. При этом связывание частиц золы в прочное отложение сульфатом кальция происходит не в результате спекания $CaSO_4$, а в процессе сульфатизации свободной извести ($CaO_{сб}$) или других способных сульфатизироваться соединений.

Рентгенофазовый анализ проб гребневидных и нижних отложений показал наличие в них $CaSO_4$, но одновременно также отсутствие $CaO_{сб}$. Что касается возможности дальнейшей сульфатизации этих отложений за счет других золовых минералов, то степень сульфатизации, рассчитанная по формуле:

$$K_{SO_3}^y = \frac{(SO_{3_{сб}} + 1,129 Cl) \cdot 100}{1,428 CaO + 1,986 MgO + 1,292 Na_2O + 0,850 K_2O} \%$$

составляет для большинства из этих проб 30–90%. Учитывая, что в пылесланцевых котлоагрегатах степень сульфатизации гребневидных отложений, химсостав которых практически почти не отличается от химсостава указанных выше проб, колеблется обычно в пределах 30–70%, можно сказать, что дальнейшая сульфатизация и упрочнение этих проб под воздействием SO_2 – SO_3 дымовых газов даже за счет разложения более сложных золовых минералов мало вероятны.

Однако, в условиях котлоагрегата большое влияние на условия образования золовых отложений оказывает воздействие средств очистки, что может заменить отсутствие более крупных, изнашивающихся и уплотняющихся фракций в золе, и таким образом, привести в случае наличия в золе даже малого количества активных компонентов к постепенному образованию прочносвязанных отложений.

Сланцевая зола, полученная из мощных пылесланцевых котлоагрегатов содержит обычно 10–20% $\text{CaO}_{\text{сб}}$. При этом степень сульфатизации золы составляет 5–25% (мелкие фракции золы являются более сульфатизированными, чем крупные). Рентгенофазовый анализ проб золы, отобранных при настоящих опытах, наличие $\text{CaO}_{\text{сб}}$ в них не показал. Однако на некоторых рентгенограммах наблюдаются относительно небольшие линии, которые могут принадлежать CaCO_3 (очевидно, вторичного происхождения). Это говорит о том, что летучая зола должна все-же содержать в небольшом количестве $\text{CaO}_{\text{сб}}$. Кроме того, на рентгенограммах ряда проб белого первичного слоя отложений наблюдаются также линии, указывающие на наличие в этих пробах небольшого количества $\text{CaO}_{\text{сб}}$. Что касается степени сульфатизации проб, то она для золы сланцевого масла более высокая, чем для обычной сланцевой золы и составляет 20–40%.

Вышеизложенные данные говорят о том, что процесс сульфатизации очень мелкозернистой золы сланцевого масла происходит, очевидно, очень быстро и, в основном, уже при движении частиц золы вместе с потоком дымовых газов. Поэтому зола, отложившаяся на поверхностях нагрева обладает значительно более низкой, чем обычная сланцевая зола пылевидного сжигания склонностью к связыванию отложений. Наличие некоторого количества $\text{CaO}_{\text{сб}}$ в золе может, однако,

в условиях очистки поверхностей нагрева, что имеет место в реальных котлоагрегатах, все же привести к постепенному образованию прочносвязанных отложений. Можно, однако, предположить, что скорость роста этих отложений оказывается в данном случае значительно ниже, чем скорость роста плотных отложений в пылесланцевых котлоагрегатах.

Кроме CaO в процессах образования золowych отложений большую роль играют также сульфаты и хлориды щелочных металлов, в частности, KCl . Наличие KCl в золowych отложениях служит также причиной интенсивной коррозии поверхностей нагрева.

Опыты, проведенные на мощных котлоагрегатах показали [3], что первичный слой золowych отложений эстонских сланцев содержит значительное количество (25–30% и даже более) KCl . При этом наблюдается существование температуры стенки ("точки росы"), выше которой отложение KCl на поверхностях нагрева резко уменьшается. Со временем KCl в отложениях превращается в K_2SO_4 .

Результаты химических анализов проб отложений, отобранных при настоящих опытах, однако, показали, что содержание Cl как в гребневидных, так и в нижних слоях отложений очень маленькое и во многих случаях не превышает даже 0,01%. Отрицательная корреляция между степенью сульфатизации и содержанием K_2O в пробах, а особенно между $\text{K}_{\text{SO}_3}^{\text{y}}$ и соотношением $\text{K}_2\text{O}/\text{CaO}$ говорит, в свою очередь, о том, что основная доля калия в этих отложениях должна находиться не в составе K_2SO_4 , а по-видимому, в различных силикатных соединениях. Такое положение свидетельствует прежде всего о малом значении хлоридов и сульфатов щелочных металлов в процессах образования золowych отложений сланцевого масла, а что особенно важно, об очень малой коррозионной активности этих отложений.

В свете вышеизложенного представляет большой интерес тот факт, что содержание хлора в пробах золы сланцевого масла оказалось, наоборот, высоким. В некоторых пробах даже более 2%, в то время как в обычной сланцевой золе содержание Cl составляет примерно 0,5–0,7%.

В предположении, что опытные зонды могли при опытах иметь $t_{\text{ст}}$ выше "точки росы" KCl , были проведены специальные

кратковременные опыты (2,5-24 ч), при которых $t_{ст}$ зондов поддерживалась в пределах 200-300°C. Однако результаты этих опытов также подтвердили, что содержание КСl в дымовых газах при сжигании сланцевого масла, по-видимому, так мало, что интенсивное отложение КСl даже на более низкотемпературных поверхностях нагрева не имеет места.

На основании всего вышеизложенного можно, таким образом, предположить, что перевод пылесланцевых котлоагрегатов на сжигание сланцевого масла УТТ загрязнение поверхностей нагрева полностью не предотвращает, но этот процесс будет менее интенсивным, чем при пылевидном сжигании сланцев. Не исключена также возможность постепенного образования плотного, прочносвязанного слоя отложений. Значительно уменьшается, однако, коррозионная агрессивность золовых отложений, что позволяет увеличить интенсивность очистки поверхностей нагрева.

Л и т е р а т у р а

1. Арро Х.Х., Кеэров В.Я., Тоуарт Р.В., Калмару А.М., Талумаа Р.Ю. Исследование загрязнения поверхностей нагрева золовыми отложениями в условиях сжигания сланцевого масла УТТ-500 на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве. См. наст. сб., с. 65.

2. Алувэе Р.Р., Арро Х.Х., Лоосаар Ю.М., Ратник В.Э. О составе и свойствах твердых примесей и золы сланцевого масла УТТ-500. См. наст. сб., с. 81.

3. Арро Х.Х., Валликиви В.Э., Талдермо Х.Й., Эпик И.П. Исследование образования первичного слоя отложений на пароперегревателях котлоагрегатов, сжигающих эстонские сланцы. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1967, серия А, № 255, с. 15-24.

R. Aluvee, H. Arro, V. Keerov,
J. Loosaar, V. Ratnik, R. Touart

Die chemisch-mineralogische Zusammensetzung der
Ascheablagerungen, die sich auf Proberohren bei
der Verbrennung von Brennschieferöl aus der Trocken-
destillationsanlage mit festem Wärmeträger (AFW-500)
in der Versuchsanlage des Wärmekraftwerkes Kohtla-
-Järve bildeten

Zusammenfassung

Dargelegt werden die Ergebnisse der Untersuchungen, die bei der Verbrennung von Brennschieferöl aus der Trockendestillationsanlage mit festem Wärmeträger (AFW-500) in der Versuchsanlage des Wärmekraftwerkes Kohtla-Järve durchgeführt wurden.

Angeführt werden Angaben über die chemisch-mineralogischen Zusammensetzungen der Ascheablagerungen, die sich an der Versuchssonde bildeten, aber auch der Einfluß solcher Faktoren wie Aschegehalt des Brennstoffes, Heizflächen- und Rauchgastemperaturen auf die Zusammensetzung der Ablagerungen. Besondere Aufmerksamkeit wird den aggressiven Aschekomponenten (CaO, KCl) im Verschmutzungs- und Korrosionsprozeß der Heizflächen gewidmet.

УДК 662.67:662.7:662.75:662.61.004.12.001.5

Р.Р.Алувээ, Х.Х.Апро,
Ю.М.Лоосаар, В.Э.Ратник

О СОСТАВЕ И СВОЙСТВАХ ТВЕРДЫХ ПРИМЕСЕЙ И ЗОЛЫ СЛАНЦЕВОГО МАСЛА УТТ-500

Одной из наиболее важных технических и экономических проблем, возникающих при переводе мощных пылесланцевых парогенераторов на сжигание сланцевого масла УТТ по энерго-технологической схеме, является очистка масла от твердых примесей. Глубокая очистка масла связана с многими техническими трудностями и, поэтому, является весьма дорогостоящей операцией. С другой стороны, многие минеральные компоненты, содержащиеся в масле, могут активно участвовать в процессах загрязнения и коррозии поверхностей нагрева и тем самым значительно уменьшить надежность и экономичность парогенераторов. В связи с этим весьма актуальным стал вопрос об оптимальной глубине очистки масла, что в свою очередь зависит от состава и поведения отдельных минеральных компонентов твердых примесей при очистке масла.

Проведенные до сих пор исследования для выяснения свойств сланцевого масла УТТ были, в основном, посвящены изучению химического состава самого масла, в то время как свойства твердых примесей рассматривались главным образом только с точки зрения их отделения из масла. Соответственно, изучался, в основном, только фракционный состав (крупность) частиц, в то время как данные о химико-минералогическом составе твердых примесей и золы масла встречаются в литературе очень редко, а данные об изменении последнего в процессе очистки масла практически вообще отсутствуют. Вышеизложенное положение послужило причиной, почему Таллинским поли-

техническим институтом были одновременно с исследованиями на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве по сжиганию сланцевого масла [1] начаты работы по изучению состава и свойств минеральных примесей сланцевого масла УТТ-500.

По данным нескольких авторов (И.П.Эпик, Б.И.Тягунов и др.) содержащиеся в сланцевом масле УТТ-500 СХЗ "Кивинли" твердые примеси состоят, в основном, (более 80%) из неорганического вещества. Данные по химсоставу этого же вещества, приведенные упомянутыми выше авторами также хорошо согласуются и колеблются в пределах: SiO_2 - 35,72...39,79%, Fe_2O_3 - 3,75...5,48%, Al_2O_3 - 14,64...15,72%, CaO - 25,23 ... 27,50%, MgO - 2,09...3,71%, K_2O - 4,49...5,64%, Na_2O - 0,18...0,30%, SO_3 - 6,70...9,49% и Cl - 0,35...1,22%. Что касается изменения содержания твердых примесей в масле в зависимости от режимных факторов (при заданной температуре реактора установки $\sim 480^\circ\text{C}$), прежде всего от производительности установки и продолжительности ее рабочей кампании, то судя по имеющимся на заводе данным о работе установки и результатам технических анализов масла, четкие зависимости здесь, по-видимому, не наблюдаются.

Для получения общего представления о поведении минеральных составляющих сланцевого масла при очистке, в первую очередь лабораторным исследованиям подвергались отдельные пробы тяжелой и средней фракций масла, взятые специально из УТТ-500 СХЗ "Кивинли". Отделение твердых примесей от этих проб проводилось с помощью лабораторной центрифуги ЛЦ-411 при 2100 об/мин. В этих условиях фактор разделения составлял 643. Такой режим центрифугирования был выбран исходя из условий, предусмотренных для очистки масла на электростанции, а продолжительность центрифугирования - 1 час - по предполагаемым условиям разделения. Перед центрифугированием к пробам масла примешивали бензин в соотношении 1:1 для проб тяжелой и 1:4 для средней фракций. После отделения твердых примесей пробы очищенного масла подвергались озонлению (при 600°C), а полученные пробы твердых примесей (промытые дополнительно еще горячим бензином) и зола химическим, рентгенофазовым и оптическим анализам.

Результаты химических анализов упомянутых проб представлены в табл. I.

Результаты химических анализов отделенных из масла проб твердых примесей и золы очищенного масла, %

Показатель	Пробы тяжелой фракции масла				Пробы средней фракции масла			
	Твердые примеси пределы	средн.	Золы пределы	средн.	Твердые примеси пределы	средн.	Золы пределы	средн.
Количество Состав X):	2,61-3,94	3,28	0,59-0,60	0,60	0,34-1,01	0,66	0,06-0,29	0,15
SiO ₂	31,48-36,36	33,48	13,99-19,42	17,58	28,83-34,19	31,94	4,15-12,82	7,34
Fe ₂ O ₃	3,33-4,69	3,92	2,25-3,26	2,90	3,73-4,75	4,24	1,10-5,36	2,85
Al ₂ O ₃	10,13-15,71	12,91	5,74-6,95	6,52	10,51-15,61	13,15	1,15-2,19	1,80
CaO	28,00-29,53	28,94	33,73-45,87	39,45	23,73-27,39	26,02	32,67-42,30	36,68
MgO	3,06-5,33	4,32	2,54-7,87	4,82	3,72-8,65	6,42	1,29-5,88	3,32
Na ₂ O	0,16-0,37	0,23	0,16-0,34	0,25	0,13-0,25	0,21	0,15-0,21	0,17
K ₂ O	2,84-4,49	3,99	1,23-2,42	1,78	3,70-4,77	4,20	0,50-1,61	0,92
SO ₃ об	8,72-10,47	9,67	20,71-30,02	25,43	6,72-10,80	9,30	42,41-48,67	46,18
SO ₃ с	1,74-3,76	2,28	20,65-29,73	25,12	1,63-2,56	2,17	41,96-47,53	45,59

X) В пересчете на безкарбонатную и безуглеродистую массу.

На основании приведенных данных можно весьма уверенно сказать, что в процессах очистки из сланцевого масла сепарируются в первую очередь частицы, состоящие из Si, Fe, Al и K, в то время, как в масле предпочтительно остаются частицы с высоким содержанием Ca.

Учитывая, что неорганическая часть эстонских сланцев состоит, главным образом, из терригенной (гидрослюда, полевые шпаты, кварц и т.п.) и карбонатной (в основном кальцит) частей можно, таким образом, утверждать, что в процессе очистки сепарируются прежде всего силикатные минералы, происходящие из терригенной части сланцев, в то время как минералы карбонатного происхождения остаются предпочтительно в масле. Кроме того, на основании более высокого содержания железа в пробах твердых примесей и высокого содержания сульфидной серы в них (по разнице $SO_{3,об} - SO_{3,с}$) можно предположить, что содержащийся в масле FeS_2 в процессе очистки также, в основном, сепарируется.

Оптические исследования проб показали, что твердые примеси состоят, главным образом, из мелких ≤ 10 мкм частиц. Наблюдаемые под микроскопом в пробах отдельные более крупные частицы оказались, как показали наблюдения при больших увеличениях, все же агломератами. Следует еще отметить, что заметной разницы между пробами, полученными из тяжелой и средней фракций масла, не наблюдалось.

Что касается минерального состава содержащихся в масле твердых примесей, то рентгенофазовый анализ неозолненных проб показал наличие в них $CaCO_3$, $CaSO_4$, CaS и $\alpha - SiO_2$. Линии этих веществ весьма четко наблюдались на всех рентгенограммах проб. Из-за относительно малой интенсивности остальных линий точная идентификация других присутствующих в пробах минералов не оказалась возможной.

Из вышеизложенного явствует, что условия очистки сланцевого масла могут оказать весьма существенное влияние на химико-минералогический состав его золы.

Исследования проб энергетического топлива из сланцевого масла, отобранных на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве во время

опытов для выяснения химсостава золы показали, что последний может колебаться в широких пределах даже при одинаковых значениях зольности топлива. Очевидно, при этом играли роль следующие обстоятельства. При изготовлении СХЗ "Кивинли" энергетического топлива, используемого при опытах на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве, центрифугирование тяжелых фракций масла по техническим причинам не применялось и использовалось только отстаивание разжиженного бензином масла в отстойниках. Далее очищенное тяжелое масло перемешивалось со средним маслом до получения заданной зольности. Однако в резервуарах топливного склада завода, а также в железнодорожных цистернах при перевозке масла имела место дополнительная сепарация твердых примесей. (Сепарация твердых примесей наблюдалась также в топливном баке ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве, особенно при более высоких зольностях топлива и была устранена только после установки дополнительного циркуляционного насоса для перемешивания топлива). Все это привело к тому, что условия сепарации для отдельных партий масла, а соответственно и химсостав золы, весьма заметно отличались даже при одинаковых зольностях топлива.

Хотя при небольших колебаниях зольности топлива установить зависимость химсостава золы от A^p не удалось, при больших разнице она все же наблюдается и хорошо согласуется с данными приведенных выше результатов лабораторных исследований. Так, например, содержание SiO_2 и CaO в пробах топлива, зольность которых не превышала 0,16%, колебалась соответственно в пределах 2,73-25,37% и 28,55-40,75%, в то время как пробы с зольностью выше 0,20% содержали SiO_2 28,32-33,80% и CaO 25,31-28,60%.

Таким образом, можно предположить, что наблюдаемое при проведенных на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве исследованиях [1,2] влияние зольности топлива на интенсивность загрязнения поверхностей нагрева и характер образующихся отложений имеет не только количественную, но и качественную основу.

Как известно, относительно более легкоплавкие, чем CaO или $CaSO_4$ силикатные соединения участвуют, главным образом, в процессах образования быстрорастущих, но менее прочных гребневидных отложений, в то время как процесс сульфатизации CaO в условиях уплотняющего и из-

нашивающего воздействия запыленного газового потока или средств очистки на отложение приводит к образованию плотных прочносвязанных отложений. Зола сланцевого масла, как показали исследования, является очень мелкозернистой и поэтому достаточного уплотняющего воздействия для образования плотных отложений, по-видимому, не оказывает. Учитывая, однако, что интенсивное образование гребневидных отложений вызывает необходимость более частой очистки поверхностей нагрева, можно сказать, что повышенная зольность сланцевого масла способствует также образованию прочносвязанных кальциесульфатных отложений.

На основании всего вышеизложенного становится очевидным, что большое внимание при сооружении и наладке головного образца энерготехнологической установки на Эстонской ГРЭС следует обратить на проблемы, связанные с очисткой масла.

Л и т е р а т у р а

1. Арро Х.Х., Кеэров В.Я., Тоуарт Р.В., Калмару А.М., Талумаа Р.Ю. Исследование загрязнения поверхностей нагрева золовыми отложениями в условиях сжигания сланцевого масла УТТ-500 на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве. См. наст. сб., с. 65.

2. Алувээ Р.Р., Арро Х.Х., Кеэров В.Я., Лоосаар Ю.М., Ратник В.Э., Тоуарт Р.В. О химико-минералогическом составе золовых отложений, образовавшихся на опытных поверхностях нагрева при сжигании сланцевого масла УТТ-500 на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве. См. наст. сб., с. 73.

R. Aluvee, H. Arro, J. Loosaar,
V. Ratnik

Die Zusammensetzungen und Eigenschaften fester
Beimischungen und Aschen des Brennschieferöls
der Trockendestillationsanlage mit festem Wärme-
träger (AFW-500)

Zusammenfassung

Dargestellt werden die Ergebnisse der Untersuchungen, die zur Erklärung der chemisch-mineralogischen Zusammensetzungen und Eigenschaften fester Beimischungen im Brennschieferöl der Trockendestillationsanlage mit festem Wärmeträger (AFW-500) durchgeführt wurden. Aufgeführt werden Angaben über das Verhalten einzelner Komponenten fester Beimischungen im Reinigungsprozeß des Öles. Auf der Grundlage dieser Angaben werden Voraussagen über den Einfluß gereinigten Öles auf die Heizflächenverschmutzung von Kesselaggregaten gegeben.

УДК 620.193

Р.Г.Хертер, А.А.Отс, Р.В.Тоуарт

КИНЕТИКА ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ КОРРОЗИИ КОТЕЛЬНЫХ
СТАЛЕЙ В СРЕДЕ ПРОДУКТОВ СГОРАНИЯ ЛЕЙПЦИГСКОГО БУРОГО
УГЛЯ

Основным энергетическим топливом в ГДР является бурый уголь, на долю которого приходится около 75% всей установленной мощности электростанций. Большое значение для развития энергетики ГДР имеет средне-германский буроголистый бассейн (лейпцигский бурый уголь). В настоящее время на базе угля лейпцигского месторождения работает электростанция "Тирбах" установленной мощностью 800 МВт. Установленные на этой электростанции моноблоки мощностью 200 МВт оборудованы прямоточными парогенераторами типа П-52 паропроизводительностью 660 т/ч Подольского машиностроительного завода.

Эксплуатация парогенераторов П-52 на электростанции "Тирбах" показала, что их поверхности нагрева покрываются сульфатносвязанными золовыми отложениями. Из поверхностей нагрева лишь топочные экраны очищаются от золовых отложений при помощи паровых обдувочных аппаратов. Ввиду непрерывного роста теплового сопротивления золовых отложений часто приходится ограничивать мощности блоков и останавливать их для очистки поверхностей нагрева от золовых отложений. Из сказанного следует, что решение проблемы эффективной очистки поверхностей нагрева парогенераторов, сжигающих бурый уголь лейпцигского месторождения, является важной задачей энергетики ГДР.

Результаты научно-исследовательских работ и опыт эксплуатации парогенераторов показывают, что эффективность очистки поверхностей нагрева от золовых отложений с точки зрения их тепловосприятия всегда связана с интенсивностью

износа труб. Увеличение частоты и интенсивности очистки всегда приводит к интенсификации износа труб.

Исследования, проведенные в ТПИ [1 и др.], показали, что глубина износа труб поверхностей нагрева зависит от коррозионной стойкости стали, пропорциональна глубине высокотемпературной коррозии при отсутствии воздействия на поверхность очистительных сил $\Delta s'$ и выражается формулой

$$\Delta s = (1 - \mu) \Delta s' \quad (I)$$

где Δs — глубина износа за время τ ;

μ — ускоряющий фактор процесса износа из-за действия на поверхность нагрева очистительных сил.

Целью настоящей работы является изучение кинетики высокотемпературной коррозии котельных сталей в среде продуктов сгорания лейпцигского бурого угля, т.е. определение входящей в формулу (I) величины $\Delta s'$ в зависимости от определяющих параметров процесса.^x

Исследование кинетики коррозии проводилось в лабораторных условиях со следующими марками котельных сталей: 12Х1МФ, 12Х2МФСР, Х18Н12Т и сталь 20. Минимальная и максимальная длительность опытов была соответственно 100 и 2000 часов. Углеродистая сталь 20 испытывалась в интервале температур от 450 до 550°C, стали перлитного класса 12Х1МФ и 12Х2МФСР в интервале от 500 до 650°C и аустенитная сталь в интервале от 550 до 650°C.

Исследования проводились по методике, разработанной ранее в ТПИ [2,3]. Лабораторная установка для исследования кинетики коррозии котельных сталей состояла из блока параллельно работающих вертикальных трубчатых печей. Каждая печь работала при определенной автоматически поддерживаемой постоянной температуре. Печи были соединены между собой коллекторной трубой, при помощи которой в них подавались продукты сгорания городского газа. Коллекторная труба была соединена с камерой сгорания, куда подавались горючий газ и воздух. Влажные продукты сгорания содержали в среднем

^x В дальнейшем глубина коррозии обозначена Δs .

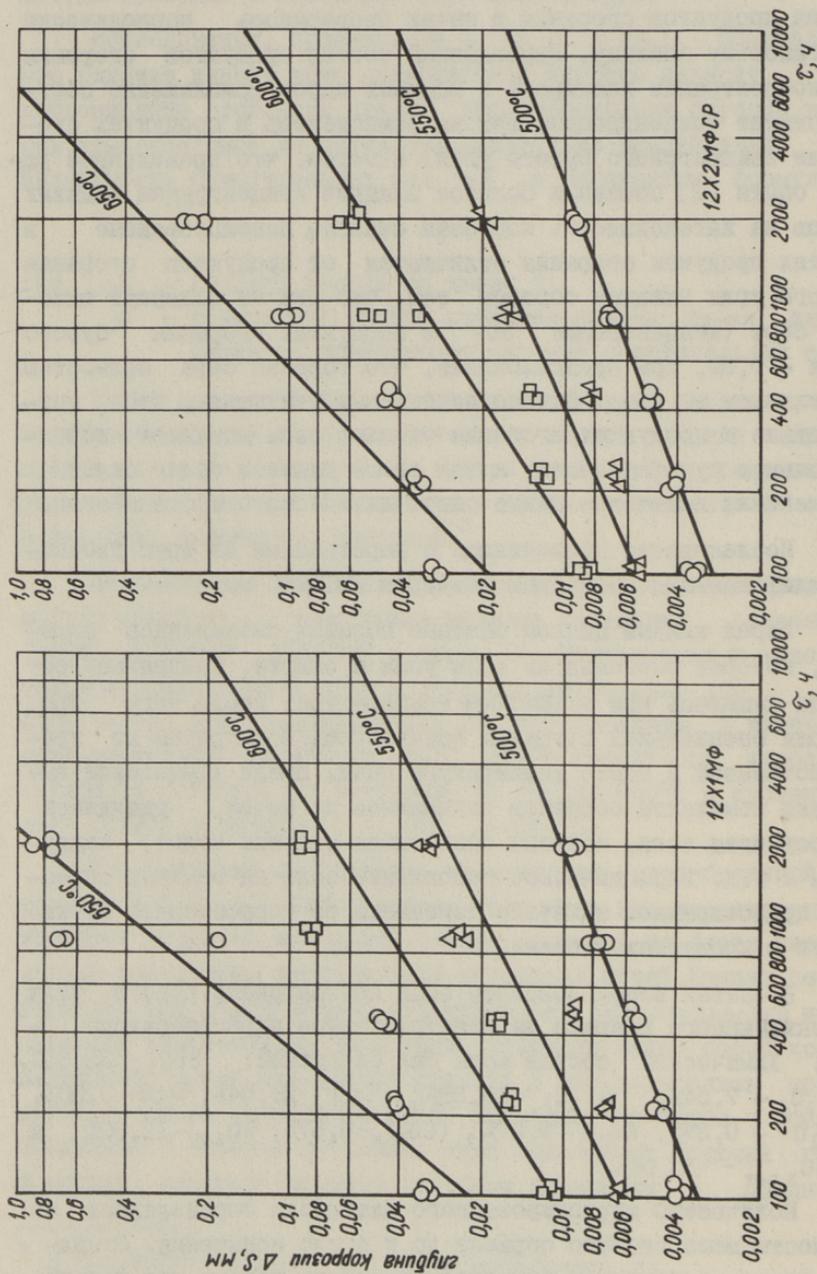
CO_2 - 8,6%, H_2O - 16,0% и O_2 - 3,4%. Постоянство состава продуктов сгорания в печах проверялось периодически по газовому анализу. Приведенный состав продуктов сгорания по концентрации кислорода и водяных паров приблизительно соответствует концентрациям тех же компонентов в продуктах сгорания лейпцигского бурого угля. Отметим, что проведенные ранее опыты [2] показали большое влияние концентрации водяных паров на интенсивность коррозии сталей. Используемые в опытах продукты сгорания отличаются от продуктов сгорания бурого угля главным образом тем, что они не содержат окислов серы (концентрация SO_2 в продуктах сгорания бурого угля - 0,2%, при предположении, что горючая сера полностью окисляется в SO_2). Однако необходимо учитывать, что присутствие в продуктах сгорания окислов серы вызывает дополнительную сульфатизацию, а тем самым также и более сильные изменения в течение цикла опыта химического состава золы.

Исследования проводились с вырезанными из труб плоскими шлифованными образцами размером $3 \times 10 \times 40$ мм.

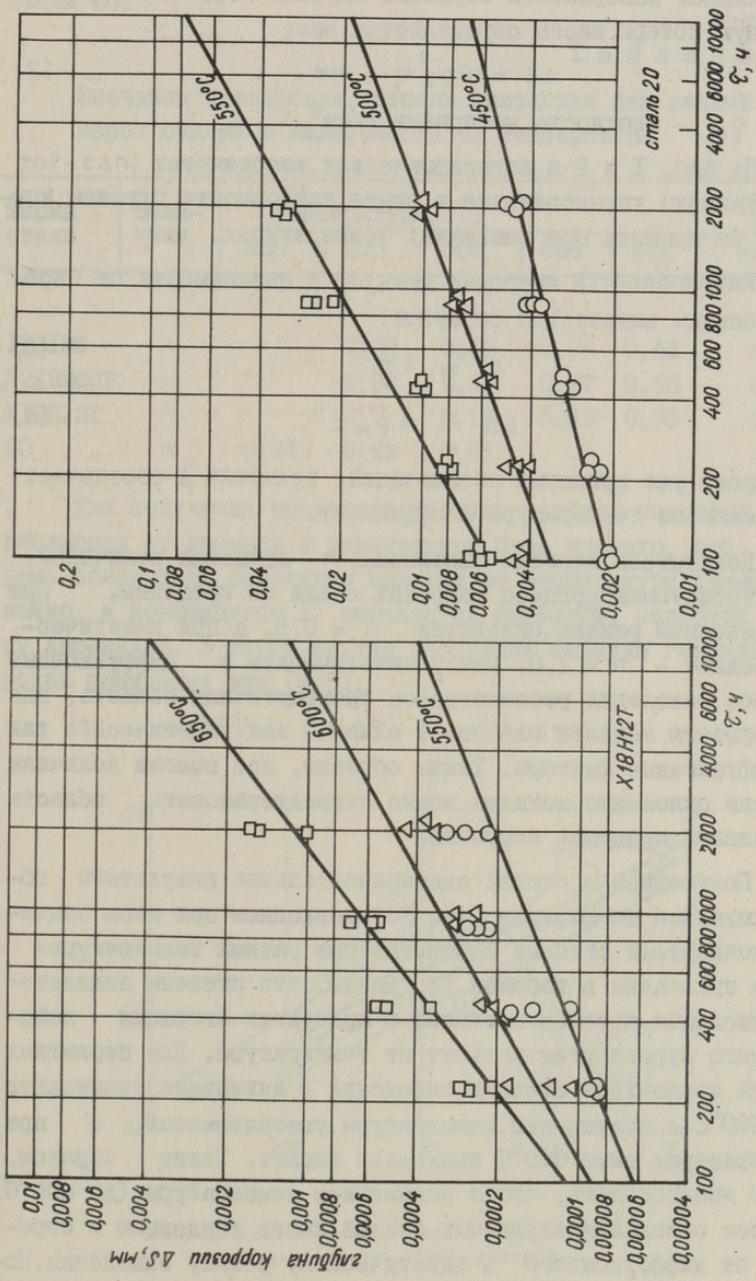
Перед каждым циклом опытные образцы смазывались смазкой, которая состояла из золы угля и спирта. Смазанные образцы сушились при комнатной температуре, после чего при помощи специальных стержней вставлялись в нагретые до предусмотренной в опыте температуры печи. После 10-часовой выдержки комплекты образцов вынимались из печей, удалялась сработавшая зола, образцы были снова смазаны золой, подсушены и т.д. Периодическое обновление золы на опытных образцах предотвращает заметное изменение ее коррозионной активности в продуктах сгорания.

В опытах использовалась зола лейпцигского бурого угля Эспенхайнского разреза из электрофильтра парогенератора П-52. Химический состав золы был следующий: SiO_2 - 33,60%, Fe_2O_3 - 7,54%, Al_2O_3 - 13,38%, CaO - 28,04%, MgO - 3,90%, K_2O - 0,37%, Na_2O - 0,27%, $(\text{CO}_2)_к$ - 0,57%, $\text{SO}_3_{\text{с-т}}$ - 12,36% и $\text{SO}_3_{\text{с-т}}$ - 10,96%.

Количество корродированного материала определялось по разности масс чистого образца до и после испытания. Оксидная пленка с образцов снималась в жидком натрии при пропускании аммиака. На основании установленной потери массы рас-



Фиг. 1. Зависимость глубины коррозии сталей 12X1MФ и 12X2MФСР от времени.



Фиг. 2. Зависимость глубины коррозии сталей X18H12T от времени.

считывалась удельная потеря массы q г/см² по полной первоначальной поверхности образца. Глубина коррозии через удельную потерю массы определяется как:

$$\Delta s = 10 \rho_m^{-1} q \quad \text{мм}, \quad (2)$$

где ρ_m — плотность материала г/см³.

На фиг. 1 и 2 в логарифмических координатах $\ln \Delta s - \ln t$ представлены установленные в опыте зависимости глубины коррозии от времени при различных температурах.

Интенсивность коррозии металла в зависимости от времени обычно выражается формулой:

$$q = A \tau^n \quad (3)$$

или

$$\Delta s = A \rho_m^{-1} \tau^n, \quad (4)$$

где, кроме уже принятых обозначений, величина A обозначает зависящий от температуры коэффициент.

Показатель степени окисления n является величиной, характеризующей процесс коррозии стали со временем. При диффузионном режиме окисления $n = 0,5$, а при кинетическом режиме — $n = 1,0$. Между кинетическим и диффузионным режимом окисления располагается промежуточная область, где на коррозию металла оказывают влияние как кинетические так и диффузионные факторы. Таким образом, при помощи величины степени окисления металла можно охарактеризовать область протекания процесса коррозии.

Полученные в опытах экспериментальные результаты обрабатывались по формуле (4). Установленные при этом значения показателя степени окисления при разных температурах опыта приведены в таблице I. Видно, что степень показателя окисления котельных сталей в продуктах сгорания лейпцигского бурого угля зависит от температуры. Для перлитных сталей показатель степени окисления в интервале температур 550–600°C с повышением температуры увеличивается, а при температурах выше 600°C несколько падает. Таким образом, можно предположить, что с повышением температуры (до 600°C) процесс окисления перлитных сталей имеет тенденцию к переходу от диффузионного к кинетическому режиму окисления. Показатель степени окисления аустенитной стали в области

температур 550–650°C с повышением последней также увеличивается, как и показатель степени окисления углеродистой стали 20.

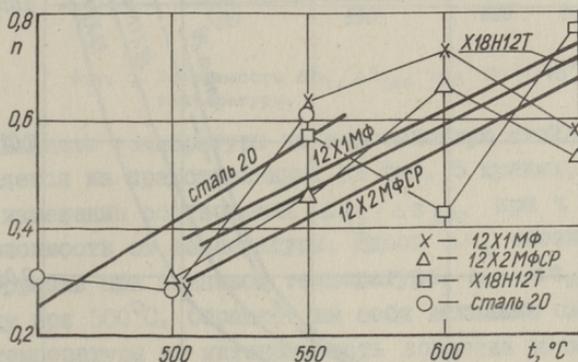
Т а б л и ц а I

Значения показателя степени окисления для разных марок сталей в зависимости от температуры

Марка стали	Величина	Температура, °C					Среднее значение n
		450	500	550	600	650	
12Х1МФ	n		0,28	0,63	0,73	0,58	0,56
12Х2МФСР	n		0,30	0,47	0,67	0,53	0,49
X18H12T	n			0,58	0,43	0,76	0,59
20	n	0,31	0,29	0,61			0,40

Для получения расчетной формулы глубины коррозии в зависимости от времени и температуры было принято, что степень показателя окисления зависит от температуры прямолинейно, а коэффициент А выражается формулой, подобной закону Аррениуса. В таком случае расчетные формулы глубины коррозии принимают вид [4, 5]:

$$\ln \Delta s = a - bT^{-1} + (c + dT) \ln \tau. \quad (5)$$



Фиг. 3. Изменение показателя степени окисления в зависимости от температуры.

Аппроксимационные зависимости показателя степени окисления n от температуры на основе формулы $n = c + dT$ показаны на фиг. 3.

Полученные на основе выражения (5) при обработке опытных данных на ЭВМ уравнения расчета глубины коррозии в среде продуктов сгорания лейпцигского бурого угля для отдельных марок стали следующие:

12Х1МФ:

$$\ln \Delta s = -5,66 - 1400T^{-1} + (-1,40 + 0,23 \cdot 10^{-2}T) \ln \tau \quad (6)$$

12Х2МФСР:

$$\ln \Delta s = -5,89 - 1061T^{-1} + (-1,41 + 0,23 \cdot 10^{-2}T) \ln \tau \quad (7)$$

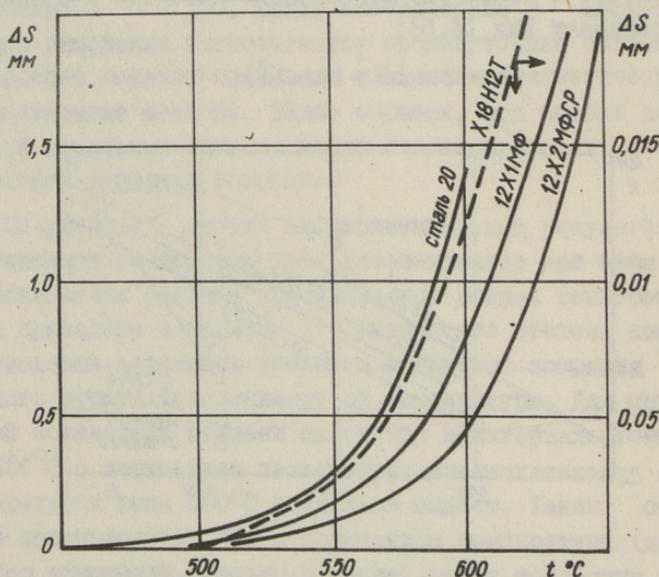
X18H12T:

$$\ln \Delta s = -7,09 - 339T^{-1} + (-1,39 + 0,23 \cdot 10^{-2}T) \ln \tau \quad (8)$$

Сталь 20:

$$\ln \Delta s = -11,01 - 776T^{-1} + (-1,07 + 0,19 \cdot 10^{-2}T) \ln \tau \quad (9)$$

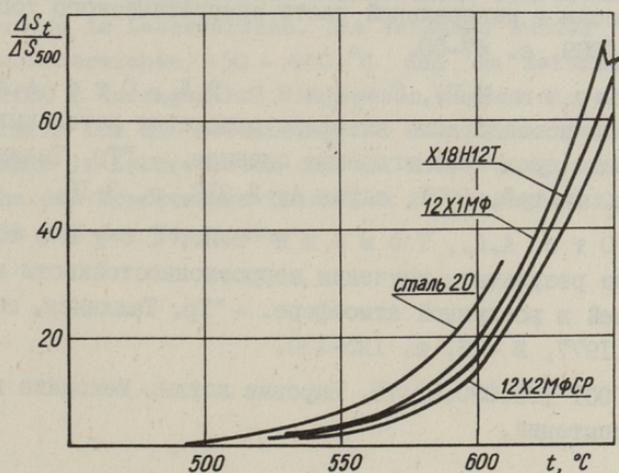
Точность полученных уравнений (6) - (9) относительно опытных точек находится не ниже 22%.



Фиг. 4. Зависимость глубины коррозии при $\tau = 10^5$ ч от температуры.

Представленные на фиг. 1 и 2 сплошные линии рассчитаны по формулам (6) – (9).

При помощи полученных формул можно оценить коррозионную стойкость испытанных сталей в среде продуктов сгорания лейпцигского бурого угля. На фиг. 4 приведена зависимость глубины коррозии сталей от температуры для $\tau = 10^5$ часов. Коррозионная стойкость аустенитной стали X18H12T из испытанных является самой высокой. Из перлитных сталей сталь 12X2MФCP имеет несколько более высокую коррозионную стойкость по сравнению со сталью 12X1MФ. Самую низкую коррозионную стойкость имеет углеродистая сталь 20.



Фиг. 5. Зависимость $\Delta S_t / \Delta S_{500}$ при $\tau = 10^5$ ч от температуры.

Влияние температуры на коррозионную стойкость сталей выясняется из представленных на фиг. 5 кривых, где приведено изменение соотношения $\Delta S_t / \Delta S_{500}$ при $\tau = 10^5$ часов в зависимости от температуры. Здесь ΔS_t обозначает глубину коррозии при заданной температуре, а ΔS_{500} – ту же величину при 500°C . Обращает на себя внимание сильное влияние температуры на интенсивность коррозии всех испытанных сталей. При температурах 600°C и 650°C названное соотношение для стали X18H12T соответственно равно 4 и 70, а для стали 20 при температурах 450°C и 550°C равно 0,22 и 5,2. С увеличением температуры от 500°C до 600°C процесс коррозии

стали I2XIMФ ускоряется в 20,6 раза, а стали I2X2MФСР в 15 раз.

Л и т е р а т у р а

1. О т с А.А., С у у р к у у с к Т.Н. Комбинированный метод очистки поверхностей нагрева парогенераторов. - "Теплоэнергетика", 1976, № 10, с. 60-64.

2. А р р о Х.Х., Т а л л е р м о Х.И., Т о м а н н Э.Л., Э п и к И.П. О методике лабораторного исследования жаростойкости котельных сталей применительно к условиям сжигания прибалтийских сланцев. - "Материалы конференции по процессам в минеральной части энергетического топлива", Таллин, 1969, с. 47-53.

3. Э п и к И.П., Т о м а н н Э.Л., О т с А.А. Лабораторное исследование кинетики окисления котельных сталей в среде продуктов сгорания сланцев. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1971, серия А, № 316, с. 3-19.

4. О т с А.А., Т о м а н н Э.Л., Т о у а р т Р.В. Некоторые результаты изучения коррозионностойкости котельных сталей в воздушной атмосфере. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1977, № 416, с. 125-130.

5. ОСТ 108.030.01-75. Паровые котлы. Методика коррозионных испытаний.

Die Kinetik der Hochtemperaturkorrosion von Kesselstählen unter Einwirkung der Verbrennungsprodukte von Leipziger Rohbraunkohle

Zusammenfassung

Untersucht werden sowjetische Kesselstähle CT-20, 12XIMΦ, 12X2MΦCP und X18H12T unter Einwirkung von E-Filterasche des Kraftwerkes Thierbach (DDR) auf die Korrosionsstandfestigkeit dieser Stähle unter kesselähnlichen Bedingungen im Laborversuch. Die Versuche wurden in den Temperaturbereichen 450 - 650 °C und im Zeitraum von 100 - 2000 h durchgeführt. Angegeben werden die erhaltenen Formeln für die Berechnung der Korrosionstiefe dieser Stähle im Laborversuch und bei Einwirkung von E-Filterasche des Kraftwerkes Thierbach in Abhängigkeit von der Zeit und der Temperatur.

УДК 620.193.53:621.181.8

К.И.Ингерманн, Х.И.Таллермо

СТАТИСТИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ
ДАНЫХ ПО ИЗНОСУ ТРУБ ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЕЙ
ПАРОГЕНЕРАТОРОВ ТП-67 ПРИБАЛТИЙСКОЙ ГРЭС

Металл пароперегревателей парогенераторов, сжигающих многозольные твердые топлива, подвергается сложному воздействию газовой среды, натрубных отложений и очистных сил от специальных устройств, применяемых для периодического удаления образовавшихся натрубных отложений. При этом разрушение металла происходит как за счет высокотемпературного окисления металла, так и за счет разрушающего оксидную пленку действия паровой обдувочной струи. При частых включениях обдувочных аппаратов не исключена опасность механического истирания труб пароперегревателей обдувочной струей.

Известно, что скорость высокотемпературного окисления металла поверхностей нагрева зависит от состава газовой среды, от химического и фазового состава натрубных отложений, от температуры металла и газовой среды и от других факторов. В условиях применения паровой обдувки поверхностей нагрева процесс разрушения металла усложняется ввиду влияния очистки на химический и фазовый состав образовавшихся натрубных отложений, а также ввиду частичного или полного разрушения образовавшейся на металле защитной оксидной пленки.

Ввиду многофакторности рассматриваемого реального процесса разрушения (износа) металла труб пароперегревателей возникает необходимость как в лабораторных, так и в промышленных и эксплуатационных исследованиях.

В настоящей статье рассматривается возможность прогнозирования износа труб пароперегревателей на основе формул, полученных статистической обработкой эксплуатационных данных по износу и замене труб пароперегревателей в условиях применения паровой обдувки.

Для определения утонения наружной стенки трубы в условиях паровой обдувки предложена следующая формула [1]:

$$\Delta S = \Delta S' [1 + \xi (B m^{1-n} - 1)], \quad (I)$$

- где ΔS — фактическая глубина износа за время τ ;
 $\Delta S'$ — "теоретическая" глубина износа (окисления) за время τ , определяемая на основе лабораторных испытаний;
 ξ — степень разрушения оксидной пленки;
 B — множитель, учитывающий влияние очистки на условия окисления металла;
 $m = \tau / \tau_0$ — количество циклов очистки за время τ ;
 τ_0 — период между очередными очистками;
 n — показатель степени окисления металла, определяемый на основе лабораторных испытаний.

Для прогнозирования глубины износа металла по вышеприведенной формуле необходимо задавать значения величин B и ξ . Значения B и ξ могут быть определены только специальными испытаниями. При этом наиболее трудно определить численные значения множителя B , характеризующего влияние очистки на химический и фазовый состав отложений и тем самым на интенсивность высокотемпературного окисления металла.

Вместо формулы (I) при прогнозировании износа можно пользоваться следующей упрощенной формулой:

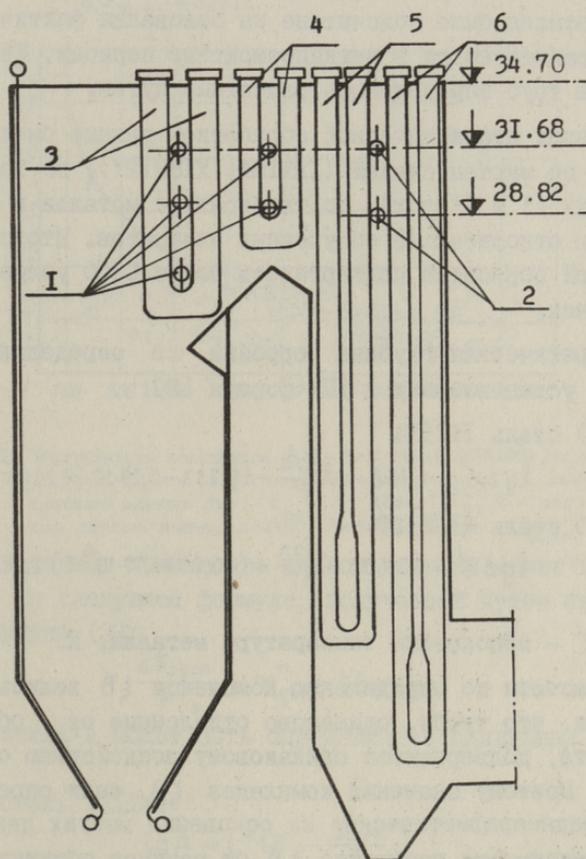
$$\Delta S = \Delta S' (1 + \xi B m^{1-n}). \quad (2)$$

Формула (2) содержит одну неизвестную величину — это комплекс ξB , подвергающийся наиболее простому определению. Анализ формулы (2) показывает, что погрешность упрощенной формулы для стали I2XIMФ при числе циклов обдувки 500...3000 и умеренной степени разрушения оксидной пленки ($\xi = 0,15$, $B = 1,3$) не превышает 0,2-4,2%. Погреш-

ность упрощенной формулы тем меньше, чем больше количество циклов очистки. Учитывая приближенность всех расчетов по высокотемпературному окислению металла поверхностей нагрева, такая погрешность вполне допустима.

Значение комплекса ξB , характеризующего влияние обдувки на интенсивность высокотемпературного окисления металла, определяется по формуле:

$$\xi B = \frac{1}{m^{1-n}} \left(\frac{\Delta S}{\Delta S'} - 1 \right). \quad (3)$$



Фиг. 1. Схема расположения ширмовых пароперегревателей парогенератора ТП-67. 1 - обдувочный аппарат типа ОГП, 2 - обдувочный аппарат типа ОГ, 3 - топочные ширмы, 4 - промежуточные ширмы, 5 - длинные ширмы, 6 - ширмы вторичного пароперегревателя.

Применимость формулы (3) была проверена при статистической обработке эксплуатационных данных по износу труб ширмового пароперегревателя из сталей I2XIMФ и XI8H12T, расположенного в опускном газоходе парогенератора ТП-67 (ст. № 25) Прибалтийской ГРЭС. Схема расположения пароперегревателя в опускном газоходе парогенератора ТП-67 приведена на фиг. 1. При расчетах глубина износа принята по эксплуатационным замерам или по браковочным нормам, принятым за основу при отбраковке изношенных труб. Время работы металла было подсчитано на основании фактических данных о работе котла в межкапремонтные периоды. Температура металла труб определялась расчетным путем.

Перед статистической обработкой данные были сгруппированы по маркам сталей (I2XIMФ, XI8H12T), по ходам пара в ширмах (I и II ход), по температуре металла и по расположению относительно обдувочных аппаратов. Итого статистической обработке подвергалось более 6000 условных опытных точек.

Теоретическая глубина коррозии $\Delta S'$ определялась на основе установленных в ТПИ формул [2]:

а) сталь I2XIMФ

$$\lg \Delta S' = 1,758 - \frac{3674}{T} + (0,753 - 0,29 \cdot 10^{-3} T) \lg \tau; \quad (4)$$

б) сталь XI8H12T

$$\lg \Delta S' = -3,656 - \frac{120}{T} + (-0,83 + 1,77 \cdot 10^{-3} T) \lg \tau. \quad (5)$$

где T — абсолютная температура металла, К.

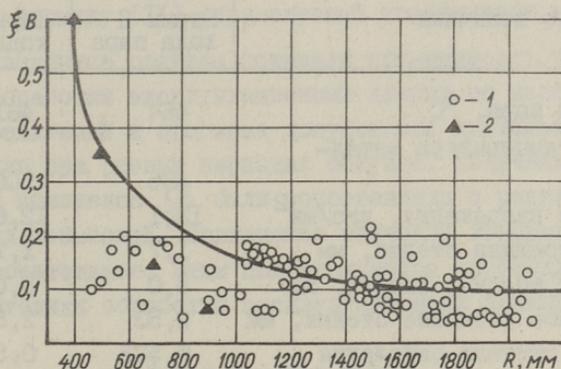
Расчеты по определению комплекса ξB велись в предположении, что трубы, одинаково отдаленные от обдувочного аппарата, подвергаются одинаковому воздействию обдувочной струи. Поэтому значения комплекса ξB были определены как среднеарифметические на основании многих данных. Пример зависимости комплекса ξB от радиуса обдувки для стали I2XIMФ представлен на фиг. 2.

Полученные путем статистической обработки эксплуатационных данных значения комплекса ξB могут быть приняты за основу при прогнозировании износа металла при разных периодах обдувки. При этом располагаемое утонение стенки труб

определялось с учетом возможной неравномерности коррозии в размере 30% по выражению:

$$\Delta S_{\text{расп.}} = \frac{S_0 - S_{\text{расч.}} - \Delta S_{\text{м.к.}}}{1,3}, \quad (6)$$

где S_0 — номинальная толщина стенки трубы, мм;
 $S_{\text{расч.}}$ — расчетная толщина стенки, определяемая по условиям прочности по стандартной методике, мм;
 $\Delta S_{\text{м.к.}}$ — глубина проникновения межкристаллитной коррозии (для Х18Н12Т $\Delta S_{\text{м.к.}} = 0,2$, для 12Х1МФ $\Delta S_{\text{м.к.}} = 0$).



Фиг. 2. Зависимость комплекса ξB для стали 12Х1МФ от радиуса обдувки (П ход шпирм опусного газохода). 1 — эксплуатационные данные при $t_{\text{расч.}} = 463-472^\circ\text{C}$, 2 — пересчитанные данные промышленных испытаний при $t_{\text{расч.}} = 465^\circ\text{C}$.

Допускаемое количество циклов обдувки может быть определено по следующей формуле, полученной путем преобразования формулы (3):

$$\frac{\Delta S_{\text{расп.}}}{A\tau_0} = m_{\text{гон.}}^n - \xi B \cdot m_{\text{гон.}}, \quad (7)$$

где множитель A может быть определен из следующих выражений:

а) сталь 12Х1МФ:

$$\lg A = 1,758 - \frac{3674}{T}; \quad (8)$$

б) сталь Х18Н12Т

$$\lg A = -3,656 - \frac{120}{T}. \quad (9)$$

Показатель степени окисления n определяется в зависимости от температуры металла по руководящим техническим материалам [2].

Для определения допускаемого количества циклов очистки нелинейное уравнение (7) может быть решено относительно $m_{\text{гон}}$ методом повторных приближений. Пример расчетов по определению допустимого количества циклов очистки для стали I2XIMФ приведен в таблице I.

Т а б л и ц а I

Результаты прогноза допускаемого количества циклов очистки труб из стали I2XIMФ в условиях паровой обдувки

Наименование величины	Ширмы II хода пара	Ширмы I хода пара
Температура пара, °C	464	48I
Расчетная температура металла, °C	485	500
Допускаемое напряжение, кгс/мм ²	I3, I	I2, 6
Расчетная толщина стенки, мм	I, 7	I, 7
Фактическая толщина стенки, мм	5, 0	5, 0
Располагаемое утонение стенки, мм	2, 53	2, 53
Показатель степени окисления	0, 533	0, 526
Среднее значение комплекса ξB при радиусе обдувки I000 мм	0, I75	0, 095
Допускаемое количество циклов очистки $m_{\text{гон}}$ при $\tau_0 = 4$ ч	I0350	IT270
То же, при $\tau_0 = 8$ ч	7055	7650
Допускаемая продолжительность работы труб при $\tau_0 = 4$ ч	4I400	45080
То же, при $\tau_0 = 8$ ч	56440	6I200

Полученные путем статистической обработки эксплуатационных данных значения комплекса ξB могут быть приняты за основу также при разработке норм отбраковки изношенных труб. Норма отбраковки может быть определена по износу в течение межкапремонтного периода работы парогенератора следующим образом:

$$\Delta S_{\text{м.к.п.}} = A \tau_0^n (m_0^n + \xi B m_0); \quad (\text{I0})$$

$$\Delta S_{\text{н}} = \Delta S_{\text{расп.}} - \Delta S_{\text{м.к.п.}}, \quad (\text{II})$$

где m_0 — количество циклов обдувки за межкапремонтный период работы парогенератора;

$\Delta S_{\text{м.к.п.}}$ — расчетное утонение наружной стенки трубы за межкапремонтный период, мм;

$\Delta S_{\text{н}}$ — норма отбраковки изношенных труб.

Так как при разработке норм отбраковки изношенных труб необходимо обеспечить полную гарантию работы металла до следующего капремонта, то при расчетах следует ориентироваться на максимальные значения комплекса ξB , полученные при статистической обработке эксплуатационных данных или же ввести в формулу (II) определенный коэффициент запаса.

Проведенные расчеты показали применимость принятой методики обработки эксплуатационных данных по износу труб пароперегревателей и прогноза допустимой длительности работы металла при разных периодах обдувки. Полученные расчетом значения комплекса ξB были сопоставлены с результатами промышленных испытаний. Совпадение значений комплекса ξB было удовлетворительное. Этим подтверждается справедливость принятой методики обработки эксплуатационных данных.

Л и т е р а т у р а

1. Отс А.А., Сууркууск Т.Н. Комбинированный метод очистки поверхностей нагрева парогенераторов. "Теплоэнергетика", 1976, № 10.

2. Метод учета окиснообразования при расчете на прочность элементов поверхностей нагрева паровых котлов. РТМ 24.030.49-75.

K. Ingermann, H. Tallermo

Statistische Auswertung der Betriebsangaben über
den Rohrverschleiß der Überhitzer des Dampferzeu-
gers TP-67 des Baltischen Staatlichen Rayonkraft-
werkes

Zusammenfassung

Im Bericht wird die Methodik der statistischen Auswertung von Betriebsangaben über den Überhitzerrohrverschleiß bei Verwendung von Dampfblasreinigern betrachtet. Die Korrosionsbeschleunigende Wirkung des Dampfbläserstrahls wird mit ξ_B , in der Berechnung des Einflusses der Blaseinwirkung auf die Veränderung der Bedingungen der Hochtemperaturoxidation des Metalles, aber auch auf die teilweise oder völlige Zerstörung der Oxidschutzschicht auf den Rohren während des Blasvorganges, angeführt.

УДК 536.27

Х. Х. Арро, В. Я. Кеэров

ОПЫТНЫЙ ЗОНД ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ
ЗАГРЯЗНЕНИЯ И КОРРОЗИИ ПОВЕРХНОСТЕЙ НАГРЕВА

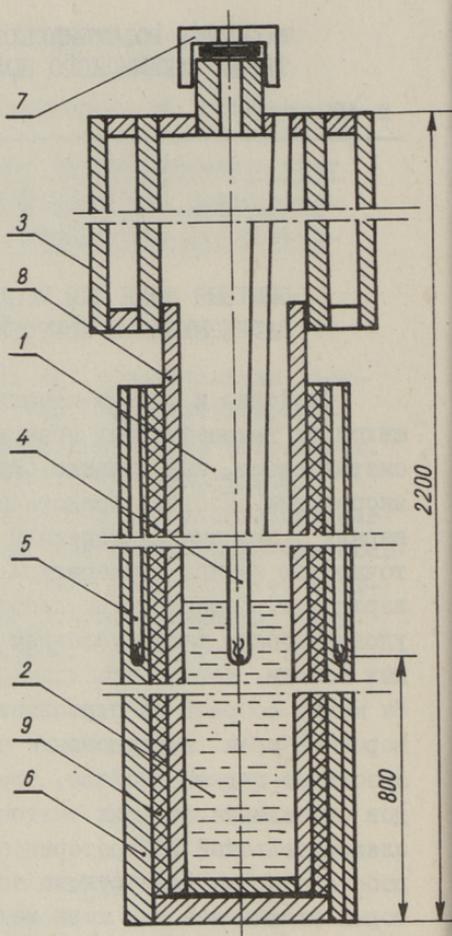
Свойства и состав начальных слоев отложений, образующихся на теплообменных поверхностях парогенераторов, рассматриваются, как правило, функциями температур и времени экспозиции. Поэтому представительность пробы определяется наряду с прочими факторами и температурными условиями, т.е. точностью замера температуры и изотермичностью опытной поверхности. Существующие конструкции опытных зондов [1,2] удовлетворяют таким условиям лишь при сжигании многозольных топлив, когда необходимое для анализа количество пробы можно собрать на относительно маленькой поверхности в короткий срок. Исследование парогенераторов, сжигающих малозольные жидкие топлива, требует более совершенных методов охлаждения больших опытных поверхностей. В научно-исследовательской лаборатории промтеплоэнергетики были разработаны новые конструкции зондов, в системы охлаждения которых включались или жидкометаллические тепловые трубы, особенности работы которых описаны в [3,4], или двухфазные термосифоны. Оба метода охлаждения хорошо известны как отличные способы создания изотермических условий на больших поверхностях [5].

Конструкция опытного зонда с двухфазным термосифонным схематично представлена на фиг. 1. В закрытой полости (1) находится промежуточный теплоноситель (2), который испаряется за счет подвода тепла. Под действием градиента давления, создаваемого незначительной разницей температуры в испарительной и конденсаторной (3) зонах, пар перемещается в конденсаторную зону, где он конденсируется за счет отвода тепла вторичным контуром охлаждения. Режим работы зонда проверяется по показаниям термопар, помещен-

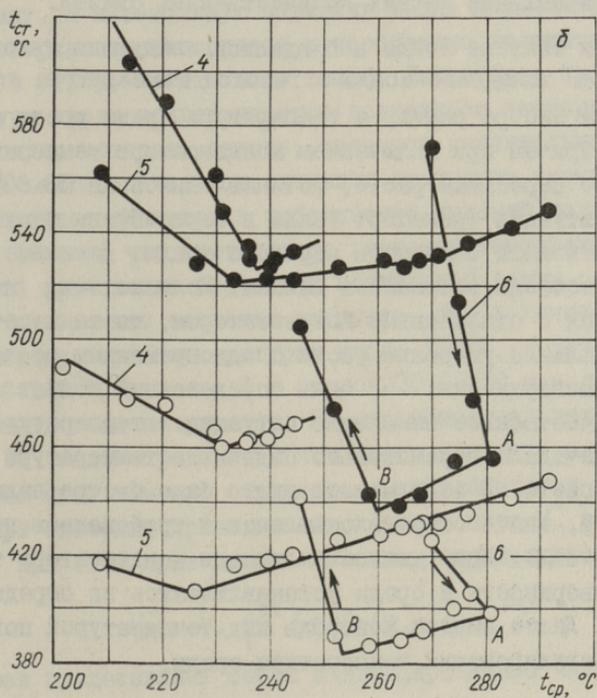
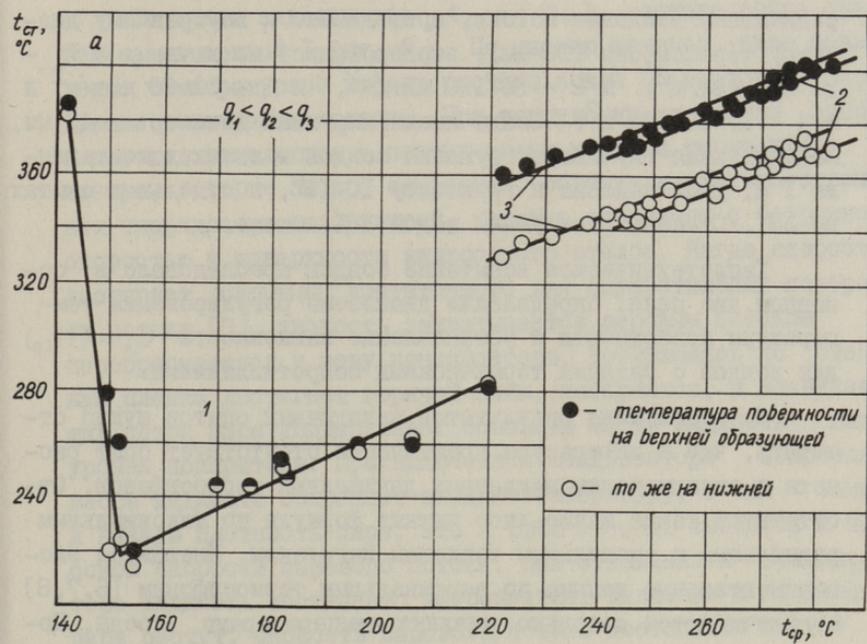
ных в среду промежуточного теплоносителя (4) и в специальные защищенные каналы (5) в опытной поверхности (6) в опытной поверхности (6). Полость термосифона закрывается пробкой (7), в которой находится предохранительный клапан, предотвращающий разрыв корпуса термосифона (8) при неконтролируемом повышении давления внутри его. В качестве промежуточного теплоносителя используется дистиллированная вода. Так как для осуществления принципа работы гравитационного двухфазного термосифона требуется существование жидкой и паровой фаз воды, то максимальная температура среды должна быть несколько ниже термодинамической критической температуры. Однако, поверхности нагрева котлоагрегата достигают температуры до 650°C . Следовательно, в стенке опытного зонда нужно создать значительный перепад температуры от 650°C

до температуры среды. При реальных тепловых нагрузках до $100-120 \text{ кВт/м}^2$ это не осуществляется без включения дополнительного термического сопротивления между опытной поверхностью и полостью термосифона. В качестве такого сопротивления (9) в наших зондах использовались порошкообразный Al_2O_3 , сплав Вуда в сочетании с эмалированной поверхностью корпуса (8) и эвтектический сплав СС-4, имеющий точку необратимого термического разложения около 550°C .

Проверка работоспособности зондов проводилась в условиях работы котлоагрегата, где воспринимаемые расчетные



Фиг. 1. Схема опытного зонда.



Фиг. 2. Зависимость $t_{ст} = f(t_{ср})$.

радиальные тепловые потоки, приведенные к внутреннему диаметру термосифона (20 мм), варьировались по лучкам: № 1 - до 280 кВт/м², № 2 - 80-120 кВт/м², № 3 - 50-80 кВт/м² и № 4 - 10-30 кВт/м². Зонды имели наружный диаметр 42 мм, максимальная глубина погружения зондов в газоход составляла 1 м, угол наклона к горизонту 10-15°, в отдельных опытах до 30°. Степень заполнения водой 18% объема.

Теплотехническое испытание зондов преследовало в основном две цели: определение диапазона регулирования температуры поверхности и установление зависимости $t_{ср} = f(t_{ср})$ для зондов с разными термическими сопротивлениями.

До обсуждения результатов наладочных опытов нужно отметить, что в литературе практически отсутствует опыт расчета и эксплуатации наклонных двухфазных термосифонов. Отсутствуют также какие-либо четкие формулы по максимальным радиальным и аксиальным тепловым нагрузкам. Имеющиеся экспериментальные данные по вертикальным термосифонам [6,7,8] ограничиваются довольно низкими температурами среды. Поэтому наладочные опыты имели больше разведочный характер, без установления четких количественных связей.

При запуске зонда наблюдались следующие явления. С погружением холодного зонда в газоход температура поверхности начинала быстро расти, а температура среды росла очень медленно, причем при включенном конденсаторе температура среды скоро перестала расти, устанавливаясь на 50-60°C. В такой ситуации транспорт тепла в термосифоне отсутствовал и существовала опасность пережога зонда. Давление в полости термосифона оставалось низким. Если же зонд погружался в газоход с отключенным конденсатором, то температура среды продолжала умеренно расти с одновременным ростом температуры поверхности. В один определенный момент происходило качественное изменение ситуации: температура поверхности начинала стремительно падать, а температура среды быстро расти. В этот момент нужно было быстро включить конденсатор, иначе открывался клапан и требовалась новая заправка зонда. При удачном включении конденсатора температуры поверхности и среды устанавливались на определенном уровне. Далее имелся контроль над температурой поверхности путем регулирования температуры среды.

Типичная зависимость $t_{ст} = f(t_{ср})$ запуска зонда приведена на кривой I фиг. 2, а. По мнению авторов такое поведение температурной характеристики зонда объясняется следующим механизмом явления. При погружении холодного зонда в газодол появляются в прямых углах полости термосифона пузыри, которые быстро сливаются, образуя несколько огромных снарядообразных пузырей, которые стремятся с огромной скоростью к поверхности жидкостного столба. Когда скорость достигает значения, достаточного для осуществления поворота потока [9], жидкость захватывается паровым потоком и перебрасывается в зону конденсатора. Возвращаясь по стенкам пленка достигает горячей зоны, испаряется, и возникающий поток пара поддерживает основную массу жидкости выше уровня испарителя. При включенном конденсаторе основная масса жидкости сохраняет низкую температуру, а тем самым и низкую плотность пара, что в свою очередь сводится к высокой скорости парового потока. При отключенном конденсаторе жидкость постепенно нагревается, давление и плотность пара растут, скорость парового потока постепенно падает и в определенный момент жидкость прорывается через паровую заслонку. В интенсивную передачу тепла включается теперь вся поверхность испарителя и необходимо включить конденсатор для отвода избыточного тепла. Дальнейшее повышение температуры среды сопровождается повышением температуры поверхности, которая, однако, остается значительно ниже первоначального значения в ситуации закупорки термосифона.

Предложенное объяснение наблюдаемых явлений подтверждается и тем фактом, что критическое значение температуры, при которой происходит переход в нормальный режим работы, тем выше, чем больше тепловая нагрузка. Так в лучке № 4 это происходило при температурах около 110°C , в лучке № 3 около $150-160^{\circ}\text{C}$, в лучке № 2 около $230-280^{\circ}\text{C}$ и в лучке № I запустить зонд не удалось. По экспериментальным исследованиям [9] было определено, что поворот потока в пароводяной системе мало зависит от скорости жидкой пленки и происходит при значении приведенной скорости пара V_n^* равной единице. При этом приведенная скорость определяется зависимостью

$$V_n^* = V_n \cdot \rho_n^{0,5} \cdot [g \cdot D \cdot (\rho_{ж} - \rho_n)]^{-0,5}, \quad (I)$$

которая представляет собой модифицированное число Фруда.

Сопоставляя расчетные значения с реальными тепловыми потоками, обнаруживаем, что по расчетам описанное выше явление не могло иметь место в наблюдаемых условиях. Однако, следует иметь в виду, что значение $V_n^* = 1$ получено для вертикальной трубы и в адиабатических условиях. Но в работе [9] также отмечается большое влияние наличия тепловых потоков на срыв пленки, особенно при маленьких массовых расходах жидкости.

После выяснения качественной природы процесса запуска такие опыты больше не проводились. Рабочие термические характеристики определялись без перегрева рабочей поверхности путем постепенного ввода и вывода зонда, пока не был достигнут контроль над температурой поверхности. Типичные рабочие характеристики зондов приведены кривыми 2 и 3 на фиг. 2,а.

При более высоких тепловых нагрузках наблюдался ярко выраженный гистерезис явления поворота потока. На кривой 6 (фиг. 2,б) стрелкой обозначено направление изменения температуры среды. После установления нормальной работы зонда (точка А) снижают температуру среды. Нормальный транспорт тепла, а тем самым и прямопропорциональная зависимость $t_{ст} = f(t_{ср})$ сохраняется до точки В. Дальнейшее уменьшение $t_{ср}$ приводит к резкому прекращению транспорта тепла, что сопровождается значительным перегревом металла опытной поверхности. Гистерезис поворота потока описывается и в [9]. Наряду с ярко выраженными границами отсутствия и существования транспорта тепла наблюдались в некоторых опытах явления несколько иного рода. После типичной начальной стадии запуска начинается транспорт тепла, однако термическое сопротивление зонда остается значительно больше обыкновенного режима работы, т.е. коэффициент теплоотдачи от стенки к промежуточному теплоносителю имеет весьма низкое значение. Дальнейшее повышение $t_{ср}$ вызывает не повышение температуры поверхности, а наоборот, понижение (см. кривые 4 и 5 фиг. 2,б). Такая тенденция сохраняется до некоторого значения $t_{ср}$, после чего устанавливается обыкновенная характеристика зонда. Такое явление можно объяснить двумя разными механизмами. Во-первых, может иметь место кольцевое стекание конденсата по стенке термосифона. При этом поток встречного пара притормаживает поток жидкости,

что приводит к утолщению пленки, а теплоотвод осуществляется по-прежнему испарением с поверхности. При повышении давления в среде, скорость потока пара уменьшается, уменьшается и касательное напряжение на поверхности раздела. Утонением пленки жидкости улучшаются условия теплопередачи и понижается температура поверхности зонда. После того, как влияние парового потока становится несущественным, устанавливается обычный характер зависимости $t_{ст} = f(t_{ср})$. Приведенный кривыми 4 и 5 характер зависимости $t_{ст} = f(t_{ср})$ можно также объяснить существованием пленочного кипения или кризисом кипения второго рода [10]. Хотя в литературе отсутствуют данные о кризисах кипения первого и второго рода при столь низких тепловых нагрузках, нужно все же иметь в виду два обстоятельства. Во-первых, пока отсутствуют данные по пленочному кипению при сверхнизких массовых скоростях жидкости (в наблюдаемых случаях меньше $10 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$), а по некоторым формулам [10] $q_{кр}$ уменьшается прямо пропорционально с уменьшением массовой скорости. Что касается кризиса второго рода, то в термосифоне трудно с большой уверенностью судить о реальных значениях степени сухости пара, и если x достигает значения выше 0,4–0,5, кризис теплоотдачи вполне вероятен. Коэффициент теплоотдачи растет с повышением давления среды как при кризисе кипения первого так и второго рода.

В пользу механизма утолщенной пленки говорит характер перехода в зоне минимальной температуры поверхности. Однако обязательная асимметричность пленки в наклонной трубе должна привести к более плавному изменению температуры на верхней образующей (по сравнению с нижней), однако в эксперименте наблюдается противоположный характер кривых. Поэтому авторы считают более вероятным существование кризиса кипения. Плавный (без скачка) характер перехода зависимости $t_{ст} = f(t_{ср})$ можно объяснить постепенным уменьшением степени сухости пара, что в свою очередь объясняется уменьшением доли жидкости, уносимой паровым потоком в конденсаторную зону.

В заключение можно сказать, что зонды приведенной конструкции вполне работоспособны. Однако для разработки теоретических основ по расчету диапазона регулирования и функ-

циональных характеристик $t_{ст} = f(t_{ср})$ необходимы тщательные количественные исследования по наклонным термосифонам в свете приведенных выше качественных описаний явлений.

Обозначения:

- $t_{ст}, t_{ср}$ - температуры наружной стенки зонда и среды;
 V_n - средняя скорость пара;
 $\rho_n, \rho_{ж}$ - плотность пара и жидкости;
 g - ускорение силы тяжести;
 D - внутренний диаметр термосифона.

Л и т е р а т у р а

1. J a c k s o n, P.J., R a a s k, R. A probe for studying the deposition of solid material from flue gas at high temperatures. - J. Inst. Fuel, July, 1961, pp. 275-280.
2. P a r k e r, J.C., R o s b o r o u g h, D.F., Virr, M.J. High temperature corrosion trials at Marchwood Power Station - 10000 hour corrosion probe trials. - J. Inst. Fuel, February, 1972, pp. 95-104.
3. К е э р о в В.Я., А р р о Х.Х. Применение тепловых труб в качестве опытных зондов при исследованиях процессов загрязнения и коррозии поверхностей нагрева парогенераторов. - В сб. "Разработка, изготовление и исследование тепловых труб", общество "Знание", Киев, 1977.
4. К е э р о в В.Я., А р р о Х.Х. Об изменении параметров парового потока при течении в испарителе калиевых тепловых труб. В сб. "Разработка, изготовление и исследование тепловых труб", общ. "Знание", Киев, 1977.
5. Е л и с е е в В.Б., С е р г е е в Д.Н. Что такое тепловая труба? М., "Энергия", 1971, 136 с.
6. L a r k i n, B.S. An experimental study of the two-phase thermosiphon tube. - Trans. Can. Soc. Mech. Engng., Vol. 14, N B-6, 1971, pp. I-VIII. Published in "The Engng. J.", Vol. 54, N 819, 1971.

7. Lee, J., Mit al, U. A Two-phase closed thermosyphon.-Int.J. Heat Mass Transfer, Vol.15, 1972, pp.1695-1707.

8. Г а л а к т и о н о в В.В. и др. Исследование тепло- и массообмена в закрытом термосифоне .- "Труды МЭИ", Вып. 268, М., 1975.

9. Хьюитт Дж., Холл - Тейлор Н. Кольцевые двухфазные течения . М., "Энергия" 1974, 408 с.

10. Дорощук В.Е. Кризисы теплообмена при кипении воды в трубах . М., "Энергия", 1970, 168.с.

H. Arro, V. Keerov

Versuchssonde für die Untersuchung zur Heizflächenverschmutzung und Korrosion

Zusammenfassung

Dargestellt werden die Untersuchungsergebnisse über die Arbeitsfähigkeit der Versuchssonde, deren Kühlung mittels Zweiphasenthermosyphon durchgeführt wird. Es wird eine qualitative Beschreibung der physikalischen Prozesse, die während des Anfahrens oder verschiedener Arbeitsprozesse der Sonde stattfinden, dargelegt.

И. Р. Вийльман, И. А. Клевцов, Т. М. Лаусмаа
И. Р. Микк, Т. Б. Тийкма

ПРИБОРЫ ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ ИНТЕГРАЛЬНЫХ ПАДАЮЩИХ
ТЕПЛОВЫХ ПОТОКОВ В РАБОТАЮЩИХ ПАРОГЕНЕРАТОРАХ
И ПЕЧАХ

Исследование тепловой работы топков парогенераторов и рабочих объемов разного типа металлургических печей тесно связано с измерением падающих тепловых потоков на тепло-воспринимающую поверхность (на экран, кладку или на нагреваемое изделие). Получение информации о величине и направлении результирующего теплового потока позволяет судить о характере теплообмена в данной точке пространства огне-технической установки. Интенсивность конвективной теплоотдачи в свою очередь позволяет судить о характере и скорости движения газов в данной точке.

На необходимость дальнейшего развития приборов для вышеперечисленных исследований неоднократно указывали многие авторы (см. например, [1]).

Существует много приборов разного принципа действия для измерения падающего теплового потока [1, 2, 3]. Наибольшее распространение получили приборы, работающие на термодинамическом эффекте или по принципу термосопротивления, а также есть теплоемкостные приборы нестационарного режима (радиометры) [4] и приборы, использующие разного типа датчики инфракрасного излучения [5, 6]. Кроме абсолютных приборов широкое распространение нашли также приборы, которые работают по принципу сравнения потоков с разных направлений [7].

При исследовании тепловой работы топков парогенераторов, работающих на твердых топливах, где имеет место загрязнение поверхностей нагрева золовыми отложениями, нужно строго отделить приборы, измеряющие падающий тепловой по-

ток от приборов, измеряющих воспринятый тепловой поток. Это можно иллюстрировать сравнением радиометра нестационарного режима с т.н. топочным калориметром, показание которого зависит от загрязнения золовыми отложениями его измерительного элемента [4].

Для приборов (зондов), измеряющих падающие тепловые потоки в топках и печах можно сформулировать следующие требования:

1. Характеристика чувствительного элемента зонда не должна зависеть от влияния загрязняющей среды (золовых отложений).

2. При интегральных измерениях радиационные характеристики чувствительных элементов зонда должны приближаться к характеристикам черного или, в крайнем случае, серого излучателя.

3. Желательно иметь зонды с малоинерционными датчиками, позволяющие зарегистрировать флуктуации пламени, а также в короткий промежуток времени пройти несколько точек измерений.

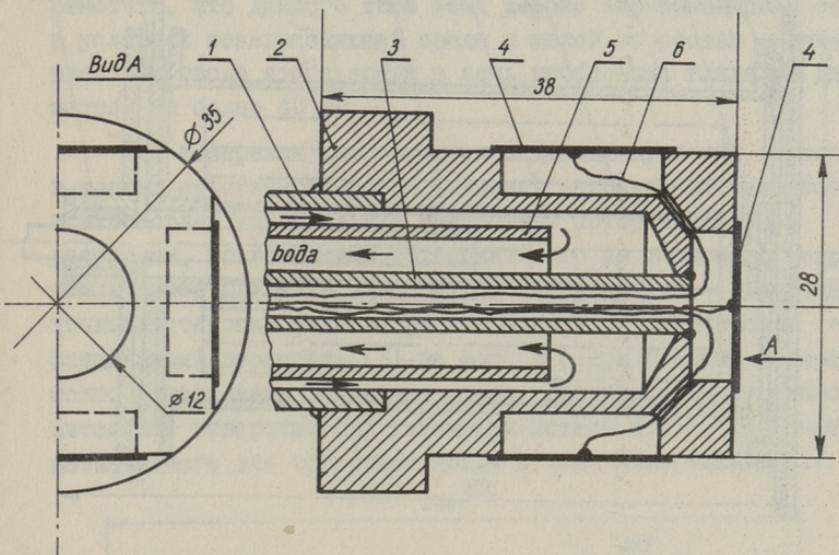
4. Конструкция зонда должна обеспечить строгое определение направления измеряемой лучистой составляющей теплового потока.

5. Зонды должны быть тарированы (отградуированы) по источнику теплового потока со строго определенными радиационными характеристиками, температурой и конвективной составляющей потока, так как по физической сущности все зонды независимо от их принципа работы и конструкции выдают сигнал, зависящий от воспринятого ими теплового потока.

Выполнить все перечисленные выше требования в одной конструкции не всегда удается, но ниже описываемые два зонда сконструированы именно исходя из этих требований. Также нужно отметить, что сконструированные для исследования определенной огнетехнической установки зонды не всегда могут быть использованы в других условиях (температура среды, наличие загрязняющей среды, а также расположение гляделок и лючков исследуемой установки).

Ниже описываемые зонды для измерения падающего теплового потока отличаются от многих других приборов тем, что

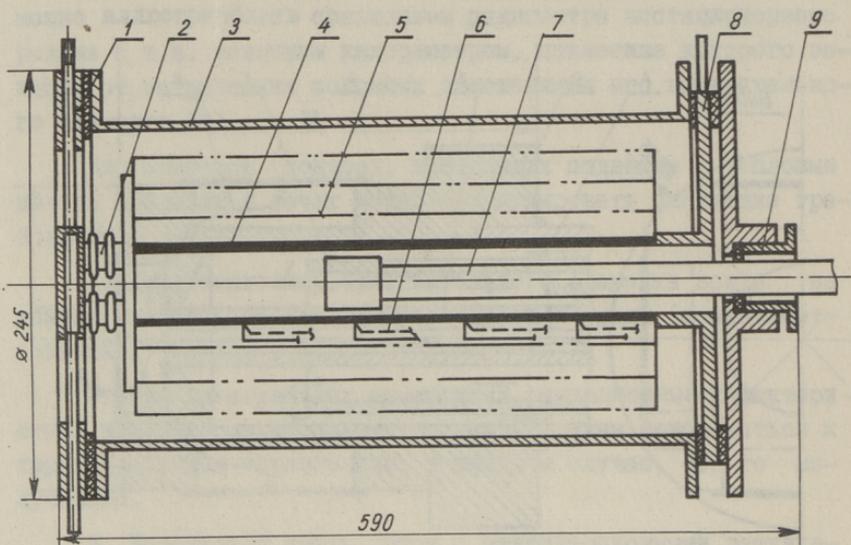
они работают в стационарном режиме, чем позволяют зарегистрировать тепловой поток непрерывно.



Фиг. 1. Разрез головки зонда для измерения полусферического падающего теплового потока из 5 перпендикулярных направлений.

Для измерения полусферического падающего и результирующего лучистых тепловых потоков одновременно по пяти перпендикулярным направлениям сконструирован зонд с датчиками Гардона [8]. Зонд состоит из водоохлаждаемого держателя (1) длиной 2 м (фиг. 1), на конце которого прикреплен медный блок (2). На пяти гранях блока припаяны круглые диски (4) из константановой фольги, из центра которых отведены медные провода (6). Таким образом создана медь-константановая термопара, и учитывая то, что температура центра диска достигает величин порядка 150°C , а периметр находится при температуре охлаждающей воды, от датчика получают сигнал, уровень которого позволяет его зарегистрировать при помощи стандартного самопишущего потенциометра с пределом измерений 0–10 мВ. Анализ работы датчика Гардона [8] на паре медь-константан показывает, что получаемый от него сигнал строго пропорционален измеряемому тепловому потоку. Это обстоятельство значительно упро-

шает обработку экспериментального материала.



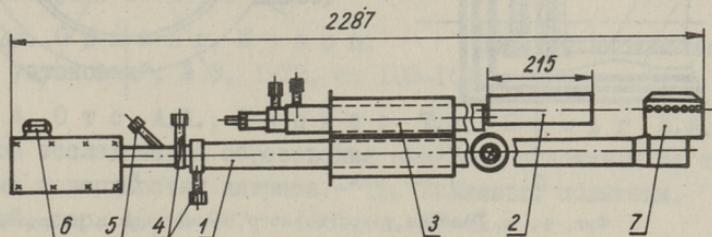
фиг. 2. Разрез камеры установки тарировки пятиэлементного зонда.

Для тарировки (отградуирования) зонда разработана специальная вакуумная установка, схема камеры которой показана на фиг. 2, позволяющая испытывать зонд в сборе. При тарировке зонд проведен через фланец (9) вакуумной камеры и его держатель герметизирован при помощи прокладки. В камере между токоподводами (2, 8) находится цилиндрический графитовый нагреватель (4), нагреваемый прямым пропусканием через него электротока и снабженный I2 термопарами (6) в его боковой стенке. Отвод тепла наружу ограничен несколькими цилиндрическими экранами (5). На внутреннюю поверхность нагревателя нарезана резьба, чем обеспечена излучательная способность внутренней поверхности нагревателя 0,85 [9]. Система вакуумных насосов обеспечит в камере остаточное давление порядка $1 \cdot 10^{-4}$ мм рт.ст., что исключает конвекцию в системе зонд-нагреватель.

Зонд также тарирован на воздухе при помощи цилиндрической модели абсолютно черного тела (а.ч.т.). В результате тарировочных опытов получена зависимость сигнала зонда от падающего теплового потока.

Вышеописанный зонд прошел наладочные испытания в термической печи одного из цехов ПО "Ижорский завод". Можно отметить, что данного типа зонд хорошо зарекомендовал себя в условиях незагрязняющей среды с малой скоростью движения. Для ввода этого зонда в печь необходима гляделка диаметром не более 40 мм.

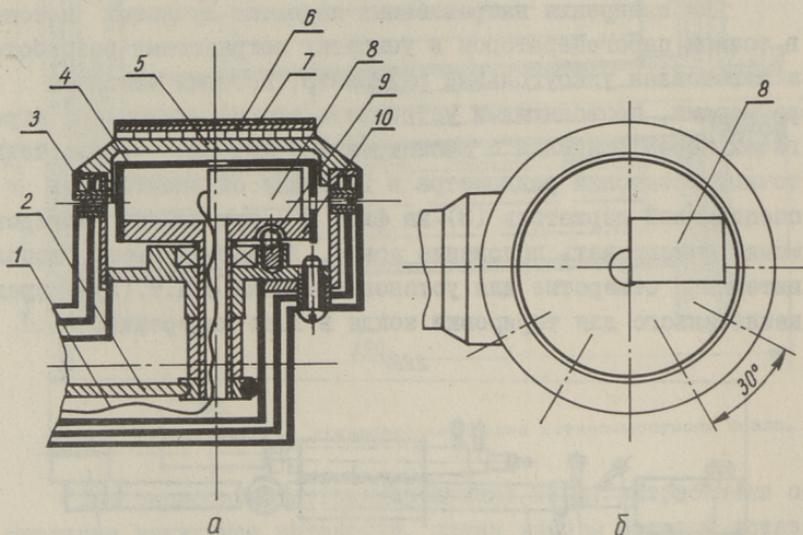
Для измерения направленных падающих лучистых потоков в топках парогенераторов в условиях загрязнения разработан и изготовлен узкоугольный радиометр, который выполнен с размерами, позволяющими установить его на котельных агрегатах через гляделки с диаметром 120 мм. Для облегчения точной установки радиометра в гляделку он смонтирован в специальный держатель (3)—на фиг. 3, при помощи которого можно фиксировать положение зонда. Держатель имеет дополнительное отверстие для установки модели а.ч.т.(2), предназначенного для тарирования зонда в ходе измерений.



Фиг. 3. Общий вид узкоугольного радиометра и модели абсолютно черного тела, установленных в держателе.

Датчиком для радиометра может служить любой датчик инфракрасного излучения (5) с габаритными размерами не более 20x20x30 мм. Датчик радиометра установлен в головку (7) на фиг. 3 в конце зонда на поворотном столе (10), фиг. 4, а. Последний вместе с датчиком (8) закрыт колпаком (4), имеющим отверстие напротив датчика. В головке имеется семь отверстий (3) с диаметром 8 мм, расположенных под углом через 30° (см. фиг. 4, б). Отверстия снабжены резьбой для ввинчивания диафрагм. Расположение датчика на поворотном столе и диаметр диафрагмы определяют апертуру датчика. При помощи троса и переключателя, установленного на хвостовике зонда (6), фиг. 3, можно поворачивать стол внутри головки так, чтобы падающее излучение попадало на

датчик поочередно из разных отверстий в головке, т.е. с разных направлений. Положение поворотного стола фиксируется шариковыми фиксаторами (9) под ним через каждые 30° . При повороте зонда вокруг своей продольной оси на 360° и датчика в головке на 180° через каждые 30° можно получить индикатриссы излучения по всей сфере.



Фиг. 4. а. Головка узкоугольного радиометра в разрезе.

б. Вид сверху на головку радиометра без крышки и размещение датчика.

В целях исключения влияния конвективной составляющей на показания датчика и во избежание попадания пыли из топочного пространства в датчик, отверстия в головке постоянно продуваются воздухом.

В качестве датчика использован неселективный датчик теплового излучения со следующими характеристиками:

вольт-ваттная чувствительность $R_w = 0,17$ В/Вт;

постоянная времени при частоте $f_{0,7} = 1$ Гц составляет $0,16$ с;

апертура датчика $0,018$ стер.

Модель а.ч.т. для тарировки зонда непосредственно в точке (2), фиг. 3, представляет собой цилиндр с внутренним диаметром 30 мм и длиной 215 мм, изготовленный из нержавеющей стали. Цилиндр нагревается топочными газами и его температура определена тремя термопарами. При опытах данная

модель а.ч.т. оказалась практически изотермичной и ее расчетная эффективная степень черноты $\varepsilon_{\text{эфф}} = 0,99$.

Испитание радиометра в Эстонской ГРЭС на парогенераторе ТП-101 ст. № 8А показало его хорошую работоспособность. В ходе этих наладочных опытов зонда удалось, например, определить расположение факела в топке.

Л и т е р а т у р а

1. Антоновский В.И., Киселев О.В. Методы и приборы для исследования теплообмена в топках парогенераторов. - В сб. "Лучистый теплообмен", Калининград, 1974, с. 70-107.
2. Геращенко О.А. Методы и приборы для измерения потоков излучения. - В сб. "Лучистый теплообмен", Калининград, 1974, с. 52-69.
3. Орнинг, Шварц. "Энергетические машины и установки", № 3, 1972, с. 103-107.
4. Отс А.А., Пиркер Т.А., Сельг В.А. Способ исследования образования наружных отложений на топочных поверхностях нагрева. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", сер. А., № 277, 1969, с. 17-31.
5. Кременчегский Л.С. Современные тепловые приемники излучения и возможности их применения. ПТЭ, № 3, 1970, с. 12-31.
6. Геращенко О.А. Основы теплотрии. Киев, "Наукова Думка", 1971, 191 с.
7. Митор В.В. Теплообмен в топках паровых котлов. М.-Л., "Машиностроение", 1963, 180 с.
8. Gardon, R. An instrument for the direct Measurement of intense thermal radiation, RSI, vol.24, N 5, 1953.
9. Излучательные свойства твердых веществ, под ред. Шейндлина А.Е. М., "Энергия", 1974, 471 с.

I. Viilman, L. Klevtsov,
T. Lausmaa, I. Mikk, T. Tiikma

Equipment for Measuring Total Incident Heat
Fluxes in Operating Boilers and Stoves

Summary

The constructions of two probes, one for measuring the total hemispherical heat fluxes from 5 different rectangular directions and the other for measuring the narrow angle heat flux are presented in this article.

УДК 620.191.8:536.2.01

В.А.Варес

ВЛИЯНИЕ ВНУТРЕННИХ ОТЛОЖЕНИЙ НА
 РАСТЕЧКУ ТЕПЛА В СТЕНКЕ ЭКРАННОЙ
 ТРУБЫ ПАРОГЕНЕРАТОРА С.К.Д.

При расчете температурного режима труб парогенераторов по нормативному методу [1] используют формулы следующего типа:

$$t_{\text{ст.н}} = t + \beta \mu q_{\text{макс}} \left(\frac{\delta}{\lambda_m} \cdot \frac{2}{1 + \beta} + \frac{1}{\alpha_2} \right), \text{ } ^\circ\text{C} \quad (I)$$

- где $t_{\text{ст.н}}$ — температура наружной поверхности стенки трубы в точке максимального тепловосприятия, $^\circ\text{C}$;
 t — температура среды в трубе, $^\circ\text{C}$;
 β — отношение наружного диаметра трубы к внутреннему;
 μ — коэффициент растечки тепла;
 δ — толщина стенки трубы, м;
 λ_m — коэффициент теплопроводности металла стенки, Вт/(м·К);
 α_2 — коэффициент теплоотдачи от стенки к обогреваемой среде, Вт/(м²·К);
 $q_{\text{макс}}$ — тепловая нагрузка в точке максимального тепловосприятия, Вт/м².

Зависимость (I) предназначена для труб с чистой внутренней поверхностью, но в ходе эксплуатации там образуются отложения, сильно влияющие на температурный режим. Проблема особенно актуальна в нижней радиационной части парогенераторов сверхкритического давления (с.к.д.). Образовавшиеся отложения расположены неравномерно по периметру.

При использовании формулы (I) для загрязненной трубы возможен следующий подход.

I. Вместо коэффициента теплоотдачи α_2 вычислить эффективный коэффициент $\alpha_{2 \text{эфф.}}$, учитывающий термическое сопротивление слоя отложений.

$$\alpha_{2 \text{эфф.}} = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_2} + R_0}, \quad (2)$$

где R_0 — термическое сопротивление слоя отложений в точке максимального тепловосприятия, $\text{м}^2 \cdot \text{К}/\text{Вт}$.

2. Вместо коэффициента растечки тепла μ использовать коэффициент μ_0 , который учитывает неравномерное распределение отложений.

В данной статье на основе численного примера анализируется изменение коэффициента растечки тепла в процессе длительной эксплуатации. Путем решения дифференциального уравнения стационарной теплопроводности получаем температурное поле в стенке чистой и загрязненной труб.

Для расчета выбираем следующие типичные исходные данные.

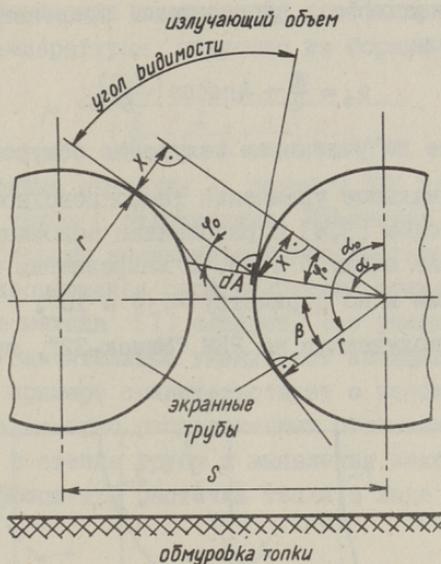
1. Труба 32 x 6 мм из I2XIMФ ($\lambda_m \cong 40 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$).
2. Давление среды 25 МПа.
3. Средняя массовая скорость среды $\rho w = 2000 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$.
4. Температура среды $t = 380^\circ\text{C}$.
5. Термическое сопротивление слоя отложений изменяется по периметру линейно от нуля в тыльной точке до $0,0001 \text{ м}^2 \cdot \text{К}/\text{Вт}$ в лобовой точке.
6. Коэффициент α_2 вычисляем по [I].
7. Тепловосприятие в более нагруженной точке труб $q_{\text{макс}} = 500000 \text{ Вт}/\text{м}^2$. Распределение теплового потока по периметру вычисляется согласно локальным угловым коэффициентам (см. фиг. I).

Согласно [2] можно записать для элементарной полоски dA :

$$\varphi_{dA} = \frac{1}{2} \int_{\varphi_0}^{\frac{\pi}{2}} d(\sin \varphi). \quad (3)$$

Определим угол φ_0 :

$$\frac{x}{r} = \sin \varphi_0; \quad \frac{r+r \cdot \sin \varphi_0}{s} = \cos(\alpha - \varphi_0); \quad \frac{r}{s} = \cos \alpha \cdot \cos \varphi_0 + \sin \varphi_0 (\sin \alpha - \frac{r}{s}).$$



Фиг. 1. К определению локальных угловых коэффициентов.

Введем обозначения $A = \frac{r}{S}$; $B = \cos \beta$; $C = \sin \alpha$; $D = C - A$.

$$A - D \cdot \sin \varphi_0 = B \cdot \cos \varphi_0;$$

$$(B^2 + D^2) \cdot \sin^2 \varphi_0 - 2 \cdot A \cdot D \cdot \sin \varphi_0 + A^2 - B^2 = 0;$$

$$\sin \varphi_0 = \frac{A \cdot D}{B^2 + D^2} (\mp) \sqrt{\frac{A^2 \cdot D^2}{(B^2 + D^2)^2} - \frac{A^2 - B^2}{B^2 + D^2}}.$$

Анализ показывает, что нас удовлетворяет решение только с минусом перед вторым членом.

$$\varphi_0 = \text{Arcsin} \frac{A \cdot D - B \cdot \sqrt{1 - 2 \cdot A \cdot C}}{A \cdot (1 - 2 \cdot A \cdot C) + 1}. \quad (4)$$

Подставляя выражение для φ_0 в (3), получаем

$$\varphi_{dA} = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{A \cdot D - B \cdot \sqrt{1 - 2 \cdot A \cdot C}}{A \cdot (1 - 2 \cdot A \cdot C) + 1} \right). \quad (5)$$

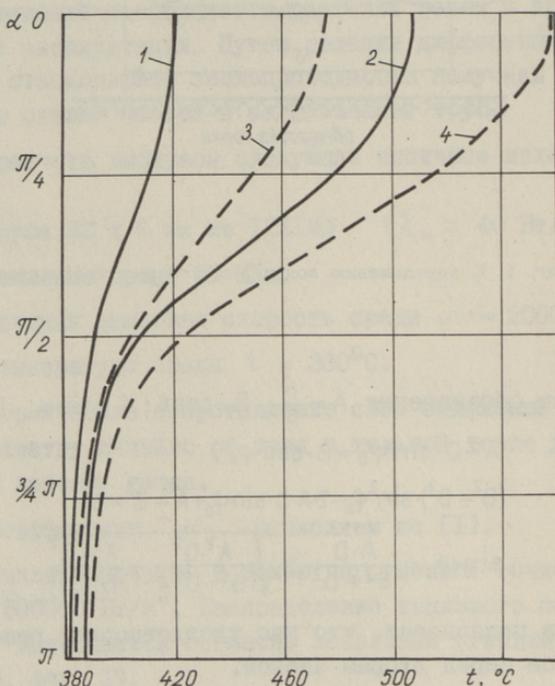
Определим угол α_0 , указывающий предельную точку зоны видимости факела.

$$\alpha_0 = \frac{\pi}{2} + \text{Arccos} \left(\frac{2 \cdot r}{S} \right). \quad (6)$$

В расчете не учитываем излучение обмуровки топки.

Дифференциальное уравнение теплопроводности решаем разностным методом [3,4] с разбиением половины продольного сечения трубы на сетку 6×19 . В направлении радиуса выбран шаг $1,25$ мм и по периметру $\pi/18 = 10^\circ$.

Решение, полученное на ЭВМ "Минск-32", приведено на фиг. 2.



Фиг. 2. 1 - внутренняя поверхность, чистая труба 3 - внутренняя поверхность, труба с отложениями
2 - наружная поверхность, чистая труба 4 - наружная поверхность, труба с отложениями.

Максимальные температуры в трубе без отложений $508,3^\circ\text{C}$ и в трубе с отложениями $558,3^\circ\text{C}$. Заметно сильное влияние отложений на температурный режим в лобовой части трубы.

Соотношение для определения коэффициента растечки по известным температурам получено из формул (I).

$$\mu = \frac{t_{\text{ст.н.}} - t}{\left(\frac{\delta}{\lambda_m} \cdot \frac{2}{1+\beta} + \frac{1}{\alpha_2}\right) \cdot \beta \cdot q_{\text{макс}}} \quad (7)$$

Вычисленные значения μ равны 0,926 для чистой трубы и 0,816 для трубы с отложениями. Изменение коэффициента растечки в сторону уменьшения можно считать закономерным, так как образовавшийся слой отложений снижает $\alpha_{2\text{эфф}}$. Из нормативного метода [I] следует, что уменьшение α_2 снижает и μ . Значительное уменьшение коэффициента растечки в настоящем примере свидетельствует о необходимости учета влияния неравномерно расположенных отложений на температурное поле в стенке трубы и выявления закономерностей изменения коэффициента растечки тепла в ходе длительной эксплуатации.

Л и т е р а т у р а

1. Тепловой расчет котельных агрегатов. Нормативный метод. М., "Энергия", 1973, 296 с.
2. З и г е л ь Р., Х а у э л л Дж. Теплообмен излучением. М., "Мир", 1975, 934 с.
3. В а з о в В., Ф о р с а й т Дж. Разностные методы решения дифференциальных уравнений в частных производных. М., ИЛ, 1963, 487 с.
4. К о р н Г., К о р н Т. Справочник по математике. М., "Наука", 1968, 720 с.

V. Vares

The Influence of the Inner Deposits on the
Temperature Distribution in the Furnace Tube
Wall of the Steam Generator

Summary

By the numerical solving of the steady-state heat transfer differential equation the temperature distributions in the tube wall are computed. The temperature distribution in the clean tube wall is compared with temperature distribution in the tube wall with uneven inner deposits.

УДК 620.191.8:620.192.47

В.А.Варес, Р.А.Круус, Х.А.Кяар, И.Р.Мякк

О ВЛИЯНИИ СТРУКТУРЫ НА КОНДУКТИВНЫЙ ТЕПЛОПЕРЕНОС
В ЖЕЛЕЗОКИСНЫХ ОТЛОЖЕНИЯХ

Накопление окислов железа (а также окислов меди, соединений кальция и магния) внутри труб поверхностей нагрева парогенераторов приводит к формированию пористого слоя отложений, который ухудшает температурные условия работы поверхностей нагрева и способствует интенсификации коррозионных процессов.

При докритических давлениях теплопроводность слоя отложений колеблется в широких пределах (от 0,5 до 35 Вт/(м·К)), что объясняется специфическими характеристиками структуры (эффект тепловой трубы) [1]. В этом случае кондуктивная составляющая теплообмена часто является незначительной и теплоперенос через слой отложений определяется испарением [2]. При сверхкритических давлениях роль кондуктивного теплопереноса существенно усиливается, а относительно узкие пределы колебания теплопроводности отложений смещаются в область низких значений (от 0,5 до 3 Вт/(м·К)).

Важнейшей исходной величиной для инженерного расчета температурного режима поверхностей нагрева в условиях формирования отложений следует считать их коэффициент теплопроводности или, как справедливо отмечается в [1] — эффективный коэффициент теплопроводности. Однако для выяснения влияния целого ряда факторов на эффективный коэффициент теплопроводности, и определения роли различных процессов теплообмена в пористых отложениях, целесообразно провести раздельный анализ. Ниже рассматривается связь кондуктивного механизма переноса тепла через слой отложений с его структурой.

Отправной точкой анализа является общепризнанный факт двухслойного характера структуры отложений [3,4,5], которые имеют существенно различные толщины и пористости. Поэтому, следуя [6], необходимо пользоваться понятием эквивалентного коэффициента теплопроводности ($\lambda_{\text{экв}}$) двухслойной стенки, который зависит от эффективной теплопроводности слоев и от их толщины.

$$\lambda_{\text{экв}} = \frac{\delta_I + \delta_{II}}{\frac{\delta_I}{\lambda_{\text{эфф},I}} + \frac{\delta_{II}}{\lambda_{\text{эфф},II}}}; \quad (I)$$

- δ - толщина слоя;
 $\lambda_{\text{эфф}}$ - эффективный коэффициент теплопроводности;
 индекс I - внутренний слой;
 индекс II - наружный слой.

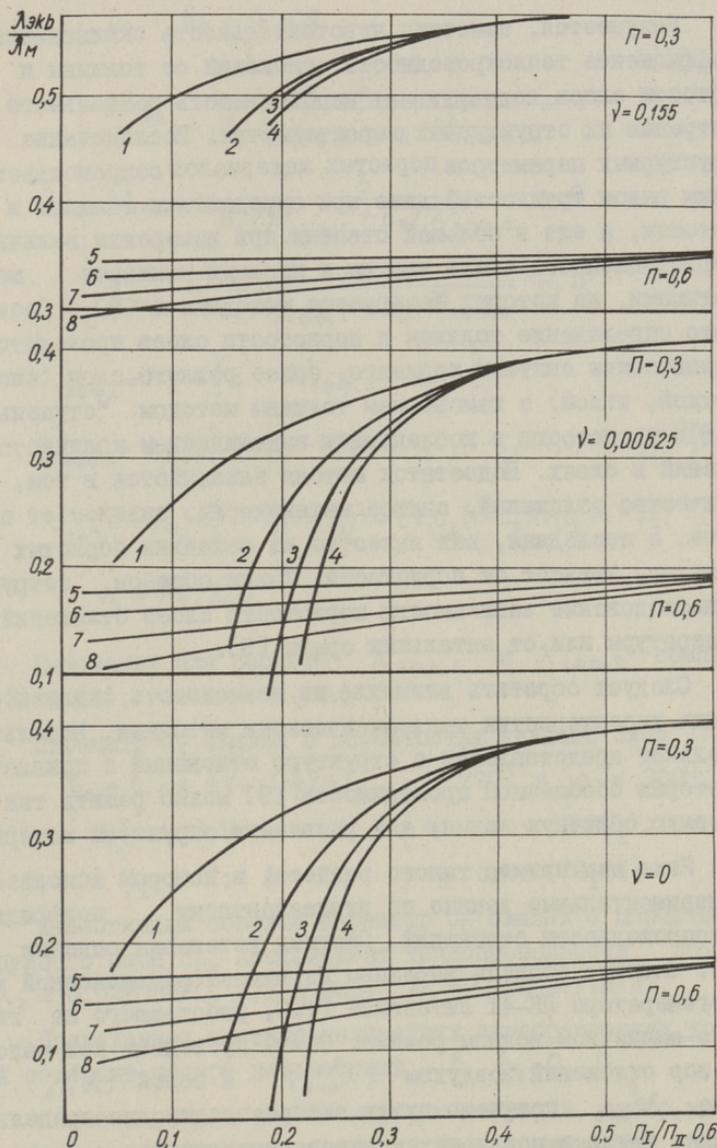
Эффективные коэффициенты теплопроводности слоев определяются величинами коэффициентов теплопроводности компонентов, их объемными долями, формой и взаимным расположением их в пространстве. Для примера нами использована взаимопроницающая структура [7], в которой компоненты образуют трехмерную решетку с кубической симметрией. На фиг. I показана зависимость отношения $\lambda_{\text{экв}}$ к коэффициенту теплопроводности магнетита (λ_m) (как основного составляющего окислов железа в реальных отложениях) от отношения пористостей слоев (Π_I/Π_{II}) и (δ_I/δ_{II}).

Расчеты проведены для трех значений ν , как отношения теплопроводности среды, заполняющей поровое пространство отложений, на λ_m (λ_m принято 4 Вт/(м·К)). Общая пористость отложений (Π) является отношением объема пор на полный объем материала и выбрана 0,3 и 0,6. На основе фиг. I сделаны следующие выводы:

- при отношении пористостей слоев $\Pi_I/\Pi_{II} > 0,6$, что соответствует относительно равномерному распределению пористости по слоям, эквивалентный коэффициент теплопроводности отложений определяется общей пористостью Π и по численному своему значению приближается к эффективному;

- при большой общей пористости ($\Pi = 0,6$) изменение параметра δ_I/δ_{II} (от 0,1 до 0,4) слабо влияет на $\lambda_{\text{экв}}$;

- при малой общей пористости ($\Pi = 0,3$) изменение параметра δ_I / δ_{II} (от 2 до 8) сильно влияет на $\lambda_{\text{ЭКВ}}$ (уменьшается от 1,5 до 8 раз), но это влияние вырождается с увеличением параметра γ ;



Фиг. 1. Зависимость относительного эквивалентного коэффициента теплопроводности отложений от структурных характеристик.

δ_I / δ_{II} ; 1 - 8; 2 - 6; 3 - 4; 4 - 2; 5 - 0,1; 6 - 0,2;
7 - 0,3; 8 - 0,4.

- существует область, где $\lambda_{\text{экв}}$ при общей пористости 0,3 меньше, чем при общей пористости 0,6 (область, в которой кривые 1-4 пересекают кривые 5-8), т.е. величина общей пористости Π не определяет однозначно эквивалентную теплопроводность.

Разумеется, заметная чувствительность эквивалентного коэффициента теплопроводности отложений от толщины и пористости слоев подчеркивает необходимость отдельного рассмотрения их структурных характеристик. Исследование структурных параметров пористых материалов сопровождается целым рядом трудностей даже при определении толщины и пористости, а еще в большей степени при измерении величин координационного числа частиц и площади контакта между частицами, на которых базируется методика в [5]. Весьма часто определение толщины и пористости слоев проводится механическим снятием верхнего, более рыхлого слоя кистью (щеткой, иглой) с измерением толщины методом "ступеньки" [3,8] и пористости с последующим взвешиванием количеств отложений в слоях. Недостаток метода заключается в том, что количество отложений, снятое механически, зависит от прочности, а последняя, как известно из механики пористых материалов, зависит от пористости. Таким образом, затруднено исследование зависимости пористости слоев отложений от температуры или от энтальпии среды [5].

Следует обратить внимание на возможность анализа структурных характеристик теплофизическими методами. Используя модельные представления о структуре отложений с привлечением теории обобщенной проводимости [9] можно решить так называемую обратную задачу для выявления структуры материала.

Ниже дан пример такого расчета, в котором использованы экспериментальные данные по эквивалентному коэффициенту теплопроводности отложений. Опытная установка описана в [10]. Опытные образцы вырезаны из нижней радиационной части парогенератора ПК-4I Литовской ГРЭС, работающего на гидразином-аммиачном водном режиме. Опыты проведены при заполнении пор отложений воздухом ($\lambda_{\text{экв}}^2$) и водой ($\lambda_{\text{экв}}^3$), значение $\lambda_{\text{экв}}^1$ получено путем экстраполяции для предельного случая, когда в порах нетеплопроводящая среда.

Используя (I) для трех эквивалентных коэффициентов теплопроводности и обозначив полную толщину отложений как δ , получим

$$\left\{ \begin{array}{l} \delta_I + \delta_{II} - \delta = 0 \\ \lambda_{\text{эКВ}}^1 - \frac{\delta}{\delta_I/\lambda_{\text{эфф},I}^1 + \delta_{II}/\lambda_{\text{эфф},II}^2} = 0 \\ \lambda_{\text{эКВ}}^2 - \frac{\delta}{\delta_I/\lambda_{\text{эфф},I}^2 + \delta_{II}/\lambda_{\text{эфф},II}^2} = 0 \\ \lambda_{\text{эКВ}}^3 - \frac{\delta}{\delta_I/\lambda_{\text{эфф},I}^3 + \delta_{II}/\lambda_{\text{эфф},II}^3} = 0, \end{array} \right. \quad (2)$$

где $\lambda_{\text{эфф},I}^1 = \lambda_m \cdot C_I^2$; $\lambda_{\text{эфф},II}^1 = \lambda_m C_{II}^2$;

$$\lambda_{\text{эфф},I}^2 = \lambda_m [C_I^2 + \nu_2(1-C_I)^2 + 2\nu_2 C_I(1-C_I)(\nu_2 C_I + 1 - C_I)^{-1}];$$

$$\lambda_{\text{эфф},II}^2 = \lambda_m [C_{II}^2 + \nu_2(1-C_{II})^2 + 2\nu_2 C_{II}(1-C_{II})(\nu_2 C_{II} + 1 - C_{II})^{-1}]; \quad (3)$$

$$\nu_2 = \lambda_2/\lambda_1. \quad (4)$$

Выражения для расчета $\lambda_{\text{эфф},I}^3$ и $\lambda_{\text{эфф},II}^3$ совпадают с (3) и (4), где $\nu_3 = \lambda_3/\lambda_m$.

Параметр C_I связан с пористостью нижнего слоя Π_I

$$C_I = 0,5 + A \cos(\varphi/3); \quad 270^\circ \leq \varphi \leq 360^\circ,$$

при $0 < \Pi_I \leq 0,5$; $A = -I$; $\varphi = \arccos(I - 2\Pi_I)$;

$0,5 < \Pi_I \leq I$; $A = I$; $\varphi = \arccos(2\Pi_I - I)$.

Аналогичным образом параметр C_{II} связан с пористостью наружного слоя Π_{II} . Коэффициент теплопроводности воздуха ($\lambda_2 = 0,025$ Вт/(м·К)) и воды ($\lambda_3 = 0,62$ Вт/(м·К)).

Приведенная система нелинейных алгебраических уравнений содержит четыре неизвестных - $\delta_I, \delta_{II}, \Pi_I, \Pi_{II}$.

Система решена на ЭВМ методом итераций, выбор которого обусловлен характером задачи. Имея в виду, что данные, входящие в уравнения, найдены на основе экспериментального материала, который содержит некоторую погрешность, задачу

необходимо рассматривать как некорректно поставленную [II].

Исходные данные и результаты расчета для образцов А и Б приведены в таблице I.

Т а б л и ц а I

Об- ра- зец	Тол- щина δ , мм	$\lambda^1_{\text{экв}}$	$\lambda^2_{\text{экв}}$	$\lambda^3_{\text{экв}}$	δ_{Γ}	δ_{Π}	Π_{Γ}	Π_{Π}	$\lambda^2_{\text{эфф, I}}$	$\lambda^2_{\text{эфф, II}}$
А	96	1,19	1,228	1,91	27,4	68,6	0,104	0,51	2,60	1,00
Б	84	1,20	1,242	2,038	23,8	60,2	0,084	0,497	2,81	1,04

Результаты расчета по толщинам слоев и по их пористостям не противоречат имеющимся экспериментальным данным [3, 4, 12]. Для примера в таблице приведены значения эффективного коэффициента теплопроводности обеих слоев при заполнении порового пространства воздухом.

Проверка обоснованности экстраполяции полученных данных проводилась на образце Б, с которым были проведены дополнительные опыты при заполнении пор вазелиновым маслом.

Сопоставление опытного значения эквивалентного коэффициента теплопроводности (1,46 Вт/(м·К)) с расчетным (1,39 Вт/(м·К)) указывает на расхождение ~ 5%.

Предложенная методика позволяет после экспериментального определения эквивалентного коэффициента теплопроводности отложений, как наиболее важной величины для инженерных расчетов температурного режима поверхностей нагрева, аналитически определить и структурные характеристики, что способствует более глубокому анализу теплопереноса через слои отложений.

Л и т е р а т у р а

1. Рассохин Н.Г. и др. О теплопроводности железистых отложений. "Теплоэнергетика", 1973, № 9.

2. M a s b e t h, R. V., T r a n b e r t h, R., W o o d, R. W. An investigation into the effect of crude deposits on surface temperature, dryout and pressure drop, with forced convection boiling of water at 69 bar in annular test section. AEEW-R-705, 1971.

3. Г л е б о в В.П., Э с к и н Н.Б., З у с м а н В.М. Влияние внутренних железистых отложений на температурный режим работы труб радиационных поверхностей нагрева парогенераторов сверхкритического давления. "Теплоэнергетика", 1975, № II.

4. В а р е с В.А. и др. Исследование некоторых структурных характеристик внутренних железистых отложений. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 416, Таллин, 1977.

5. Ч у д н о в с к а я И.И., Ш т е р н З.Ю. Исследование теплофизических свойств ферритовых (магнетитовых) отложений на трубах парогенераторов. Труды ЦКТИ, № 139, Л., 1976.

6. И с а ч е н к о В.П., О с и п о в а В.А., С у - к о м е л А.С. Теплопередача. Изд. 3-е перераб. и доп. М., "Энергия", 1975.

7. Д у л ь н е в Г.Н. Перенос тепла через твердые дисперсные системы. ИФЖ, т. 9, 1965, № 3.

8. Ч у д н о в с к а я И.И., Ш т е р н З.Ю. Влияние водно-химических режимов на теплофизические свойства внутренних образований. "Теплоэнергетика", 1977, № 6.

9. Д у л ь н е в Г.Н., З а р и ч н я к Ю.П. Теплопроводность смесей и композиционных материалов. М.—Л. "Энергия", 1974.

10. В а р е с А.А. и др. Об определении термического сопротивления железистых отложений на внутренней поверхности труб.—"Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 416, Таллин, 1977.

11. Т и х о н о в А.Н., А р с е н и н В.Я. Методы решения некорректных задач. М., "Наука", 1974.

12. З е н к е в и ч Ю.В. и др. Термическое сопротивление железистых образований при трех водно-химических режимах. "Внутритрубные физико-химические процессы и поведение веществ в пароводяном тракте ГРЭС СКД и ТЭЦ СВД" (тезисы докладов). М., 1976.

V. Vares, R. Kruus, H. Käär, I. Mikk

On the Influence of the Structure of Ferrous-
-Oxide Deposits on Conduction Heat Transfer

Summary

In this paper a concept of equivalent thermal conductivity for ferrous-oxide deposits with two-layers structure is proposed.

Experimental data for two specimens and the method for analytical determination of the thicknesses and porosities for both layers are given.

УДК 620.191.8:620.192.47

В.А.Варес, Р.А.Круус,
Х.А.Кяр, И.Р. Микк

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ ВНУТРЕННИХ
ОТЛОЖЕНИЙ КОТЕЛЬНЫХ ТРУБ В ИНТЕРВАЛЕ
300 - 500°C

Температурный режим экранных поверхностей нагрева котлов с.к.д. главным образом зависит от свойств и количества образовавшихся в трубах железистоокисных отложений.

Ниже описывается методика и установка для определения термического сопротивления и теплопроводности натуральных отложений без присутствия пароводяной среды.

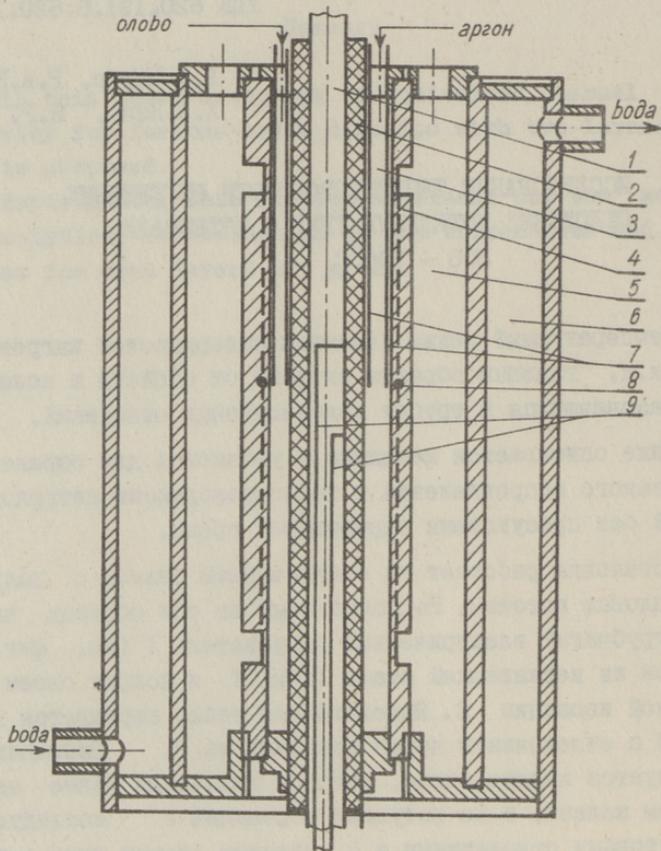
Установка работает на стационарном режиме с радиальным тепловым потоком. Расположенный на оси образца низкоомный трубчатый электрический нагреватель 1 (см. фиг. 1) выполнен из нержавеющей стали Х18Н12Т и покрыт слоем электрической изоляции 2. Выделяющееся тепло передается к образцу 4 с отложениями через заполнитель 3. Заполнителем используется жидкое олово, которое химически менее активно, чем железо, и не вступает в реакцию с исследуемыми магнетитовыми отложениями и с металлом стенки труб, а также имеет относительно высокий коэффициент теплопроводности (~ 34 Вт/(м·К)) в жидком состоянии.

Исследовалась и возможность применения твердых заполнителей как в [1], но при температурах около 500°C от них пришлось отказаться по следующим причинам.

1. Заполнять опытный образец можно лишь при температурах выше точки плавления заполнителя, которая не должна быть ниже 500°C. Такое повышение температуры может менять

не только структуру магнетитовых отложений, но и привести к химическим превращениям.

2. В широком интервале температур на точность измерений существенно влияет разность в коэффициентах расширения металла образца и металла заполнителя.



Фиг. 1. Схема опытной установки.

1 - нагреватель; 2 - слой изоляции; 3 - жидкое олово; 4 - стенка образца; 5 - порошок корунда; 6 - водяная рубашка; 7 - гильзовые термомпары; 8 - термомпары в стенке; 9 - потенциальные выводы.

Это приводит к образованию зависящего от температуры зазора между отложениями и заполнителем, или к уплотнению слоя отложений. Последний разрушает исследуемый объект - магне-

титовый слой, а образование зазора является источником трудноучитываемых погрешностей.

Теплоотвод производится холодной сетевой водой 6 через слой порошка корунда 5.

Температуру измеряют хромель-копелевыми термопарами. Термопары 8 в стенке образца (шесть термопар по периметру) прикреплены к металлу при помощи конденсаторной сварки. Температуры в олове измеряют гильзовыми термопарами 7. Продольные канавки на наружной поверхности образца уменьшают растечку тепла по периметру.

Стенд питается от сети 220 В. В электрическую схему входят: стабилизатор напряжения С-09, трансформатор для питания нагревателя и автотрансформатор. Падение напряжения на изотермическом участке нагревателя (между потенциальными выводами) измеряют цифровым прибором ВК7-10А/1 (класс точности при измерении переменного напряжения 0,2), а ток с помощью трансформатора тока УТТ-6М2 и амперметра Д 533 (класс точности 0,2).

Температуры измеряют потенциометром ШШ-63.

Для расплавления олова при заполнении образца используют вспомогательный сосуд и трубопровод с электрическим обогревом. Система продувки установки аргоном предотвращает окисление олова.

Линейное термическое сопротивление слоя отложений R_{ℓ}^0 определяется следующим образом:

$$R_{\ell}^0 = R_{\ell}^{\Sigma} - (R_{\ell}^{Sn} + R_{\ell}^K + R_{\ell}^M), \text{ м}\cdot\text{К}/\text{Вт},$$

где R_{ℓ}^{Σ} — суммарное линейное термическое сопротивление, м·К/Вт;

R_{ℓ}^{Sn} и R_{ℓ}^M — линейные термические сопротивления соответственно олова и металла стенки трубы, м·К/Вт;

R_{ℓ}^K — контактное линейное термическое сопротивление, м·К/Вт.

R_{ℓ}^{Σ} определяют перепадом температуры между термопарами в олове и стенке образца и электрически измеряемым тепловым потоком на изотермическом участке.

R_{ℓ}^{Sn} и R_{ℓ}^M находят по формуле

$$R_e = \frac{\ln \frac{d_2}{d_1}}{2\pi\lambda}, \quad (2)$$

где d_1 и d_2 — диаметры слоев,
 λ — коэффициент теплопроводности материала слоя по [1] и [2], Вт/(м·К).

Для определения контактного термического сопротивления на поверхности олово — слой отложений провели тарировочные опыты с образцами без отложений. Определенное таким образом R_e^k естественно включает и некоторые систематические погрешности.

После испытания каждого образца из них приготовили поперечные шлифы для уточнения расположения термопар и размеров образца, а также для определения толщины слоя отложений. Зная толщину, можно вычислить коэффициент теплопроводности.

На установке исследовали два образца (1 и 2), вырезанные из нижней радиационной части котлов ПК-4I Конаковской ГРЭС, два из котлов ПК-4I Литовской ГРЭС (3-4) и один из котла ТТМП-II4 Костромской ГРЭС (5). Последний образец работал в условиях комплексонного водного режима, а все остальные — в условиях традиционного (гидразинно-аммиачного) водного режима.

С каждым образцом проведены 20-25 режимов в сторону увеличения температуры между соседними режимами, и такое же количество режимов в сторону уменьшения температуры. При этом систематического расхождения данных не наблюдается.

Основные результаты испытаний приведены в таблице I.

Расчет угла по периметру начинается с предполагаемой лобовой точки образца, где толщина отложений максимальная. У четвертого образца отложения распределились равномерно и лобовую точку не определили.

Приведенные значения по термическому сопротивлению и теплопроводности отложений получены осреднением опытных точек во всем диапазоне температур от 300 до 500°C, так как существенной зависимости свойств отложений от температуры ни у одного образца не наблюдалось.

При сравнении результатов с данными других работ [1,4] надо учитывать, что поры отложений в настоящих исследова-

ниях были заполнены воздухом.

Т а б л и ц а I

№ образца	Водный режим	Угол по периметру	Толщина отложений $\text{м} \cdot 10^{-6}$	Термическое сопротивление $\text{м}^2 \cdot \text{К}/\text{Вт} \cdot 10^{-6}$	Теплопроводность отложений, $\text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$
1	гидразинно-аммиачный	0°	45	86,1	0,52
		120°	39	56,8	0,69
		180°	31	42,2	0,73
		240°	36	51,1	0,70
		300°	45	62,8	0,72
2	гидразинно-аммиачный	0°	232	406,8	0,57
		60°	190	378,5	0,50
		120°	93	147,2	0,63
		180°	86	150,2	0,72
		300°	160	227,2	0,70
3	гидразинно-аммиачный	0°	100	110,5	0,91
		120°	39	39,2	1,00
		180°	45	34,9	1,29
		240°	45	28,8	1,56
4	гидразинно-аммиачный	-	75	47,3	1,59
5	комплексонный	0°	90	182,2	0,49
		60°	58	105,9	0,55
		300°	56	106,9	0,52

Теплопроводность отложений у исследуемых образцов с гидразинно-аммиачным водным режимом находится в пределах 0,5 — 1,6 Вт/(м·К). Имеется небольшая тенденция увеличения теплопроводности от лобовой точки образца к тыльной. Учитывая двухслойную структуру слоя [1,4,5], это объясняется уменьшением доли наружного более пористого слоя на тыльной стороне.

Бросаются в глаза относительно низкие коэффициенты теплопроводности пятого образца (комплексонный водный режим) по сравнению с данными в [4]. У образцов гидразинно-аммиачного режима такого несоответствия не наблюдается. Это может свидетельствовать о такой структуре отложений комплексонного режима, при которой изменение теплопроводности заполнителя пор вызывает большие изменения эффективной теплопроводности слоя, чем у отложений гидразинно-аммиачного режима.

В заключение можно рекомендовать данную методику для сравнительного изучения теплофизических свойств натуральных отложений в диапазоне температур 300-500°C.

Л и т е р а т у р а

1. В а р е с А.А., В а р е с В.А., К р у с Р.А. и др. Об определении термического сопротивления железистых отложений на внутренней поверхности труб. "Тр.Таллинск. политехн. ин-та", 1977, с. 149-154.

2. Н е й м а р к Б.Е. Физические свойства стали и сплавов, применяемых в энергетике. М., "Энергия", 1967.

3. Ч и р к и н В.С. Теплофизические свойства материалов ядерной техники. М., "Атомиздат", 1968.

4. З е н к е в и ч Ю.В. П а в л о в И.С., С у т о ц к и й Г.П. и др. Термическое сопротивление железистых образований при трех водно-химических режимах. В тезисах докладов Всесоюзного научно-технического совещания "Внутрикотловые физико-химические процессы и поведение веществ в пароводяном тракте ГРЭС СКД и ТЭЦ СВД", М., 1976, с. 50-51.

5. В а р е с В.А., Г л е б о в В.П., З у с м а н В.М. и др. Исследование некоторых структурных характеристик внутренних железистых отложений. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1977, № 416, с. 141-147.

V. Vares, R. Kruus, H. Käär,
I. Mikk

An Investigation of Thermal Conductivity
of Inner Deposits on Boiler Tubes at
300...500 °C

Summary

In this paper the method and installation for experimental determining of thermal conductivity of the inner magnetite deposits on the steam-generator tubes are described.

The steady-state method for cylindrical geometry is based on complementary layer of liquid tin for conducting heat flux to deposits.

Experimental data for five specimens are presented here.

УДК 621.431.74

В.К.Трейель

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ
В ГЛАВНЫХ СУДОВЫХ ДИЗЕЛЯХ I2 PC 2 V400
С ПОМОЩЬЮ ЭВМ

На транспортном рефрижераторе "Ботнический залив", построенном по заказу СССР на судовой верфи "Шантье де Бретань" (Франция), в качестве главных двигателей установлены два среднеоборотных четырехтактных двигателя I2 PC 2 V400 фирмы Пильстик, максимальной мощностью 4103 кВт. Ниже приводятся результаты исследований термодинамических процессов этих двигателей при различных эксплуатационных показателях (угол подачи топлива, температура продувочного воздуха, момент начала сгорания, длительность подачи топлива и т.д.). В качестве базовых величин для исследований приняты конструктивные данные и результаты экспериментальных исследований, проводимых ЭРПО "Океан" в течение эксплуатационного рейса в 1975 году.

А. Расчетные формулы для исследования

Расчетные формулы составляются по методике Л.А.Самсонова [2]. Расчет начинается с момента открытия выпускного клапана расчетного цилиндра (140 град. п.к.в. после ВМТ). Исходные данные для моделирования в режиме полного переднего хода приведены в таблице I.

Т а б л и ц а I

№ п.п.	Величины	Обозначения	Размерность	Значение величин
I	2	3	4	5
1.	Давление окружающей среды	P_0	МПа	0,102
2.	Температура окружающей среды	T_0	К	298
3.	Степень сжатия	ε	-	12,5
4.	Максимальное давление сгорания	P_z	МПа	7,6
5.	Давление сжатия	P_c	МПа	6,0
6.	Давление продувочного воздуха в ресивере	P_s	МПа	0,1744
7.	Температура продувочного воздуха перед цилиндрами	T_s	К	311
8.	Диаметр впускного и выпускного клапанов	d	м	0,1
9.	Высота подъема клапанов	h	м	0,028
10.	Угол наклона фаски клапанов	α	град	45
11.	Потери давления в воздушных фильтрах	ΔP_Φ	мм рт.ст.	50
12.	Потери давления в воздухоохладителе	ΔP_B	МПа	$2,6 \cdot 10^{-3}$
13.	Давление воздуха за компрессором	P_K	МПа	0,177
14.	Расход топлива ^x	G	кг/час	775
15.	Температура выпускных газов	T_T	К	715
16.	Среднее индикаторное давление	P_i	МПа	12,8
17.	Мощность главного двигателя	N_i	кВт	3625
18.	Число оборотов турбокомпрессора	$n_{гтн}$	об/мин	17000
19.	Температура охлаждающей воды после двигателя	$t_{\text{вык}}$	С	65
	перед двигателем	$t_{\text{вх}}$	С	60
20.	Температура забортной воды	t_b	С	11

Продолжение таблицы I

I	2	3	4	5
21.	Скорость судна	V	узлы	16,6
22.	Число оборотов главного двигателя	n	об/мин	500

X Топливо газотурбинное ГОСТ 10433-63

Модель исследований с учетом вышеприведенных данных имеет вид:

$$\left. \begin{aligned}
 T_{ц} &= 1065 + \int \left\{ \left\{ \frac{1}{57,3} \cdot \frac{T_{ц}}{C_{vcm}} \left\{ \frac{1,986 \cdot C}{S \cdot \mu_{cm}} + \frac{129}{\mu_{cm} \cdot S \cdot P_{ц}} [G_{н} \cdot C_{рн} \cdot T_{с} - \right. \right. \right. \\
 &\quad - G_{ц} \cdot \bar{C}_{рсм}^* \cdot T_{ц}^* - G_3 \cdot \bar{C}_{рсм} \cdot T_{ц} + 175 G_T - Q_{cm} + 9500 G_T - 45 G_T - \\
 &\quad \left. \left. \left. - \bar{C}_{vcm} \cdot T_{ц} (G_{н} - G_{ц} - G_3 + G_{обp} - G_{np} + G_T) \right] \right\} \right\} d\varphi; \\
 G_{p,T} &= 0,101 + \int (G_{н} - G_{ц} - G_3 + G_{обp} - G_{np} + G_T) \frac{d\varphi}{3000}; \\
 P_{ц} &= \frac{848 T_{ц}}{\mu_{cm} \cdot V_{ц}}.
 \end{aligned} \right\} (I)$$

Здесь

$$C_{vcm} = \frac{C_{vb} \cdot G_{bc} + C_{vr} \cdot G_{rc}}{G_{bc} + G_{rc}};$$

$$C_{vb} = 0,156 + 0,0000484 T_{ц};$$

$$C_{vr} = 0,162 + 0,000068 T_{ц};$$

$$G_{bc} = 458 \cdot 10^{-2} + \int (G_{н} + G_{ц}^b - G_3^b - G_{обp}^b - G_{np}^b - G_{б2op}) \frac{d\varphi}{3000};$$

$$G_{н} = \frac{153}{\sqrt{T_s}} \sqrt{\left(\frac{P_{ц}}{0,1744} \right)^{1,43} - \left(\frac{P_{ц}}{0,1744} \right)^{1,71}}; \text{ при } 4\pi k + 170 \leq \varphi \leq 445 + 4\pi k;$$

$$k = 0, 1, 2, 3 \dots$$

$$\text{При } P_{ц} \geq 0,1744 \text{ МПа, } G_{н} = 0;$$

$$G_{ц} = 0,99 \cdot 10^{-2} \sqrt{\frac{P_{ц}}{V_{ц}}}; \quad \text{при } P_{ц} \geq 0,287 \text{ МПа};$$

$$G_{\text{u}} = 4,1 \cdot 10^{-2} \cdot \sqrt{\left(\frac{0,154}{P_{\text{u}}}\right)^{1,49} - \left(\frac{0,154}{P_{\text{u}}}\right)^{1,75}} \quad \text{при } P_{\text{u}} < 0,287 \text{ МПа};$$

$$\text{при } 4\pi\kappa + 0 \leq \varphi \leq 280 + 4\pi\kappa;$$

$$\kappa = 0, 1, 2, 3 \dots$$

$$\text{При } P_{\text{u}} \leq 0,154 \text{ МПа, } G_{\text{u}} = 0;$$

$$G_{\text{u}}^{\text{б}} = 0,458 G_{\text{u}};$$

$$G_3 = 3,56 \cdot 10^{-2} \cdot \sqrt{\left(\frac{0,1744}{P_{\text{u}}}\right)^{1,49} - \left(\frac{0,1744}{P_{\text{u}}}\right)^{1,75}} \cdot \sqrt{\frac{P_{\text{u}}}{V_{\text{u}}}};$$

$$\text{при } 4\pi\kappa + 170 \leq \varphi \leq 445 + 4\pi\kappa$$

$$\kappa = 0, 1, 2, 3 \dots$$

$$\text{При } P_{\text{u}} \leq 0,1744 \text{ МПа, } G_3 = 0;$$

$$G_3^{\text{б}} = G_3 \cdot \frac{G_{\text{вu}}}{G_{\text{p.т}}};$$

$$G_{\text{обp}} = 3,88 \sqrt{\left(\frac{P_{\text{u}}}{0,154}\right)^{1,49} - \left(\frac{P_{\text{u}}}{0,154}\right)^{1,75}};$$

$$\text{при } 4\pi\kappa + 0 \leq \varphi \leq 720 + 4\pi\kappa;$$

$$\kappa = 0, 1, 2, 3 \dots$$

$$\text{При } P_{\text{u}} \geq 0,154 \text{ МПа, } G_{\text{обp}} = 0;$$

$$G_{\text{обp}}^{\text{б}} = 0,458 G_{\text{обp}};$$

$$G_{\text{np}} = \frac{0,46 \cdot S_{\text{np}} \cdot P_{\text{u}}}{\sqrt{R_{\text{p.т}} \cdot T_{\text{u}}}};$$

$$G_{\text{np}}^{\text{б}} = G_{\text{np}} \frac{G_{\text{вu}}}{G_{\text{p.т}}};$$

$$S = 0,23(1 - \cos \varphi_1 + 0,25 \sin \varphi_1) + 0,03$$

$$C = 0,23(\sin \varphi_1 + 0,25 \sin 2\varphi_1)$$

$$\left. \begin{array}{l} S = 0,23(1 - \cos \varphi_1 + 0,25 \sin \varphi_1) + 0,03 \\ C = 0,23(\sin \varphi_1 + 0,25 \sin 2\varphi_1) \end{array} \right\} \varphi_1 = 140 + \varphi$$

$$\bar{C}_{\text{вcm}} = \frac{\bar{C}_{\text{вb}} \cdot G_{\text{вu}} + \bar{C}_{\text{вр}} \cdot G_{\text{ру}}}{G_{\text{вu}} + G_{\text{ру}}};$$

$$\bar{C}_{\text{вb}} = 0,162 + 0,000068 T_{\text{u}};$$

$$\bar{C}_{vr} = 0,1635 + 0,0000254 T_u;$$

$$G_{r_u} = 5,56 \cdot 10^{-2} + \int (18,05 G_T - G_u^r - G_3 + G_{\text{одр}}^r - G_{\text{нр}}^r) \frac{d\varphi}{3000};$$

$$G_u^r = G_u - G_u^b;$$

$$G_3^r = G_3 - G_3^b;$$

$$G_{\text{одр}}^r = G_{\text{одр}} - G_{\text{одр}}^b;$$

$$G_{\text{нр}}^r = G_{\text{нр}} - G_{\text{нр}}^b;$$

$$G_T = \frac{12,93}{\Delta\varphi} \quad \text{при } 4\pi\kappa + x \leq \varphi \leq 4\pi\kappa + x + \Delta\varphi;$$

$$G_T' = 12,93 \cdot \frac{\varphi^*}{\varphi_c} \cdot e^{\frac{\varphi^*}{\varphi_c}} \quad \text{при } 2\pi\kappa + 580 - \varphi^* \leq \varphi \leq 90 \leq \text{до момента,}$$

$$\text{когда } \Sigma G_T - \Sigma G_T' = 0;$$

$$G_{\text{нар}} = \int (G_T - G_T') \frac{d\varphi}{3000};$$

$$G_{\text{бздр}} = 17,05 G_T;$$

$$\mu_{cm} = \frac{28,79 G_{\text{бу}} + 29,03 G_{r_u} + 150 G_{\text{нар}}}{G_{p.t}};$$

$$\bar{C}_{pcm} = C_{vcm} + \frac{1,986}{\mu_{cm}};$$

$$R_{R.T} = \frac{848}{\mu_{cm}};$$

$$\bar{C}_{p.H} = 0,229 + 0,0000208 T_s;$$

$$T_u^* = \frac{G_{r_u} \cdot T_u + G_{\text{бу}} \cdot T_s}{G_{r_u} + G_{\text{бу}}};$$

$$V_u = \frac{0,127 \cdot S}{G_{p.t}};$$

$$\bar{C}_{pcm}^* = \frac{6,74 + 0,000737 T_u^*}{\mu_{cm}};$$

$$Q_{cm} = (T_u - 336) (0,088 + 0,136 \cdot S) \frac{1}{2,88 + \frac{870}{\sqrt{P_u \cdot T_u}}},$$

где дополнительно к обозначениям, приведенным в [2],

- χ — момент начала подачи топлива в цилиндр, град.п.к.в. (экспериментально получено $\chi = 573$ град.п.к.в.);
- $\Delta\varphi$ — длительность подачи топлива в цилиндр, град.п.к.в.) (экспериментально получено $\Delta\varphi = 17$ град. п.к.в.);
- φ^* — значение угла начала сгорания до ВМТ, град.п.к.в., (экспериментально получено $\varphi^* = 1$ град.п.к.в.);
- $S_{пр}$ — площадь просвета уплотнений, м;
- φ_c — значение угла поворота коленчатого вала от начала сгорания, при котором скорость сгорания топлива достигает максимального значения, град.п.к.в.

Б. Результаты исследований

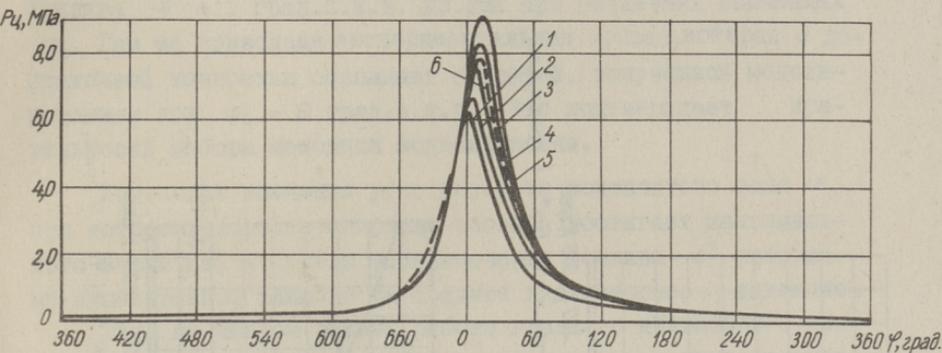
Решение системы уравнений (I) по всему циклу выполнялось по методу Эйлера. Через 720 град.п.к.в. после открытия выпускного клапана начинается повторный расчет процессов, протекающих в цилиндре, который будет отличаться от первого тем, что за исходные данные принимаются соответствующие величины, полученные в конце расчета первого цикла.

Моделирование выполняется при различных значениях χ , $\Delta\varphi$, φ^* , φ_c , $S_{пр}$ и T_s .

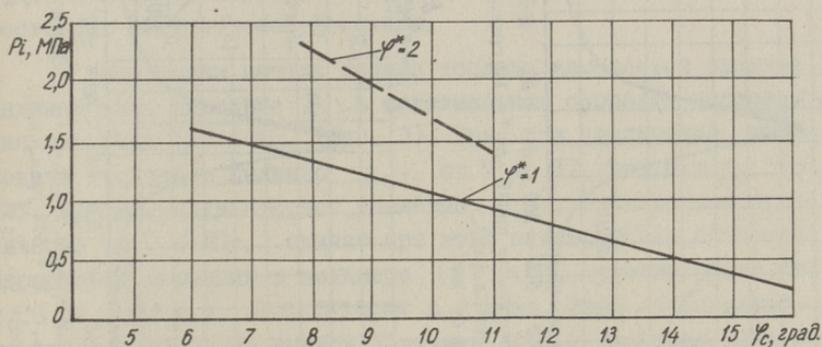
Как известно, период задержки самовоспламенения τ и величина угла поворота коленчатого вала, считая от начала сгорания, при котором скорость сгорания достигает своего максимального значения φ_c , зависят от химического состава топлива, физических и конструктивных факторов, от режима работы двигателя, а также от закона подачи топлива [1]. Экспериментально получено, что на базовом режиме момент начала самовоспламенения составляет $\varphi^* = 1$ град.п.к.в. до ВМТ ($\tau = 6$ град.п.к.в.) и $\varphi_c = 6$ град.п.к.в.

Расчетный угол подачи топлива для двигателей I2 PC 2 V 400 составляет 12 град.п.к.в. до ВМТ, при которой $\chi = 568$ град.п.к.в. В эксплуатации на ТР "Ботнический завод" угол подачи топлива установлен 7 град. п.к.в. до ВМТ ($\chi = 573$ град.п.к.в.).

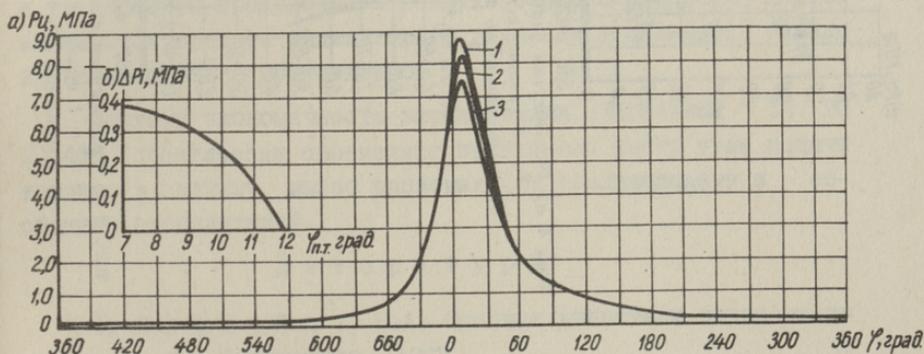
На фиг. I приведены развернутые индикаторные диаграммы, полученные моделированием при начале самовоспламенения



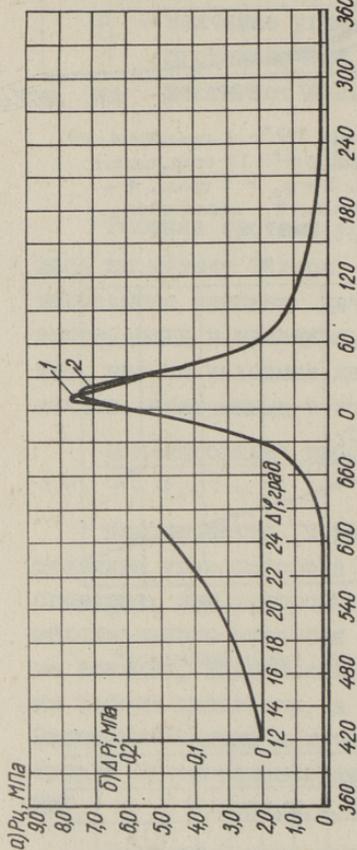
Фиг. 1. Развернутые индикаторные диаграммы ($\varphi^* = 1$ град.п.к.в. до ВМТ, $T_s = 311$ К, $X = 573$ град.п.к.в., $\Delta\varphi^* = 17$ град.п.к.в.)
 1 - $\varphi_c = 16$ град, 2 - $\varphi_c = 10$ град, 3 - $\varphi_c = 7$ град., 4 - $\varphi_c = 6$ град., 5 - $\varphi_c = 5$ град.п.к.в., 6 - экспериментальная кривая.



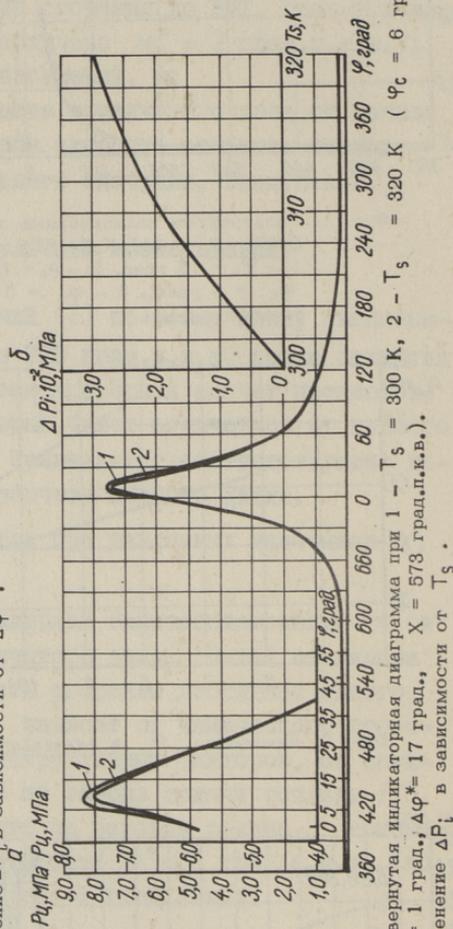
Фиг. 2. Изменение P_i в зависимости от φ_c при различных φ^* .



Фиг. 3.а) Развернутые индикаторные диаграммы при 1 - $X = 568$ град.,
 2 - $X = 570$ град., 3 - $X = 573$ град., ($\varphi^* = 1$ град.п.к.в.,
 $T_s = 311$ К, $\Delta\varphi^* = 17$ град.п.к.в., $\varphi_c = 6$ град.п.к.в.)
 б) Изменение ΔP_i в зависимости от $\varphi_{п.т.}$



Фиг. 4 а) Развернутая индикаторная диаграмма при $1 - \Delta\varphi^* = 12$ град., $2 - \Delta\varphi^* = 24$ град., п.к.в. ($\varphi^* = 1$ град., п.к.в., $\varphi_c = 6$ град., п.к.в., $X = 573$ град., п.к.в.).
 б) Изменение ΔP_c в зависимости от $\Delta\varphi^*$.



Фиг. 5 а) Развернутая индикаторная диаграмма при $1 - T_s = 300$ К, $2 - T_s = 320$ К ($\varphi_c = 6$ град., $\varphi^* = 1$ град., $\Delta\varphi^* = 17$ град., $X = 573$ град., п.к.в.).
 б) Изменение ΔP_c в зависимости от T_s .

топлива $\varphi^* = 1$ град.п.к.в. до ВМГ при различных значениях φ_c . Там же приведена экспериментальная кривая, которая с достаточной точностью совпадает с кривой, полученной моделированием при $\varphi_c = 6$ град.п.к.в. Это подтверждает правильность выбора методики моделирования.

Изменение значения угла поворота коленчатого вала φ_c , при котором скорость сгорания топлива достигает максимального значения, и начало воспламенения топлива φ^* оказывают существенное влияние на среднее индикаторное давление.

Так, на данном режиме работы главного двигателя с изменением φ_c с 6 до 10 град.п.к.в. среднее индикаторное давление P_i уменьшается более чем на 0,5 МПа (фиг. 2). Поэтому необходимо в эксплуатации держать стабильный режим испарения топлива в цилиндре, что достигается, как правило, поддержанием температурного режима топлива и хорошего состояния распылителей форсунок.

С изменением начала подачи топлива изменяется среднее индикаторное давление P_i и максимальная скорость нарастания давления $(\Delta P / \Delta \varphi)_{\max}$ (фиг. 3). Так, при увеличении угла подачи топлива в цилиндр $\varphi_{п.т}$ от 7 до 12 град.п.к.в. до ВМГ, среднее индикаторное давление P_i увеличивается практически на 0,4 МПа, однако при этом максимальная скорость нарастания давления в цилиндре $(\Delta P / \Delta \varphi)_{\max}$ возрастает от 2,16 до 3,97 т.е. практически в 2 раза. Этим обусловлено желание эксплуатационников понизить $\varphi_{п.т}$, уменьшая нагрузку на подшипники двигателя.

С изменением времени подачи топлива в цилиндр (фиг. 4) и температуры продувочного воздуха перед цилиндрами (фиг. 5) изменяется среднее индикаторное давление в цилиндре, однако их влияние менее существенно.

Поэтому экономичность эксплуатации двигателей 12 РС 2 V 400 практически определяют правильный выбор угла подачи топлива в цилиндр, выбор рациональной топливоподачи и состояние распылителей.

Л и т е р а т у р а

Г. Ваншейдт В.А. Судовые двигатели внутреннего сгорания. Л., Судпромгиз, 1962.

2. Самсонов Л.А. Математическое моделирование термодинамических процессов четырехтактных турбопоршневых двигателей на ЭВМ. "Судовые силовые установки", Л., ММФ, №10, 1973.

V. Treiel

The Research of Thermodynamic Processes in the Main Marine Engine of 12 PC 2V 400 Type by Computer

Summary

The results of research of thermodynamic processes occurring in the main marine engine of 12 PC 2V 400 type with different indices are given in this article.

The following indices have been taken for this purpose: the angle of fuel supply, the temperature of the blowing, the initial time of fuel burning and duration of fuel input.

Accordingly the recommendations for operating the above indicated engines have been presented in the article, the recommendations being the result of the research.

С о д е р ж а н и е

I.	К.Э.Раур, Л.М.Нйспуу. Статистический анализ работы молотковых мельниц на Прибалтийской ГРЭС.	3
2.	Л.М.Нйспуу, К.Я.Полферов, К.Э.Раур, А.В. Прикк. Некоторые характеристики инерционной сепарации пыли горючих сланцев.	13
3.	К.Э.Раур, Л.М.Нйспуу. Метод расчета удельной поверхности эстонских горючих сланцев	23
4.	К.Э.Раур, Л.М.Нйспуу. О влиянии влажности сланца на эффективность размола.	29
5.	А.А.Отс, Д.М.Егоров, К.Ю.Саар. Образование окислов азота из азота жидкого топлива	37
6.	А.Я.Махлапуу, А.А.Отс, А.А.Пайст, А.П.Пообус. Перераспределение компонентов неорганической части березовского угля в промышленной топке	45
7.	Э.Г.Хертер, А.А.Отс, Х.Х.Арро, М.П.Нуутре. Превращение золы лейпцигского бурого угля при прокаливании в лабораторных условиях.	55
8.	Х.Х.Арро, В.Я.Кеэров, Р.В.Тоурт, А.М.Калмару, Р.Ю.Талумаа. Исследование загрязнения поверхностей нагрева золовыми отложениями в условиях сжигания сланцевого масла УТТ-500 на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве.	65
9.	Р.Р.Алувээ, Х.Х.Арро, В.Я.Кеэров, Ю.М.Лоосаар, В.Э.Ратник, Р.В.Тоурт. О химико-минералогическом составе золовых отложений, образовавшихся на опытных поверхностях нагрева при сжигании сланцевого масла УТТ-500 на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве.	73
10.	Р.Р.Алувээ, Х.Х.Арро, Ю.М.Лоосаар, В.Э.Ратник. О составе и свойствах твердых примесей и золы сланцевого масла УТТ-500.	81

11.	Р.Г. Хертер, А.А. Отс, Р.В. Тоуарт. Кинетика высокотемпературной коррозии котельных сталей в среде продуктов сгорания лейпцигского бурого угля.	89
12.	К.И. Ингерсани, Х.И. Таллермо. Статистическая обработка эксплуатационных данных по износу труб пароперегревателей парогенератора в ТП-67 Прибалтийской ГРЭС.	101
13.	Х.Х. Арро, В.Я. Кеэров. Опытный зонд для исследования процессов загрязнения и коррозии поверхностей нагрева.	109
14.	И.Р. Вийльман, И.А. Клевцов, Т.М. Лаусмаа, И.Р. Микк, Т.Б. Тийкма. Приборы для измерения интегральных падающих тепловых потоков в работающих парогенератора и печах.	119
15.	В.А. Варес. Влияние внутренних отложений на растечку тепла в стенке экранной трубы парогенератора с.к.д.	127
16.	В.А. Варес, Р.А. Круус, Х.А. Кяар, И.Р. Микк. О влиянии структуры на кондуктивный теплоперенос в железистых отложениях.	133
17.	В.А. Варес, Р.А. Круус, Х.А. Кяар, И.Р. Микк. Исследование теплопроводности внутренних отложений котельных труб в интервале 300-500°С.	141
18.	В.К. Трейель. Исследование термодинамических процессов в главных судовых дизелях I2 PC 2V400 с помощью ЭВМ.	149



ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОБЛЕМ РАБОТЫ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

Теплоэнергетика

XУП

УДК 662.771.5

Статистический анализ работы молотковых мельниц на Прибалтийской ГРЭС. Раур К.Э., Ёйспуу Л.М. "Труды Таллинского политехнического института", 1978, № 450, с. 3-12.

В статье приведены результаты сбора эксплуатационных данных на Прибалтийской ГРЭС. Сделана попытка применения линейного регрессионного анализа многих переменных для выяснения относительного влияния различных факторов на работу мельниц.

Таблиц - 4, библиографических наименований - 6.

УДК 621.928.6:662.87:662.67

Некоторые характеристики инерционной сепарации пыли горючих сланцев. Ёйспуу Л.М., Полферов К.Я., Раур К.Э., Прикк А.В. "Труды Таллинского политехнического института", 1978, № 450, с. 13-21.

Приведены показатели сепарации и некоторые уравнения нелинейной регрессии между этими показателями. Для оценки грубой части пыли применены 90-, 95- и 98-процентные квантили гравулометрического распределения. Исходные данные получены при испытании промышленного четырехступенчатого размола сланцев на Прибалтийской ГРЭС.

Таблиц - 2, фигур - 3, библиографических наименований - 8.

УДК 662.67:662.87:539.213.3.001.5

Метод расчета удельной поверхности эстонских горючих сланцев. Раур К.Э., Ёйспуу Л.М. "Труды Таллинского политехнического института", 1978, № 450, с. 23-28.

Разработан метод расчета удельной поверхности пыли, позволяющий учитывать свойства отдельных фракций. Особенностью метода является применение статистической связи между параметрами распределения, наблюдаемое при измельчении горючих сланцев.

Фигур - I, библиографических наименований - II.

УДК 622.734+622.337.2

О влиянии влажности сланца на эффективность размола. Раур К.Э., Ёйспуу Л.М. "Труды Таллинского политехнического института", 1978, № 450, с. 29-35.

Приведены результаты исследования влияния влажности Эстонского горючего сланца на эффективность размола в лабораторной ШБМ и в импеллерной мельнице. В оптимальной области влажностей выход тонкого продукта увеличивался на 20-50%.

Таблиц - 2, фигур - I, библиографических наименований - IO.

УДК 662.613.5

Образование окислов азота из азота жидкого топлива. Отс А.А., Егоров Д.М., Саар К.Ю. "Труды Таллинского политехнического института", 1978, № 450, с. 37-44.

В настоящей статье рассматривается влияние связанного в топливе азота на образование окислов азота при различных добавках к топливу. Установлено, что механизм образования окислов азота, а также концентрация за камерой сгорания, зависят от типа добавки.

Фигур - 3, библиографических наименований - 9.

Перераспределение компонентов неорганической части березовского угля в промышленной топке. Махлапуу А.Я., Отс А.А., Пайст А.А., Пообус А.П. "Труды Таллинского политехнического института", 1978, № 450, с. 45-54.

Приводятся данные о химическом составе топлива, летучей золы и шлака березовского угля Канско-Ачинского бассейна. Сделаны выводы о перераспределении компонентов неорганической части березовского угля при его сжигании в промышленном парогенераторе. Показано существенное обогащение летучей золы окисью кальция и шлака окисью кремния.

Таблиц - 2, фигур - 2, библиографических наименований - 3.

Превращение золы лейпцигского бурого угля при прокаливании в лабораторных условиях. Хертер Э.Г., Отс А.А., Арро Х.Х., Нуутре М.П. "Труды Таллинского политехнического института", 1978, № 450, с. 55-64.

В настоящей статье приведены результаты исследования превращения лабораторной золы бурого угля Эспенхайнского разреза Лейпцигского месторождения и золы этого же топлива из электрофильтра парогенератора электростанции "Тирбах" (ГДР). Интервал температур прокаливании 900-1300°C. Опыты проводились в воздушной и азотной средах. Даются данные о минералогических изменениях проб в зависимости от температуры.

Таблиц - 1, фигур - 6, библиографических наименований - 3.

Исследование загрязнения поверхностей нагрева золовыми отложениями в условиях сжигания сланцевого масла УТТ-500 на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве. Арро Х.Х., Кеэров В.Я., Тоуарт Р.В., Калмару А.М., Талумаа Р.Ю. "Труды Таллинского политехнического института", 1978, № 450, с. 65-72.

Излагаются результаты исследований по сжиганию сланцевого масла УТТ-500 на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве. На основании результатов опытов по наращиванию проб отложений на опытных зондах, имитирующих поверхности нагрева приводятся данные о характере золовых отложений и об интенсивности их образования. Рассматривается влияние таких факторов как зольность топлива, температура поверхностей нагрева и дымовых газов на процесс образования отложений.

Таблиц - 1, фигур - 1, библиографических наименований - 3.

О химико-минералогическом составе золовых отложений, образовавшихся на опытных поверхностях нагрева при сжигании сланцевого масла УТТ-500 на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве. Алувэе Р.Р., Арро Х.Х., Кеэров В.Я., Лоосаар Ю.М., Ратник В.Э., Тоуарт Р.В. "Труды Таллинского политехнического института", 1978, № 450, с. 73-79.

Излагаются результаты исследований по сжиганию сланцевого масла УТТ-500 на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве. Приводятся данные о химико-минералогическом составе золовых отложений, образовавшихся на опытных зондах, а также о влиянии зольности топлива, температуры поверхностей нагрева и дымовых газов на состав отложений. Особое внимание при этом уделяется на поведение агрессивных в процессах загрязнения и коррозии компонентов золы (K_2O , SiO_2).

Библиографических наименований - 3.

О составе и свойствах твердых примесей и золы сланцевого масла УТТ-500. Алувэе Р.Р., Арро Х.Х., Лоосаар Ю.М., Ратник В.Э. "Труды Таллинского политехнического института", 1978, № 450, с. 81-87.

Излагаются результаты исследований, проведенных для выяснения химико-минералогического состава и свойств твердых примесей, содержащихся в сланцевом масле УТТ-500. Приводятся данные о поведении отдельных компонентов твердых примесей в процессе очистки масла. На основании этих данных дается прогноз о влиянии очистки масла на загрязнение поверхностей нагрева котлоагрегатов золовыми отложениями.

Таблиц - 1, библиографических наименований - 2.

Кинетика высокотемпературной коррозии котельных сталей в среде продуктов сгорания лейпцигского бурого угля. Хертер Р.Г., Отс А.А., Тоуарт Р.В. "Труды Таллинского политехнического института", 1978, № 450, с. 89-99.

На основе лабораторного исследования рассматривается коррозионностойкость котельных сталей в среде продуктов сгорания лейпцигского бурого угля. Испытывались стали марок 12Х1МФ, 12Х2МФСР, Х18Н12Т и 20. Опыты проводились в пределах температур от 450 до 650°C с продолжительностью опытов от 100 до 2000 часов. Даются формулы для расчета глубины коррозии этих сталей в зависимости от температуры и времени.

Таблиц - 1, фигур - 5, библиографических наименований - 5.

Статистическая обработка эксплуатационных данных по износу труб пароперегревателей парогенераторов ТП-67 Прибалтийской ГРЭС. Ингерманн К.И., Таллермо Х.И. "Труды Таллинского политехнического института", 1978, № 450, с. 101-108.

В статье рассматривается методика статистической обработки эксплуатационных данных по износу труб пароперегревателей в условиях применения паровой обдувки. Ускоряющее коррозию (износ) действие паровой обдувочной струи характеризуется комплексом $\{B$, принимающим в учет влияние обдувки на изменение условий высокотемпературного окисления металла, а также частичное или полное разрушение защитной оксидной пленки на трубах во время обдувки.

Таблиц - 1, фигур - 2, библиографических наименований - 2.

УДК 536.27

Опытный зонд для исследования процессов загрязнения и коррозии поверхностей нагрева. Арро Х.Х., Кеэров В.Я. "Труды Таллинского политехнического института", 1978, № 450, с. 109-117.

Излагаются результаты исследований по определению работоспособности опытных зондов, основанных на двухфазных водяных термосифонах. Приводится качественное описание физического механизма явлений, имеющих место при запуске и отдельных режимах работы зонда.

Фигур - 2, библиографических наименований - 10.

УДК 62-79:621.783:621.18

Приборы для измерения интегральных падающих тепловых потоков в работающих парогенераторах и печах. Вийльман И.Р., Клевцов И.А., Лаусмаа Т.М., Микк И.Р., Тийкма Т.Б. "Труды Таллинского политехнического института", 1978, № 450, с. 119-126.

В статье сформулированы требования к зондам, предна-

значенным для измерения падающих тепловых потоков в огнетехнических установках. Приведено описание конструкций зонда для измерения полусферического падающего и результирующего теплового потока одновременно по пяти перпендикулярным направлениям и узкоугольного радиометра для измерения падающих лучистых потоков в топках парогенераторов в условиях загрязнения.

Фигур - 4, библиографических наименований - 9.

УДК 620.191.8:536.2.01

Влияние внутренних отложений на растечку тепла в стенке экранной трубы парогенератора с.к.д. Варес В.А. "Труды Таллинского политехнического института", 1978, № 450, с. 127-132.

В статье путем численного решения дифференциального уравнения стационарной теплопроводности оценивается влияние неравномерных по периметру внутритрубных отложений на коэффициент растечки тепла.

Фигур - 2, библиографических наименований - 4.

УДК 620.191.8:620.192.47

О влиянии структуры на кондуктивный теплоперенос в железистоокисных отложениях. Варес В.А., Круус Р.А., Кяр Х.А., Микк И.Р. "Труды Таллинского политехнического института", 1978, № 450, с. 133-140.

В статье предлагается понятие эквивалентного коэффициента теплопроводности для железистоокисных отложений с двухслойной структурой. Приведены опытные данные теплопроводности по двум образцам и описан метод для аналитического определения толщины и пористости обоих слоев отложений.

Таблиц - 1, фигур-1, библиографических наименований - 12.

Исследование теплопроводности внутренних отложений котельных труб в интервале 300–500°С. Варес В.А.
Круус Р.А., Кяр Х.А., Микк И.Р. "Труды Таллинского политехнического института", 1978, № 450, с. 141–147.

В статье описывается методика и установка для определения теплопроводности внутренних натуральных отложений. Приводятся результаты исследований некоторых образцов, вырезанных из НРЧ котлов ПК-4I и ТТМП-1I4.

Таблиц - I, фигур - I, библиографических наименований - 5.

Исследование термодинамических процессов в главных судовых дизелях I2 PC 2V400 с помощью ЭВМ.
Трейель В.К. "Труды Таллинского политехнического института", 1978, № 450, с. 149–158.

В статье приводятся результаты исследований термодинамических процессов в главных судовых дизелях I2 PC 2V400 при различных эксплуатационных показателях. В качестве показателей приняты угол подачи топлива, температура продувочного воздуха, момент начала сгорания топлива и длительность подачи топлива. По результатам исследований даны рекомендации для эксплуатации этих двигателей.

Таблиц - I, фигур - 5, библиографических наименований - 2.



руб. 1.25