

p. 6. /  
578

d

ISSN 0136-3549  
0320-3360

TALLINNA  
POLÜTEHNILISE INSTITUUDI  
TOIMETISED

578

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО  
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО  
ИНСТИТУТА

**ТРИ**  
**'84**

ПРОБЛЕМЫ РАБОТЫ  
КОТЕЛЬНЫХ УСТАНОВОК  
ТЕПЛОВЫХ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ







578

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТР  
'84

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621.18:620.19

ПРОБЛЕМЫ  
РАБОТЫ  
КОТЕЛЬНЫХ  
УСТАНОВОК  
ТЕПЛОВЫХ  
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

Теплоэнергетика XXVI

Таллин 1984

ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ  
Труды ТПИ № 578.

ПРОБЛЕМЫ РАБОТЫ КОТЕЛЬНЫХ УСТАНОВОК  
ТЕПЛОВЫХ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ.  
Теплоэнергетика XXVI.

На русском языке.

Редактор В. Ратник.

Техн. редактор М. Тамме.

Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 30.03.84.

Подписано к печати 01.11.84.

МВ-08136.

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

Тираж 400.

Зак. № 540.

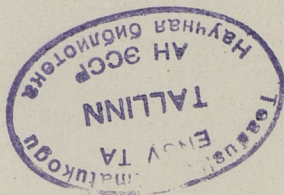
Цена 70 коп.

Таллинский политехнический институт, 200026

Таллин, Эхитаяте tee, 5.

Ротапринт ТПИ, 200006, Таллин, ул. Коскла, 2/9.

© Таллинский политехнический институт, 1984





ФОРМИРОВАНИЕ ЗЕРНОВОГО СОСТАВА СЛАНЦА,  
ПОСТУПАЮЩЕГО НА ЭЛЕКТРОСТАНЦИЮ

Подготовка сланца для сжигания на электростанциях базируется на его гранулометрическом составе. Гранулометрический или зерновой состав поступающего на электростанцию сланца формируется в процессах добычи, первичного дробления, классификации грохочением, т.е. разделения на основе размеров кусков, и обогащения, т.е. разделения на основе плотности кусков. В данной работе изучены зерновые составы продукта добычи, процессы первичного дробления, грохочения и приведены формулы расчета массового распределения кусков с размерами (0,08)2-500 мм. В теплоэнергетической литературе такие материалы отсутствуют, а в горной литературе освещены применительно к другим целям.

В течение последних 20-30 лет известен и применяется теоретически обоснованный и сравнительно точный метод гранулометрического расчета процесса измельчения, опубликованный в трудах S.R. Broadbent, T.G. Callcott, R.P. Gardner, L.G. Austin и других авторов. При этом методе зерновой состав вычисляется интегродифференциальным уравнением с применением функций отбора S и разрушения B, но опыты по определению S и B для конкретного твердого топлива и типоразмеров дробилок трудоемки. Поэтому, далее предложенные простейшие формулы гранулометрического расчета крупного дробления и грохочения заслуживают внимания, учитывая удовлетворительное, с точки зрения практики дробления и грохочения, совпадение расчетных данных с промышленными для горючего сланца и других твердых топлив. Несоответствие расчетного зернового состава продукта дробления с данными ситового анализа на фиг. 1-5 и в таблице I не превышает 8,8 %, в среднем на уровне 2-4 % и менее.



Т а б л и ц а I

Обработка данных дробления горной массы сланца

Разм. отверстий сит x мм	Обогатительная фабрика разреза "Октябрьский" в 1978 г. дробилка ДДЭ 15x12				Шахта Ахте в 1980 г., дробилка ДДЭ 15x12			
	Ситовые данные		Расчет		Ситовые данные		Расчет	
	до дробл.	после дробл.	дробл.	ренорм.	до дробл.	после дробл.		
	$D^I$	$D^{II}$	$D_P^{II} = \lambda_2^{-1} \cdot D^I$	$D^0 = \lambda_1 \cdot D^I$	$D^I$	$D^{II}$	$D_P^{II} = \lambda_2^{-1} \cdot D^I$	
Проходы D(x), %								
300	99,70	-	-	9,97	-	-	-	-
200	-	-	-	-	88,55	-	-	99,18
150	-	-	-	-	84,27	-	-	94,38
125	76,37	94,25	95,46	7,64	83,27	94,26	-	93,26
100	70,17	84,24	87,71	7,02	78,65	84,25	-	88,09
75	59,0 <sup>x</sup>	70,40	73,75	5,90	66,99	70,41	-	75,03
50	46,00	60,70	57,50	4,60	56,29	60,71	-	63,04
25	35,29	44,61	44,11	3,53	38,30	44,62	-	42,90
2,5	16,0 <sup>x</sup>	-	20,0	1,60	17,0 <sup>x</sup>	-	-	19,04
$\lambda$	-	-	0,80	0,10	-	-	-	0,894
x мм	Разрез Сиргала				Кашпирский сланец			
	$D^I$ , [6]	$D^{II}$ , [6]	$D_P^{II}$	$D^0$	x, мм	$D^{II}$ , [7]	$D_P^{II}$	
500	80,04	--	--	--	180	100	-	
400	74,92	98,33	98,89	14,98	160	96	-	
300	67,59	87,75	89,22	13,52	140	88	89,6	
200	55,0 <sup>x</sup>	79,71	72,60	11,00	120	60	68,8	
150	48,0 <sup>x</sup>	70,85	63,36	9,60	100	45	49,6	
125	43,50	62,62	57,42	8,70	80	32	32,0	
100	38,59	55,83	50,94	7,72	60	21	20,8	
75	32,52	46,35	42,93	6,50	40	10	9,6	
50	25,29	32,62	33,38	5,06	30	6,0	5,6	
25	19,34	24,62	25,53	3,87	20	4,0	4,0	
2,5	8,5 <sup>x</sup>	11,0 <sup>x</sup>	11,22	1,70	-	-	-	
$\lambda$	-	-	0,758	0,20	$\lambda$	-	0,625	

x - экстраполированы по графику



Основные исходные и обработанные данные о массовом распределении сланца по крупным размерным классам для поставщиков сланца на Эстонском месторождении представлены на фигурах 1-3. В качестве исходного материала в работе использованы опытные данные ТПИ, данные из литературы, балансы продуктов обогатительных фабрик и материалы ситового анализа эксплуатационных проб различных поставщиков сланца, полученные из ПО "Эстонсланец". Суммарное анализированное количество проб превышает 90 тонн.

Согласно представленным на фиг. 1, 2 и 3 данным зерновой состав горной массы сланца разреза "Октябрьский", шахты "Ахтие", разреза "Сиргала", а также других поставщиков, изображается в логарифмически нормальной координатной сетке вверх вогнутыми линиями. Эти зерновые характеристики горной массы обычно в интервале размеров частиц (2) 10-500 мкм ренормированием выпрямляются с ошибкой не более  $\pm 2-4\%$  при значениях коэффициентов однородности  $m$  около 0,2 для ренормированного (выпрямленного) зернового состава. Последнее значение коэффициента однородности зернового состава  $m \approx 0,2$  ненамного отличается от коэффициента однородности распределения частиц сланца с размерами 0,05-10 мм в грубо дробленном сланце, см. фиг. 1.

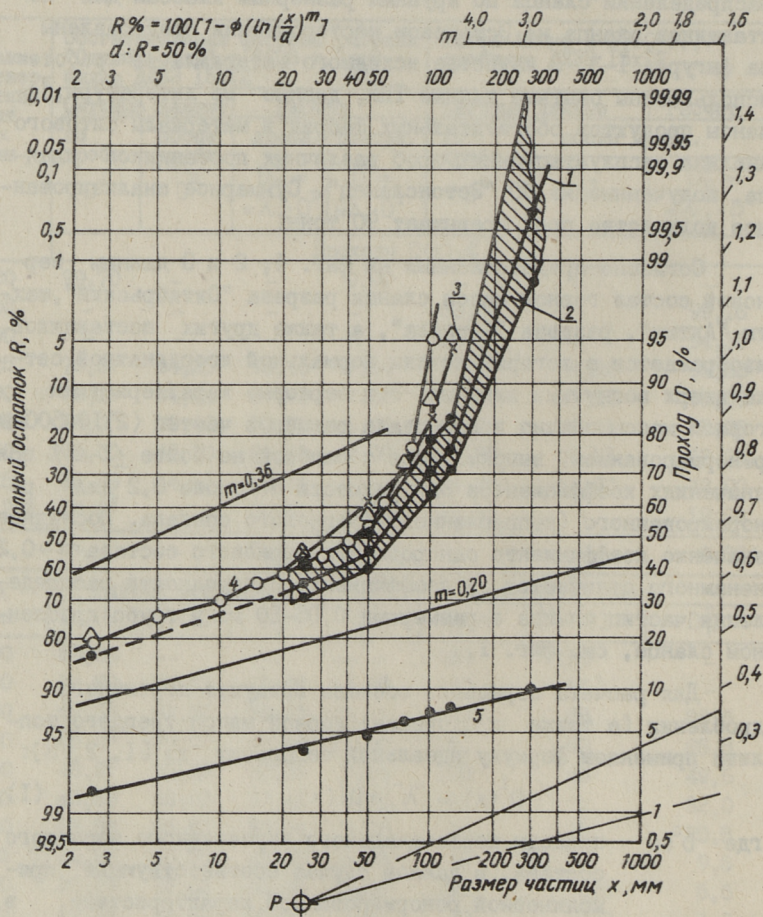
Для расчета зернового состава продукта первичного дробления (а также грохочения) горной массы твердого топлива применяем формулу идеальной сепарации из [1, 2, 3]:

$$D^I(x) = \lambda_1^{-1} \cdot D^0(x), \quad (I)$$

где  $D^0(x)$  - проходы первоначального неусеченного зернового состава, в данном случае соответствующие прямолинейной ренормированной характеристике в логарифмически нормальной координатной сетке;  
 $D^I(x)$  - проходы сверху усеченного зернового состава, в данном случае горная масса сланца до первого дробления с вогнутой зерновой характеристикой, которая в верхней части асимптотически приближается вертикальной прямой, проходящей через размер усечения  $x_T$ ;

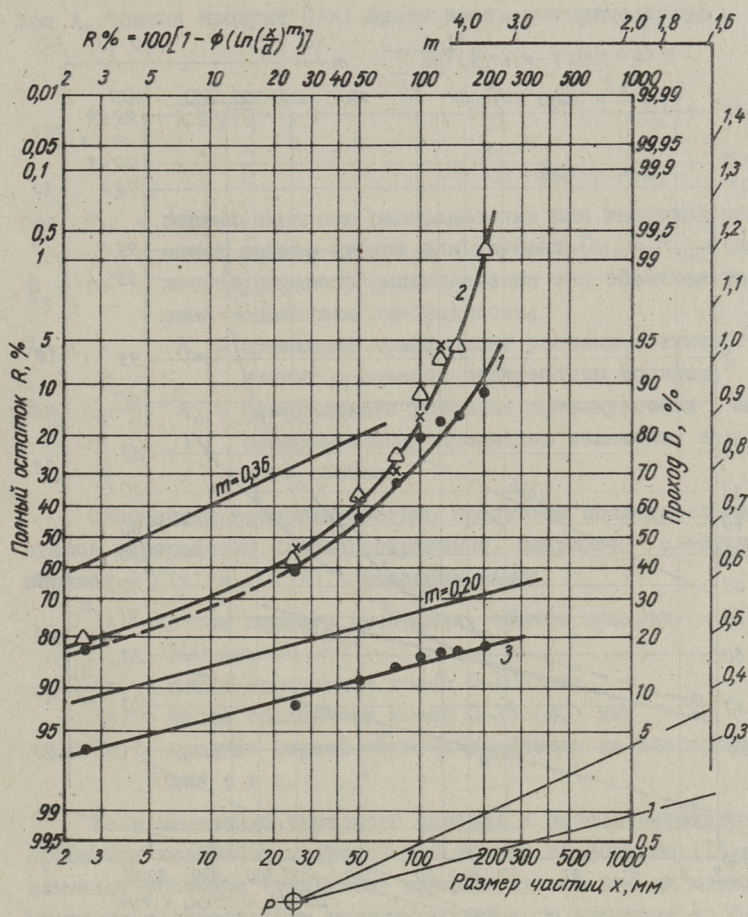
$\lambda_1$  - первый коэффициент усечения, характеризующий в данной работе добычу горной массы.



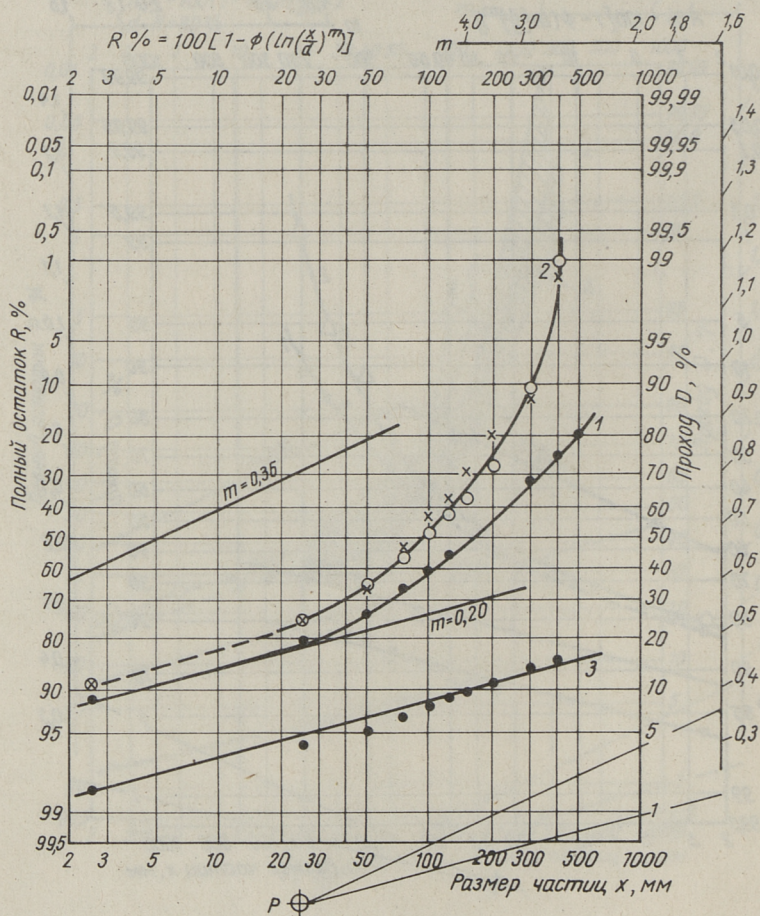


Фиг. 1. Дробление горной массы сланца на разрезе "Октябрьский" в 1979 г. Дробилка ДДЗЭ 15x12. Гранулометрические составы на логарифмически нормальной координатной сетке:  
 1 - средний состав 5 проб до дробления; 2 - интервал зернового состава 5 проб до дробления, 3 - после дробления по данным ситового анализа (x) и по расчету ( $\Delta$ ); 4 - проба из Эстонской ГРЭС после 1-ой ступени дробления; 5 - ренормированный состав горной массы. Расчеты в таблице 1.





Фиг. 2. Дробление горной массы сланца на шахте "Ахтме" в 1980 году. Дробилка ДДЗЭ 15x12. Гранулометрические составы на логарифмически нормальной координатной сетке: 1 - до дробления; 2 - после дробления по данным ситового анализа (x) и по расчету ( $\Delta$ ); 3 - ренормированный состав горной массы.



Фиг. 3. Дробление горной массы сланца на разрезе "Сиргала" в 1967 году в дробилке ШКД-9. Гранулометрические составы на логарифмически нормальной координатной сетке: 1 - до дробления [6]; 2 - после дробления по данным ситового анализа [6] (x) и по расчету (o); 3 - ренормированный состав горной массы.



Так как исходный ренормированный продукт  $D^0(x)$  имеет логарифмически нормальное распределение с параметрами  $d_m$  и  $\beta = m^{-1}$ , то после усечения (удаления) кусков с размерами больше  $x_T$  тонкий продукт  $D(x)$  будет иметь распределение:

$$D(x) = \begin{cases} \frac{1}{\lambda \beta \sqrt{2\pi}} \int_0^x \frac{1}{z} \cdot e^{-\frac{(\ln \frac{z}{d_m})^2}{2\beta^2}} dz, & \text{при } x \leq x_T \\ 1 & \text{при } x \geq x_T, \end{cases} \quad (2)$$

- где  $d_m$  - первый параметр распределения или массовый медианный размер кусков, для которых  $D_{d_m} = R_{d_m} = 50\%$ ;  
 $\beta = m^{-1}$  - второй параметр распределения или обратная величина показателя однородности;  
 $\lambda = \lambda_1 \cdot \lambda_2 \dots \lambda_n$  - суммарный коэффициент усечения технологических процессов переработки топлива;  
 $\lambda_1; \lambda_2 \dots \lambda_n$  - коэффициенты усечения промежуточных последовательных процессов изменения зернового состава.

Обозначаем зерновые составы продуктов последовательных этапов переработки сланца сокращенно, например, следующим образом ( $D^0(x)$  и  $D^I(x)$  приведены выше):

- $D^{II}(x)$  - после первого дробления, обычно продукт 0 - 300 мм;  
 $D^{III}(x)$  - после грохочения класс 0-125 мм;  
 $D^{IV}(x)$  - после грохочения класс 0-25 (30) мм;  
 $D^V(x)$  - продукт первой ступени дробления на электростанции и т.д.

Если изменение зернового состава в последовательных процессах переработки происходит только по формуле (I), что означает усечение (удаление) крупных кусков или их измельчение по распределению усеченного тонкого продукта, то формулы расчета отдельных последовательных процессов переработки топлива были бы следующие:

$$\left. \begin{aligned} D^I(x) &= \lambda_1^{-1} \cdot D^0(x), \\ D^{II}(x) &= \lambda_2^{-1} \cdot D^I(x), \\ D^{III}(x) &= \lambda_3^{-1} \cdot D^{II}(x), \\ &\dots \dots \dots \\ D^N(x) &= \lambda_n^{-1} \cdot D^{N-1}(x), \end{aligned} \right\} \quad (3)$$



где промежуточные коэффициенты усечения учитывают следующие последовательные процессы изменения зернового состава:

$\lambda_1$  - горная технология по сокращению содержания крупных кусков;

$\lambda_2$  - первое дробление горной массы;

$\lambda_3$  - идеальное грохочение на грохоте 125 мм;

$\lambda_4$  - идеальное грохочение на грохоте 25 (30) мм.

Суммарное действие последовательных процессов изменения грансостава посредством промежуточных коэффициентов усечения  $\lambda_1 \dots \lambda_n$  с учетом формул (1) и (3) вычисляется следующими формулами:

$$\left. \begin{aligned} D^{\text{III}}(x) &= \lambda_2^{-1} \cdot D^{\text{I}}(x) = \lambda_2^{-1} \cdot \lambda_1^{-1} \cdot D^{\circ}(x) = \lambda_{1-2}^{-1} \cdot D^{\circ}(x); \\ D^{\text{III}}(x) &= \lambda_1^{-1} \cdot \lambda_2^{-1} \cdot \lambda_3^{-1} \cdot D^{\circ}(x) = \lambda_{1-3}^{-1} \cdot D^{\circ}(x); \\ D^{\text{N}}(x) &= \lambda_{1-n}^{-1} \cdot D^{\circ}(x), \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

где

$$\lambda_{1-2} = \lambda_1 \cdot \lambda_2;$$

$$\lambda_{1-3} = \lambda_1 \cdot \lambda_2 \cdot \lambda_3 \text{ и}$$

$$\lambda_{1-n} = \lambda_1 \cdot \lambda_2 \cdot \dots \cdot \lambda_n.$$

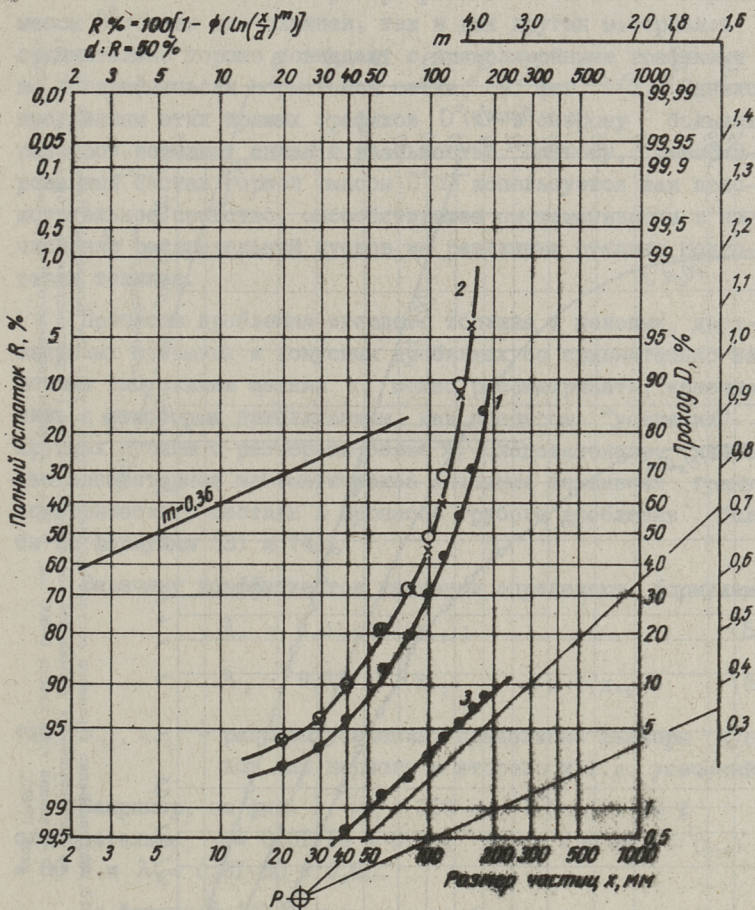
Параметр  $\lambda$  по существу перенормирует распределение, поэтому G. Fay и B. Zselew назвали его "коэффициентом ренормирования" [4]. В настоящей работе, а также в [3 и 5] этот параметр называется "коэффициентом усечения". Действие выпрямления (ренормирования) зерновой характеристики горной массы сланца и других твердых топлив в логарифмически нормальной сетке посредством коэффициента усечения означает, что горную массу рассматривают односторонне усеченной (из которой удалены чрезмерно большие куски) совокупность кусков, первоначальный состав которой до усечения имел логарифмически нормальное распределение размеров.

Ренормированный зерновой состав горной массы  $D^{\circ}(x)$  в таблице I и на фиг. I-5 рассчитан по формулам (1) и (3), то есть в зависимости от исходных данных

$$D^{\circ}(x) = \lambda_{1-n} \cdot D^{\text{N}}(x).$$

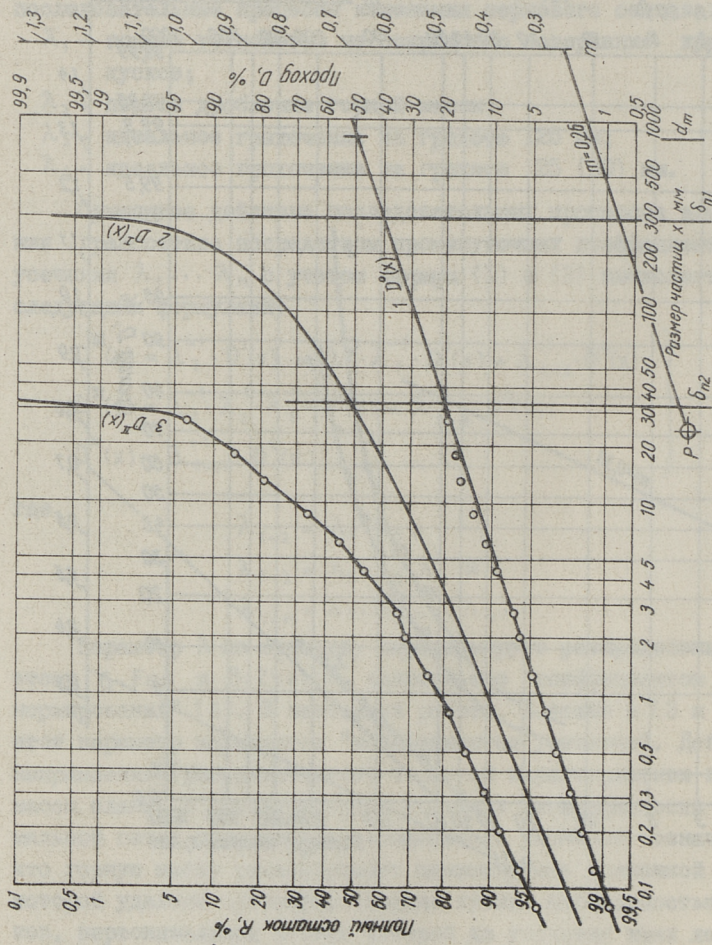
Значения коэффициентов усечения составляли 0,1 или 0,2 во всех рассмотренных случаях.





Фиг. 4. Дробление камнерского сланца в зубчатой ваграночной дробилке 900x900. Зерновые составы на логарифмически нормальной координатной сетке: 1 - до дробления [7]; 2 - после дробления по данным ситового анализа [7] (×) и по расчету (○); 3 - ренормированный состав сланца до дробления.





Фиг. 5. Формирование зернового состава дробленого бурого угля для пылезавода Назаровской ГРЭС на логарифмически нормальной координатной сетке. 1 - реторированная горная масса,  $D^0(x)$ ; 2 - рядовой уголь класса 0-300 мм,  $D^1(x)$ ; 3 - пробы дробленого угля с пылезавода Назаровской ГРЭС.



Рассчитанные точки ренормированных составов горной массы  $D^0(x)$  как для сланцев, так и для других материалов сравнительно хорошо совпадают с прямолинейными графиками на логарифмически нормальной сетке, см. фиг. I-5. Однако продлением этих прямых графиков  $D^0(x)$  в сторону больших размеров исчезает связь с реальностью. Поэтому, ренормированный состав горной массы  $D^0(x)$  используется как вспомогательное средство, способствующее систематизации и вычислению распределений кусков на различных стадиях подготовки топлива.

Процессы дробления твердого топлива в щековых, двухвалковых зубчатых и конусных дробилках со сравнительно широкими выпускными щелями  $x_T$  можно рассматривать, конечно, лишь с некоторым приближением, как процессы "усечения" крупных кусков с размерами более  $x_T$ . Следовательно, наиболее элементарное математическое описание изменения гранулометрического состава в процессе грубого дробления было бы по формулам (3) и (4).

Величину коэффициентов усечения определяют формулами

$$\lambda_1 = 0,01 \cdot D^0(x_{T1}); \quad (5)$$

$$\lambda_2 = 0,01 \cdot D^I(x_{T2}) \quad \text{и т.д.}, \quad (6)$$

где  $x_{T1}, x_{T2}$  - размеры усечения, предельные размеры кусков для первого и второго и т.д. усечений.

Например, на фиг. I  $x_{T1} = 310$  мм;  $D^0(x_{T1}) = 10\%$  и, следовательно,  $\lambda_1 = 0,01 \cdot 10 = 0,10$ ;  $x_{T2} = 130$  мм;  $D^I(x_{T2}) = 80\%$  и  $\lambda_2 = 0,01 \cdot 80 = 0,80$ .

По формулам (4) в процессе дробления происходит дальнейшее деформирование уже усеченного распределения  $D^I(x)$ . Математическое описание гранулометрических изменений в процессе дробления по формулам (4) предполагает, что куски менее предельного размера (ширины выпускной щели)  $x_T$  вообще не измельчаются и в результате разрушения кусков крупнее  $x_T$  образуется дополнительное количество кусков  $< x_T$  с распределением по  $D^{II}(x)$ . Только в этом случае дополнительное количество кусков  $< x_T$  не искажает чисто усеченное распределение  $D^I(x)$ .



При пофракционном расчете гранулометрического состава для всех размеров

$$\begin{aligned} \Delta D^{\text{II}}(x_i/x_{i+1}) &= D^{\text{II}}(x_i) - D^{\text{II}}(x_{i+1}) = \\ &= \lambda_2^{-1} \cdot D^{\text{I}}(x_i) - \lambda_2^{-1} \cdot D^{\text{I}}(x_{i+1}) = \\ &= \lambda_2^{-1} \Delta D^{\text{I}}(x_i/x_{i+1}) \end{aligned} \quad (7)$$

или

$$\Delta R^{\text{II}}(x_i/x_{i+1}) = \lambda_2^{-1} \Delta R^{\text{I}}(x_i/x_{i+1}), \quad (8)$$

где  $\Delta R(x_i/x_{i+1}) = \Delta D(x_i/x_{i+1})$  - фракция крупности кусков в % с размерами от  $x_i$  до  $x_{i+1}$ .

Представленные на фиг. 4 и в таблице I данные о зерновом составе кашпирского горячего сланца до и после дробления, а также ренормированный состав подтверждают пригодность предложенных формул для кашпирского сланца. Заслуживает внимания существенно большая однородность зернового состава (по коэффициенту  $m$ ) кашпирского сланца по сравнению с эстонским.

Средний зерновой состав 4 проб дробленого назаровского бурого угля, отобранных нами на пылезаводе Назаровской ГРЭС в 1981-1982 гг., с вогнутыми зерновыми характеристиками по 15 полным остаткам на ситах в интервале размеров 0,08-30,0 мм также неожиданно хорошо ренормируется в прямолинейный график  $D^{\circ}(x)$  на логарифмически нормальной сетке, см. фиг. 5. Это означает, что зерновой состав дробленого назаровского угля в указанном интервале размеров частиц описывается уравнением усеченного логарифмически нормального распределения (2) при параметрах  $d_m = 800$  мм,  $\beta = m^{-1} = 0,26^{-1} = 3,85$  и  $\lambda = 0,01 \cdot D^{\circ}(x_{T_2}) = 0,01 \times x D^{\circ}(33) = 0,01 \cdot 20 \% = 0,20$ . Размер усечения  $x_{T_2} = 33$  мм означает, что в описанном дробленом угле отсутствуют куски более этого размера. Несмотря на отсутствие экспериментальных данных, вышепредложенная методика позволяет рассчитывать распределение кусков в рядовом топливе 0-300 мм, см. позиция  $D^{\circ}(x)$  на фиг. 5. По размеру усечения  $x_T = 300$  мм и согласно формулам (5) и (3) параметр усечения технологией добычи  $\lambda_1 = 0,01 \cdot D^{\circ}(300) = 0,45$  и параметр усечения дроблением  $\lambda_2 = \lambda \cdot \lambda_1^{-1} = 0,20 : 0,45 = 0,445$ . На основе известной величины  $\lambda_2$  определяем  $I - \lambda_2 = 0,555$  или



55,5 %, т.е. массовое количество кусков с размерами более  $x_{T2} = 33$  мм в топливе класса 0-300 мм. В процессе дробления это количество (55,5 %) крупных кусков угля измельчается в куски с размерами менее 33 мм и получает распределение по  $D^{\text{II}}(x)$ . Вышеприведенные данные являются существенными при формировании зернового состава дробленого угля на пылезаводе Назаровской ГРЭС.

Формулы (3) и (4) применительно к эстонским горячим сланцам не дают результатов, сопоставляемых с практикой для процессов тонкого дробления и размола. При гранулометрическом расчете тонкого измельчения сланца необходимо использовать реальные функции разделения  $C$ , функции измельчения  $X$  или еще лучше функции отбора  $S$  и разрушения  $V$  отдельных последовательных процессов. По мере утонения измельчения гранулометрический расчет постепенно усложняется, но об этом уже в следующих статьях.

Удельная поверхность, удельное число кусков (частиц), коэффициент асимметрии, дисперсия и другие характеристики усеченного логарифмически нормального распределения в достаточно подробном изложении приведены в статье [3].

### В ы в о д ы

1. Распределение 10-500-миллиметровых кусков по размерам в горной массе сланца удовлетворительно соответствует односторонне усеченному (сверху) логарифмически нормальному распределению.

2. Распределение кусков сланца в горной массе до дробления  $D^{\text{I}}(x)$  и после дробления  $D^{\text{II}}(x)$  описывается формулой (2), в которой параметры  $d_m$  и  $\beta$  определены по прямолинейному графику  $D^{\circ}(x)$ , параметр  $\lambda = \lambda_1$  для  $D^{\text{I}}(x)$  и для  $D^{\text{II}}(x)$  параметр  $\lambda = \lambda_1 \cdot \lambda_2$ .

3. Для гранулометрического расчета добычи, дробления и грохочения сланца при массовом медианном диаметре  $d_m > 20$  мм предложены формулы (1) - (8).

### Л и т е р а т у р а

И. Ра в р К.Э., При к к А.В., Н и с п у у Л.М.  
Об идеальном сепараторе и оценке работы сепараторов. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1971, № 302, с. 39-51.



2. Ушаков С.Г., Зверев Н.И. Инерционная сепарация пыли. - М., Энергия, 1974. 168 с.

3. Раур К.Э., Ыйспуу Л.М., Эпик И.П. О применении усеченного логарифмически нормального распределения. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1977, № 416, с. 51-59.

4. Гау G., Zselew B. Grundlagen der Zerkleinerungstheorie. - Energietechnik, 1962, Nr. 11, S. 531-557.

5. Коузов П.А.. Основы анализа дисперсного состава промышленных пылей и измельченных материалов. М., Химия, 1971. 279 с.

6. Тарасов К., Петерсон М. Исследование и внедрение обогащения сланца методом избирательного дробления. Отчет треста "Эстонсланец". Кохтла-Ярве, 1967. 41 с.

7. Пономарев И.В. Дробление и грохочение углей. М., Госгортехиздат, 1960. 331 с.

L. Ыйспуу, K. Rajur

Formierung der Korngrößenverteilung des Brennschiefers vor der Lieferung ins Wärmekraftwerk

Zusammenfassung

Auf Grund der Siebanalysenangaben des estnischen und des kaschpirischen Brennschiefers und der nazarower Braunkohle werden Korngrößenverteilungen vor und nach der ersten Vorzerkleinerung im Brecher untersucht und es wird die Berechnungsformel der Verteilungsfunktionen von Brennstoffkörnern im Bereich von 2 - 500 mm gezogen. Die untersuchten Korngrößenverteilungen können recht gut durch die dreiparametrische logarithmische Normalverteilung beschrieben werden.



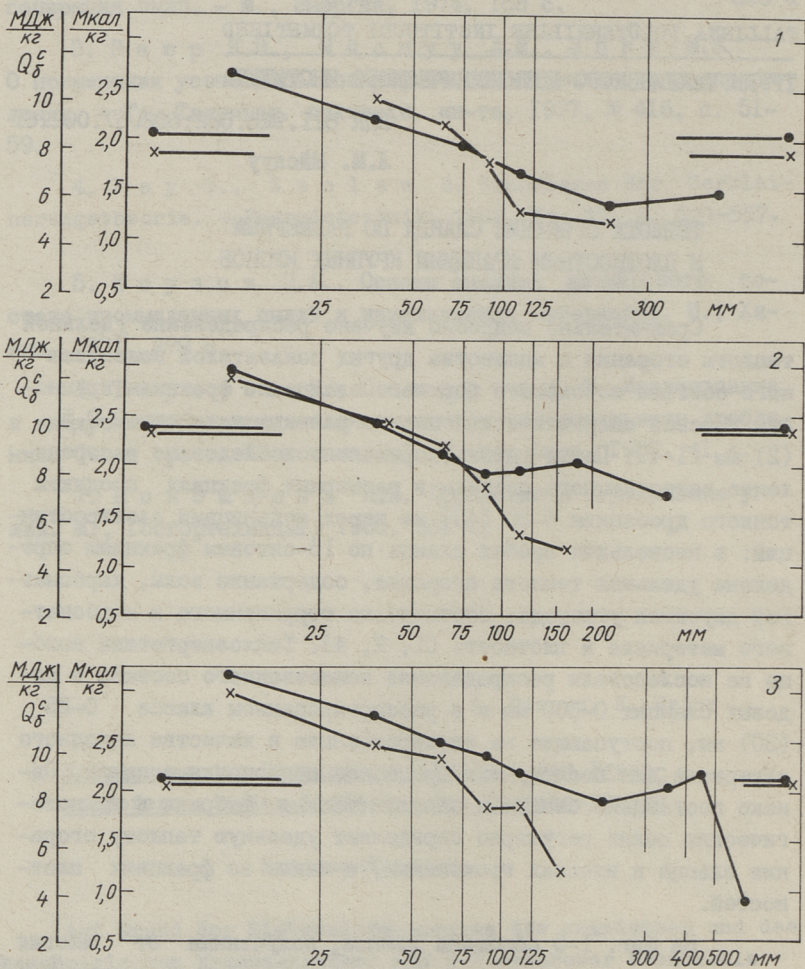
ТЕПЛОТА СГОРАНИЯ СЛАНЦА ПО РАЗМЕРНЫМ  
И ПЛОТНОСТНЫМ ФРАКЦИЯМ КРУПНЫХ КУСКОВ

Сравнительно подробно изучено распределение удельной теплоты сгорания и множества других показателей вещественного состава эстонского горючего сланца по фракциям крупности готовой энергетической пыли с размерами частиц 0-0,5 (2) мм [1-4]. Почти удовлетворительно исследовано распределение вещественного состава в размерных фракциях продукта тонкого дробления 0-20 (40) мм перед мельницами электростанций: в нескольких пробах сланца по 16-ситовым фракциям определена удельная теплота сгорания, содержание золы, карбонатной двуокиси углерода, соотношение терригенного и карбонатного материала и плотность [1, 2, 4]. Теплоэнергетики вообще не исследовали распределение вещественного состава в рядовых сланцах 0-300 мм и в рассортированном классе 0-25 (30) мм, поступающие на электростанцию в качестве исходного материала для последующих процессов подготовки топлива. Однако поставщики сланца и обогатительные фабрики в технологических целях регулярно определяют удельную теплоту сгорания сланца в классах грохочения, а также во фракциях плотностей.

На фиг. 1-5 обобщены данные, полученные от многих поставщиков энергетического топлива и от обогатительных фабрик Эстонского сланцевого бассейна. Всего в статье использованы данные 15-ти проб, разделенных на 5-9 размерных фракций (или классов) и 2 пробы дополнительно еще на 5 фракций плотности, а по фракциям проб определены  $Q_5^c$  и влажность  $W^p$ . Пробы до разделения на фракции составляли 2188 - 22699 кг.

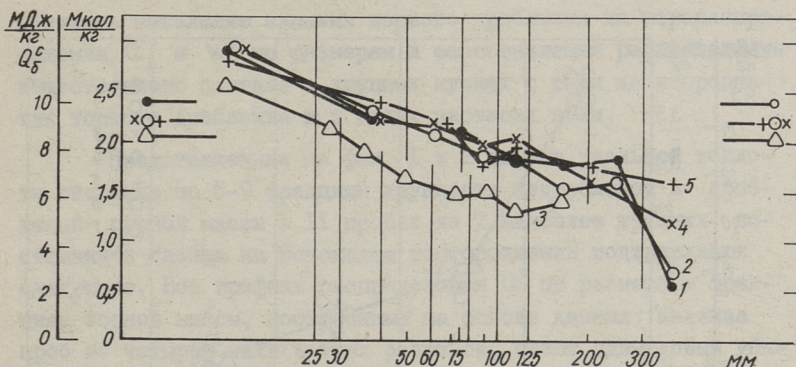
Составленные графики зависимости  $Q_5^c$  и  $W^p$  от размера кусков или от их плотности на фиг. 1-5 должны были способ-



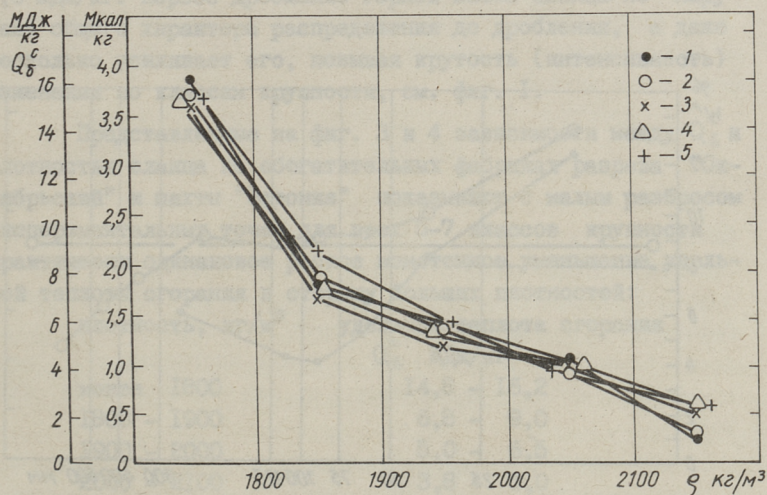


Фиг. 1. Удельная теплота сгорания  $Q_5^c$  в горной массе до (—•—) и после первого дробления (—x—) по классам крупности и в среднем по пробе. 1 - разрез "Октябрьский" 1975 г.; 2 - шахта "Ахтме" 1980 г.; 3 - разрез "Сиргала" 1987 г.



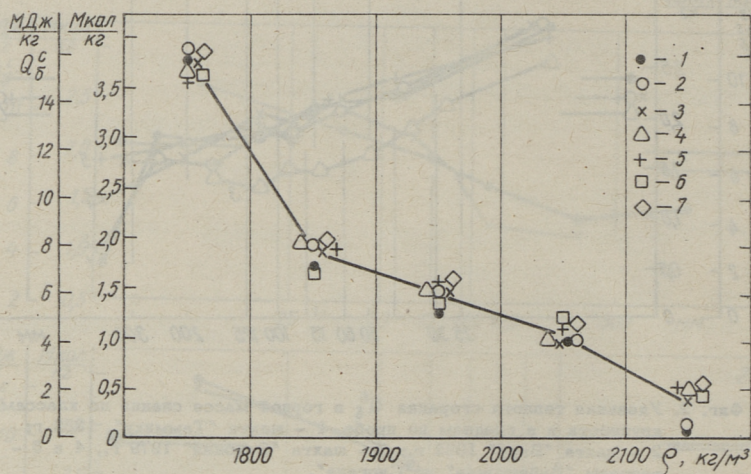


Фиг. 2. Удельная теплота сгорания  $Q_5^c$  в горной массе сланца по классам крупности и в среднем по пробе. 1 - шахта "Таммику", 1982 г.; 2 - шахта "Виру" 1982 г.; 3 - шахта "Эстония" 1979 г.; 4 и 5 - разрезы "Вийвиконна" и "Сиргала".

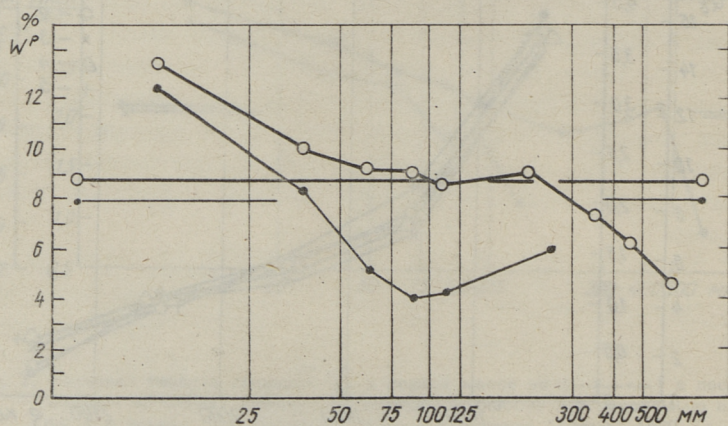


Фиг. 3. Удельная теплота сгорания по фракциям плотности в эксплуатационной пробе сланца разреза "Октябрьский" в 1975 г. 1 - для класса крупности более 300 мм; 2 - для класса 125-300 мм; 3 - для 100-125 мм; 4 - для 50-100 мм; 5 - для 25-50 мм. Средние значения 5 проб.





Фиг. 4. Удельная теплота сгорания по фракциям плотности сланца в эксплуатационной пробе шахты "Эстония" в 1979 г. 1 - для кусков более 125 мм; 2 - для кусков 100-125 мм; 3 - для 80-100 мм; 4 - для 60-80 мм; 5 - для 40-60 мм; 6 - для 30-40 мм и 7 - для кусков 25-30 мм.



Фиг. 5. Влажность сланца по классам крупности в пробе горной массы до (○—○) и после первого дробления (●—●) на разрезе "Сиргала".



ствовать выявлению влияния первого дробления на перераспределение  $Q_5^c$  и  $W^p$  по размерам и сопоставлению распределения вещественного состава в крупных кусках с теми же в продуктах тонкого дробления и в малых частицах пыли.

Представленные на фиг. 1 и 2 данные удельной теплоты сгорания по 5-9 фракциям крупности недробленой и дробленой горной массы в II пробах из 7 наиболее крупных поставщиков сланца на Эстонском месторождении подтверждают следующее. Все графики распределения  $Q_5^c$  по размерным фракциям горной массы, построенные на основе данных анализа проб из четырех шахт и трех разрезов, имеют одинаковый убывающий характер в сторону более крупных кусков и сравнительно близко размещены в сетке фигур. Одинаковый характер этих графиков распределения  $Q_5^c$  существует, несмотря на различные геологические и качественные параметры сланцевых слоев и прослоев, на различную горную технологию и различные дробилки у поставщиков сланца. Удельная теплота сгорания  $Q_5^c$  сланца в классе 0-25 мм горной массы составляет 10,7-13,1 МДж/кг и в классе более 300 мм около 2,4 - 8,0 МДж/кг. Первое дробление горной массы сланца не нарушает общего характера распределения до дробления, а даже несколько усиливает его, повышая крутость (интенсивность) изменения по классам крупности, см. фиг. 1.

Представленные на фиг. 3 и 4 зависимости между  $Q_5^c$  и плотностью сланца на обогатительных фабриках разреза "Октябрьский" и шахты "Эстония" показывают с малым разбросом экспериментальных точек для всех 5-7 классов крупности практически одинаковое резкое монотонное уменьшение удельной теплоты сгорания в сторону больших плотностей:

плотность, кг/м <sup>3</sup>	удельная теплота сгорания $Q_5^c$ МДж/кг
менее 1800	14,8 - 16,2
1800 - 1900	6,8 - 9,0
1900 - 2000	5,0 - 6,5
2000 - 2100	3,8 - 5,0
более 2100	0,5 - 2,2

Границы плотности сланца на фиг. 3, 4 и в тексте статьи, по существу, плотности тяжелых магнетитовых сред, посредством которых проведено разделение кусков на эти фракции.



Влажности по 6-9 классам крупности горной массы сланца до и после дробления на разрезе "Сиргала" выражают общую тенденцию на уменьшение в сторону более крупных кусков: от 13,4 - 12,3 % в классе 0-25 мм до 4,6 % в классе более 500 мм (см. фиг. 5). В результате дробления существенно повышается интенсивность изменения  $W^p$  по классам крупности для частиц менее 100-125 мм.

Сопоставление графиков распределения  $Q_8^c$  по размерным классам кусков горной массы в интервале размеров 25-800 мм с такими же данными из [4] для сланцев после тонкого дробления (размеры частиц менее 10-25 мм) и размола позволяют сделать вывод, что тенденция почти монотонного уменьшения удельной теплоты сгорания по ситовым фракциям в сторону более крупных кусков начинается от размеров 3-5 мм. Графики распределения  $Q_8^c$  по размерным фракциям продукта тонкого дробления и пыли сланца являются плавным продолжением графиков распределения  $Q_8^c$  по крупным размерным классам горной массы. Процессы измельчения не нарушают начального характера, а лишь повышают интенсивность изменения  $Q_8^c$  по отдельным участкам размеров.

Автор выражает признательность ПО "Эстонсланец" и лично М.С. Петерсон за многие использованные в статье экспериментальные данные.

## В ы в о д ы

1. По 5-9 классам крупности горной массы сланца наблюдается существенное постепенное уменьшение удельной теплоты сгорания и влажности в сторону крупных частиц: в классе 0-25 мм значения  $Q_8^c$  и  $W^p$  примерно в 1,5-2,5 раза больше их значений в наиболее крупном классе. Первое дробление горной массы несколько повышает интенсивность изменения удельной теплоты сгорания по классам крупности кусков.

2. По 5 интервалам плотности сланца наблюдается четкое и резкое уменьшение удельной теплоты сгорания в сторону увеличения плотности: при плотности сланца менее 1800 кг/м<sup>3</sup> удельная теплота сгорания  $Q_8^c$  составляет 14,8-16,2 МДж/кг и при плотности более 2100 кг/м<sup>3</sup> составляет 0,5-2,2 МДж/кг.



## Л и т е р а т у р а

1. Ыйспуу Л.М. О процессе размола сланцев в молотковых мельницах. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1966, № 232, с. 35-52.

2. Эпик И.П., Ыйспуу Л.М., Прикк А.В. О закономерностях тонкого измельчения эстонских горючих сланцев в молотковых мельницах - В кн.: Всесоюзное научно-техническое совещание по обогащению горючих сланцев. Тезисы докладов. М., 1973, с. 93-97.

3. Ыйспуу Л.М., Прикк А.В. Исследование минеральной части по размерным фракциям пыли сланцев. - В кн.: Материалы Всесоюзной конференции "Влияние минеральной части энергетических топлив на условия работы парогенераторов. Том. I. Таллин, 1974, с. II-18.

4. Отс А.А. Процессы в парогенераторах при сжигании сланцев и канско-ачинских углей. М., Энергия, 1977, с. 36-38.

L. Öispuu

### Der Heizwert des Brennschiefers in Korngrößen- und Dichteklassen der großen Stücke

#### Zusammenfassung

In diesem Artikel wird die Verteilung des Heizwertes und der Feuchtigkeit in Korngrößen- und Dichteklassen der großen Stücke des Brennschiefers verallgemeinert. Die Anfangsangaben wurden aus den Betriebsanalysen der 7 größeren Lieferanten des energetischen Brennschiefers auf Grund estnischer Vorkommen ermittelt. In den 5. - 9. Korngrößenklassen der Brennschieferbergmasse (0 - 800 mm) wird die allmähliche Verkleinerung (maximal 1,5 - 2,5mal) des Heizwertes und der Feuchtigkeit in der Richtung größerer Stücke beobachtet. In der 5. Dichteklasse des Brennschiefers wird die deutliche und scharfe Verkleinerung des Heizwertes in der Richtung der Dichtevergrößerung beobachtet.







### ОПЫТ ПРИМЕНЕНИЯ КОМБИНИРОВАННОЙ ОЧИСТКИ ШИРМОВОГО ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЯ ПЫЛЕСЛАНЦЕВОГО КОТЛА

Многолетний эксплуатационный опыт применения существующих разных методов очистки ширмовых пароперегревателей котлов, работающих на топливе со сложным составом минеральной части, например, на прибалтийских сланцах и углях Канско-Ачинского бассейна, показал, что они не могут одновременно обеспечить высокое тепловосприятие и надежную работу металла пароперегревателя.

Попытки решать проблему загрязнения пароперегревателя только конструкционными решениями или выбором режимных параметров не дают ожидаемых результатов. При сжигании топлива, где в продуктах сгорания имеются окись кальция и окислы серы, образование прочных сульфатных отложений обычно неизбежно. Рост и упрочнение таких отложений происходит не мгновенно, а через определенное время в результате сульфатизации рыхлых отложений. Для уменьшения загрязнения пароперегревателя необходимо частое удаление рыхлых отложений методами, которые были бы безвредны для металла. Возникающие со временем из остатков рыхлых отложений прочные отложения необходимо удалять реже, так как этот процесс неизбежно ведет к некоторому ускорению высокотемпературной коррозии труб, вследствие потери защитных свойств оксидной пленки в циклах очистки. Наиболее эффективным методом удаления плотных отложений является водяная обмывка поверхностей нагрева. Учитывая полученный положительный опыт эксплуатации по вышестемеченной комбинированной схеме очистки пароперегревателей на котле ПК-38 при сжигании назаровского угля [1] и на полупромышленном ширмовом пароперегревателе пылесланцевого котла [2] на Прибалтийской ГРЭС, внедрена промышленная



эксплуатация комбинированного метода очистки ширмового пароперегревателя котла ТП-17.

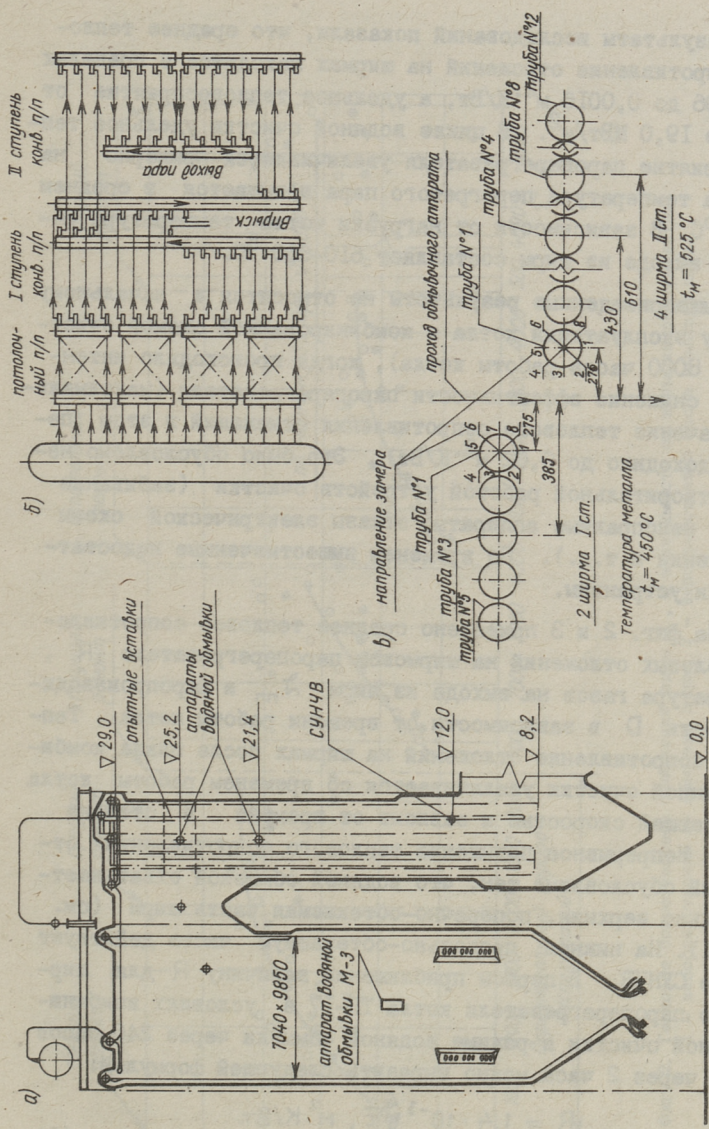
Основным средством очистки ширмового пароперегревателя являются уравнишенные низкочастотные встряхиватели (СУНЧВ), а для водяной обмывки применяются четыре реконструированные аппарата типа ОГ. Схема пароперегревателя и установка аппаратов водяной очистки, а также место крепления СУНЧВ показано на фиг. 1. Очищаемый пароперегреватель расположен в опускном газоходе. Примерно 30 % общей поверхности пароперегревателя работает относительно газового потока по поперечно-обтекаемой схеме. Пароперегреватель изготовлен из труб перлитной стали 12Х1МФ  $\Phi 42 \times 5,0$  мм и состоит из двух частей (при этом, обе части состоят из 16-ти ширм с шагами 585 мм). Аппараты водяной обмывки охватывают полностью поперечно обтекаемую часть пароперегревателя, а также частично и некоторую долю продольно обтекаемой части.

Ниже приводятся результаты исследований тепловой эффективности ширмового пароперегревателя при применении комбинированной очистки и влияние названного метода на работу металла труб в течение 27 500 часов работы котла. Аппараты водяной очистки включаются через каждые 240 часов, а СУНЧВ через каждые 2 часа. В качестве обмывочного агента использовалась холодная техническая вода с давлением 0,5 МПа. До и после водяной обмывки проводилась регистрация всех показателей, необходимых для определения тепловосприятий поверхностей нагрева. Рабочий ход аппарата водяной обмывки составляет 4,2 м, частота вращения - 16 об/мин и скорость поступательного движения - 0,76 м/мин. Аппарат снабжен специальной сопловой головкой с четырьмя соплами диаметром 5 мм.

Котел работал во время испытаний на сланце следующего среднего состава  $W^P = 11,1$  %,  $A^P = 43,4$  %,  $Q_H^P = 8,77$  МДж/кг,  $(CO_2)_K^P = 17,6$  %.

Обработка результатов испытаний велась по специальной программе на ЭВМ "Найри-3-2". Алгоритмом расчетов было предусмотрено определение теплового сопротивления отложений на ширмовом пароперегревателе  $R$ , удельного тепловосприятия ширм  $q$ , температуры газов на выходе из ширм  $t_{гн}''$ , а также технико-экономических показателей.





Фиг. 1. Схема расположения устройств очистки на ширмовом пароперегревателе - (а); шаровой тракт котла - (б); схема установки вставок на ширмах - (б).



Результаты исследований показали, что среднее тепловое сопротивление отложений на ширмах находится в пределах от 0,006 до 0,0016 м<sup>2</sup>·К/Вт, а удельное тепловосприятие от 14,5 до 19,0 МВт/м<sup>2</sup>. В цикле водяной очистки удельное тепловосприятие пароперегревателя увеличивается примерно на 12 %, а температура перегретого пара повышается в среднем на 10 °С. В зависимости от нагрузки котла температура газов на выходе из ширм составляет 610–660 °С.

Вышеприведенные результаты не относятся к начальному периоду эксплуатации котла с комбинированной схемой очистки (до 8000 часов работы котла), когда происходило интенсивное снижение эффективности пароперегревателя (максимальное значение теплового сопротивления отложений в этом периоде доходило до 0,02 м<sup>2</sup>·К/Вт). Это было обусловлено неудовлетворительной работой устройств очистки (забивание сопел, неисправные аппараты, отказы электрической схемы управления и т.д.). Со временем вышеотмеченные недостатки были устранены.

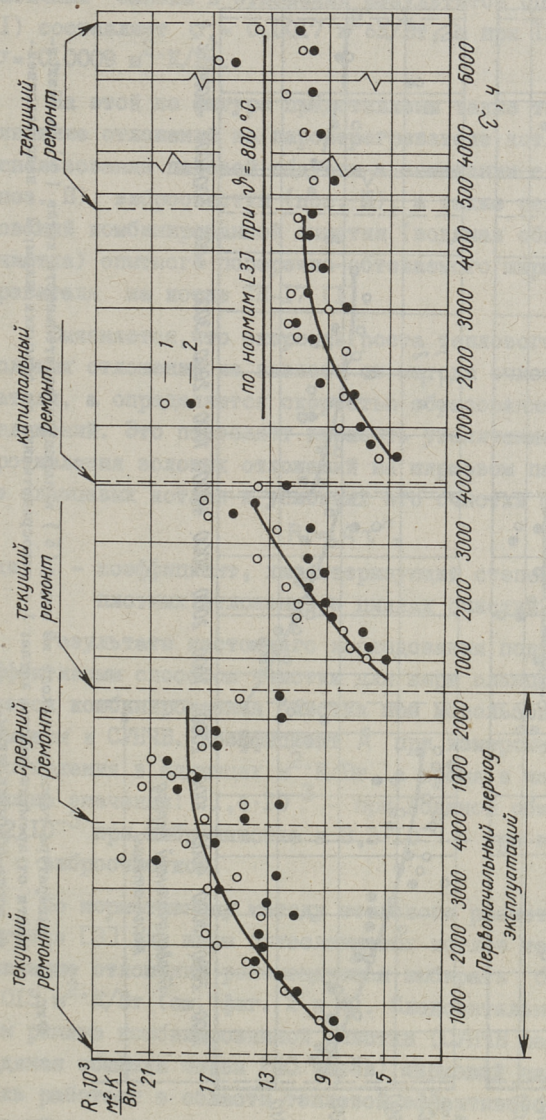
На фиг. 2 и 3 приведено среднее тепловое сопротивление золовых отложений на ширмовом пароперегревателе  $R$ , температура газов на выходе из ширм  $\lambda_{\text{шп}}''$  и паропроизводительность  $D$  в зависимости от времени работы котла. Тепловое сопротивление отложений на ширмах после цикла комбинированной очистки увеличивается со временем работы котла с убывающей скоростью и зависит от времени в степени 0,25. Непрерывное повышение теплового сопротивления отложений обусловлено тем, что водяной обмывкой охватывается только верхняя, поперечно-обтекаемая часть ширм (см. фиг. 1). На нижнюю, продольно-обтекаемую часть действует только СУНЧВ. В первом приближении величину  $R$  для ширмового пароперегревателя котла ТП-17 в условиях комбинированной очистки в режиме водяной обмывки через 240 часов СУНЧВ через 2 часа можно выразить следующей формулой:

$$R = 1,4 \cdot 10^{-3} \sqrt[4]{\tau}, \text{ м}^2 \cdot \text{К/Вт} \quad (1)$$

$$150 \leq \tau \leq 6000,$$

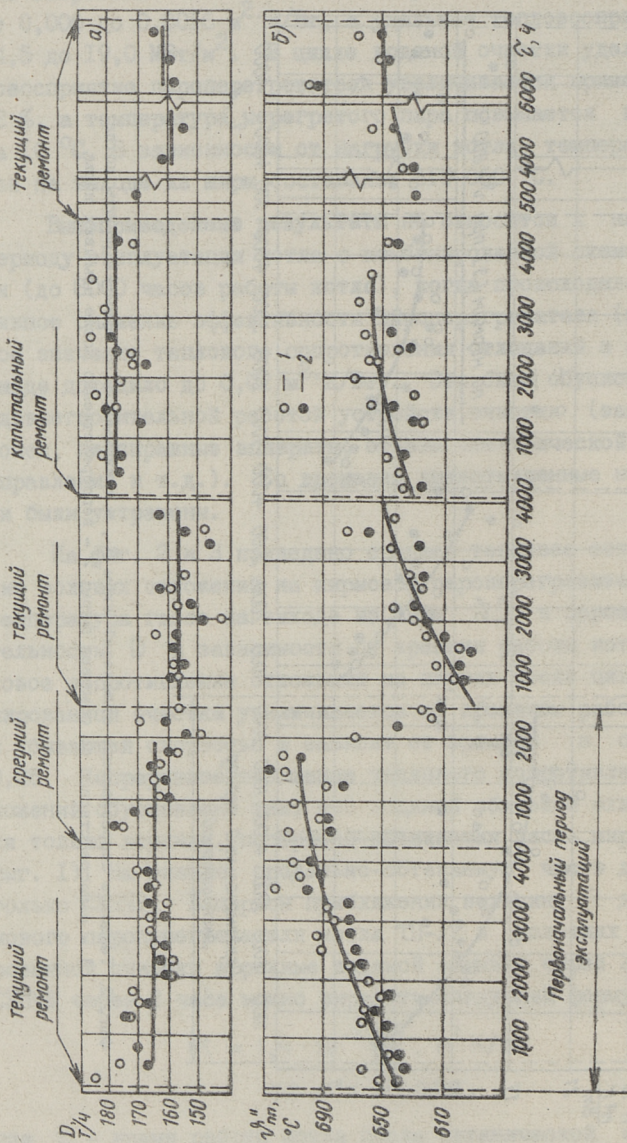
где  $\tau$  – время работы котла после механической очистки ширм.





Фиг. 2. Тепловое сопротивление отложений ширм  $R$ , в зависимости от времени работы котла: 1 - непосредственно до обмывки ширм; 2 - непосредственно после обмывки ширм.





Фиг. 3. Температура газов на выходе из ширм (б) и непроизводительность котла (а), в зависимости от времени работы котла: 1 - непосредственно до обмылки ширм; 2 - непосредственно после обмылки ширм.



Зависимость  $R$  от времени при использовании комбинированной очистки показана на фиг. 4 (поз. I). Средняя квадратичная ошибка в отношении результатов опытов и формула (I) составляет  $\sigma = 0,0017 \text{ м}^2 \cdot \text{К/Вт}$ , а при  $150 \leq \tau \leq 2500 \text{ ч}$  -  $\sigma = 0,0009 \text{ м}^2 \cdot \text{К/Вт}$ .

На этой же фигуре представлены также тепловое сопротивление отложений на пароперегревателе котла ТП-Г7 при использовании паровой обдувки в сочетании с виброочисткой (поз. II), виброочистки (поз. III), а также результаты исследований комбинированной очистки (водяная обмывка и виброочистка) опытного поперечно-обтекаемого ширмового пароперегревателя на котле ТП-Г7 [II].

Выясняется, что скорость роста теплового сопротивления золовых отложений не зависит от метода очистки пароперегревателя, а определяется скоростью образования плотного слоя отложений. Это позволяет выразить увеличение теплового сопротивления золовых отложений на ширмовом пароперегревателе сланцевых котлов в условиях его очистки формулой

$$R = A \tau^n, \quad (2)$$

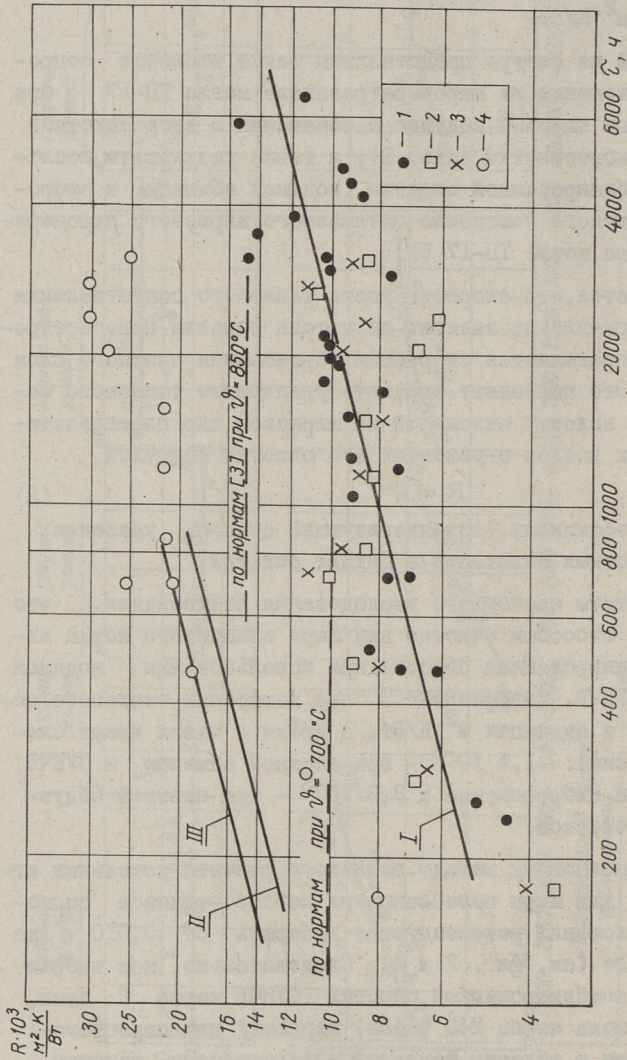
где  $A$  - коэффициент, характеризующий степень удаления плотных отложений в циклах очистки.

Результаты настоящего исследования подтвердили, что эффективным способом очистки для ширм сланцевого котла является комбинированная очистка при использовании водяной обмывки и СУНЧВ. Коэффициент  $A$  при измерении теплового сопротивления в единицах  $\text{м}^2 \cdot \text{К/Вт}$ , а время в часах имеет следующие значения:  $1,4 \cdot 10^{-3}$  - при водяной обмывке и СУНЧВ,  $4,2 \cdot 10^{-3}$  при виброочистке и  $3,3 \cdot 10^{-3}$  - при паровой обдувке с виброочисткой.

По нормативному методу теплового расчета котельных агрегатов [3] для ширм пылесланцевых котлов тепловое сопротивление отложений рекомендуется выбирать от 0,010 до 0,015  $\text{м}^2 \cdot \text{К/Вт}$  (см. фиг. 2 и 4). Следовательно, при выбранном режиме комбинированной очистки (СУНЧВ через 2 часа, водяная обмывка через 240 часов) ширмовый пароперегреватель работает в области тепловой эффективности, рекомендуемой нормативным методом расчета.

Для исследования поведения металла труб в условиях комбинированной очистки в первой и второй ступенях ширмо-

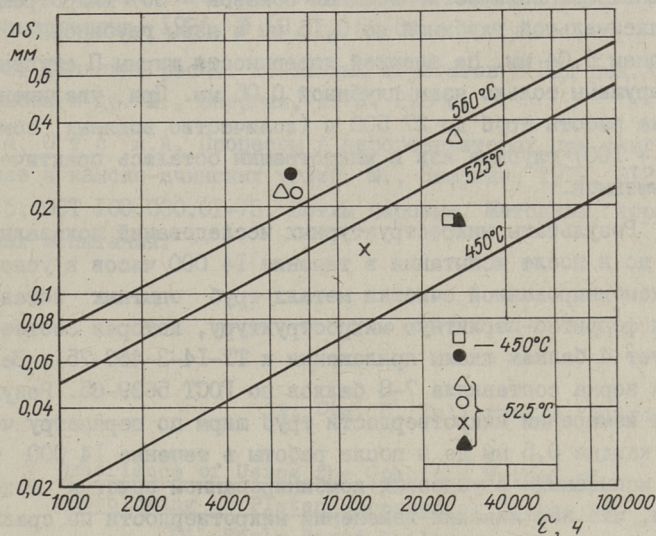




Фиг. 4. Тепловое сопротивление отложений ширм  $R$ , в зависимости от времени работы котла ТП-17. I — водяная очистка в сочетании с СУНЧВ по формуле (1), II — паровая обдувка в сочетании с виброочисткой [4], III — виброочистка [4]; 1 — водяная очистка в сочетании с СУНЧВ, 2-4 — водяная очистка в сочетании с виброочисткой при температуре труб метала ширм соответственно  $425^\circ C$ ,  $470^\circ C$ ,  $505^\circ C$ .



вого пароперегревателя на уровне обмывочного аппарата были установлены опытные вставки (см. фиг. I). Вставки изготовили из труб из стали 12Х1МФ длиной 2 м. Вырезка вставок была произведена после 7000, 14 000 и 27 500 часов их работы в котле. Из вырезанных вставок изготовили шлифы, которые подвергались металлографическим исследованиям для выявления изменения в микроструктуре металла, глубины износа, а также глубины проникновения термоусталостных трещин.



Фиг. 5. Кинетическая диаграмма коррозионной стойкости труб из стали 12Х1МФ под влиянием стабильных отложений сланцев.

На фиг. 5 приведена зависимость глубины высокотемпературной коррозии труб из стали 12Х1МФ в течение времени (кинетические характеристики коррозий) под влиянием стабильных золовых отложений сланцев [5]. Там же представлена и максимальная глубина износа труб, измеренная на опытных вставках при использовании комбинированного метода очистки.

Максимальное отклонение глубины износа от среднекинетической составляет  $\delta(\Delta s) = +0,2$  мм для труб, работающих при температуре внешней поверхности металла 450 °С, и  $\delta(\Delta s) = +0,1$  мм для труб, работающих при температуре внешней поверхности металла 525 °С в течение 27 500 часов.



Таким образом, в обоих случаях фактическая глубина износа является небольшой и не выходит за пределы отклонения от геометрических размеров исходной трубы.

Исследование наружной поверхности отшлифованных образцов показало, что на внешней поверхности от прохода обмывочного аппарата I ступени ширм первых труб образовались после 14 000 часов работы в условиях комбинированной очистки (общее количество водяных обмывок - 50) микротрещины с максимальной глубиной до 0,15 мм и язвы глубиной в среднем 0,04 мм. На внешней поверхности ширмы II ступени обнаружены только язвы глубиной 0,05 мм. При увеличении срока работы труб до 27 500 ч (количество водяных обмывок - 100) глубина язв и микротрещин осталась практически неизменной.

Результаты микроструктурных исследований показали, что до и после испытания в течение 14 000 часов в условиях комбинированной очистки металл труб опытных вставок имел ферритно-перлитную микроструктуру, которая соответствует 4 баллам шкалы приложения к ТУ-14-3-460-75. Величина зерна составляла 7-8 баллов по ГОСТ 5639-65. Результаты измерений микротвердости труб ширм по периметру через каждые 0,5 мм до и после работы в течение 14 000 часов испытаний в условиях комбинированной очистки показали, что нет никаких изменений микротвердости по сравнению с трубами исходного состояния.

#### В ы в о д ы

1. Использование комбинированной очистки ширмового пароперегревателя пылесланцевого котла обеспечивает высокую тепловую эффективность поверхности при минимальном износе труб.

2. При применении комбинированной очистки на режиме водяной обмывки через 240 часов, СУНЧВ через 2 часа, тепловое сопротивление отложений стабилизируется с течением времени до величины  $0,013 \text{ м}^2 \cdot \text{К/Вт}$ .

3. Проведенные исследования подтверждают, что данный режим очистки пароперегревателя гарантирует срок службы труб не менее 100 тыс. часов.



## Л и т е р а т у р а

1. О т с А.А. и др. Тепловая эффективность ширмовых пароперегревателей в условиях длительной комбинированной очистки. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, № 502, 1982, с. 41-51.

2. О т с А.А., Сууркууск Т.Н. Комбинированный метод очистки поверхностей нагрева парогенераторов. - Теплоэнергетика, 1976, № 10, с. 60-64.

3. Тепловой расчет котельных агрегатов / Под ред. Н.В. Кузнецова и др. М., Энергия, 1973. 296 с.

4. О т с А.А. Процессы в парогенераторах при сжигании сланцев и канско-ачинских углей. М., Энергия, 1977. 312 с.

5. ОСТ 108.030.01-75. Котлы паровые. Методика коррозионных испытаний.

A. Ots, H. Tallermo, A. Siirde

### Experience of Using the Combined Method of Sootblowing Platen Superheater Stages of Oil-Shale Fired Boiler

#### Summary

This paper deals with the results achieved while testing platen superheater stages of oil-shale fired boiler ТП-17. The combined method sootblowing - water blowing and low frequency shaking - was used. The thermal resistance of the ash-layer on platen superheater stages depending on the boiler operation time is also presented. The results of the investigation of corrosive wear and fatigue microcracks of platen superheater stages tubes are given. It is shown that water blowing with low frequency shaking is an effective method of cleaning platen superheater stages.







А.А. Отс, А.А. Пайст, М.П. Нуутре,  
А.П. Пообус

ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА ЗОЛОВЫХ  
ОТЛОЖЕНИЙ С ПОВЕРХНОСТЕЙ НАГРЕВА ВИХРЕВОЙ  
ТОПКИ ЦКТИ КОТЛА П-49

Образование золовых отложений на поверхностях нагрева имеет весьма сложный характер и зависит как от химико-минералогического состава неорганической части топлива, так и от физических условий в котлоагрегате во время работы.

Следовательно, изучение механизма загрязнения требует проведения комплексных исследований, включающих наряду с лабораторными исследованиями химико-минералогического состава и физических свойств летучей золы, шлака и отложений и промышленные исследования на котлах для выяснения влияния режимных факторов на процесс образования золовых отложений.

Основные режимные факторы, характеристика угольной пыли летучей золы и шлака из вихревой топки ЦКТИ котла П-49 Назаровской ГРЭС при сжигании березовского и назаровского углей приведена в работе [1].

В настоящей статье приводится характеристика золовых отложений, полученных при помощи зондов-пробоотборников, а также проб отложений, отобранных с поверхностей нагрева котла П-49 при сжигании назаровского и березовского углей.

Изучение процессов образования первоначальных отложений на поверхностях нагрева проводилось при помощи двух специальных зондов воздушного охлаждения: зонд-пробоотборник воздушного охлаждения [2] и усовершенствованный зонд типа топочного калориметра [3]. Имея возможность регулировать подачу воздуха, удается поддерживать температуру стенки зонда-пробоотборника во время всего пробоотбора на необ-



ходимом уровне (в данном случае, на уровне температуры стенки экранных труб котла). Усовершенствованный зонд-калориметр имеет 4 измерительных элемента, что позволяет получить четыре разные температуры поверхности и на одном калориметре изучать влияние температуры поверхности на процесс загрязнения. В качестве вторичного прибора при измерении температуры применялся потенциометр КСП.

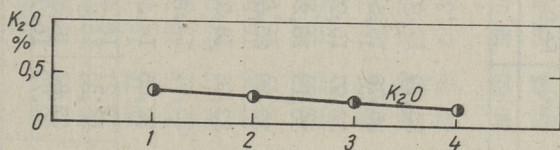
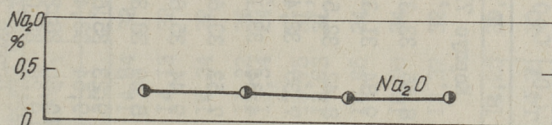
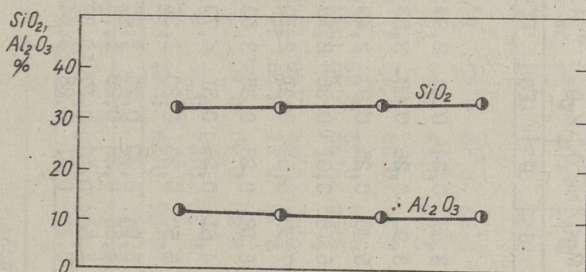
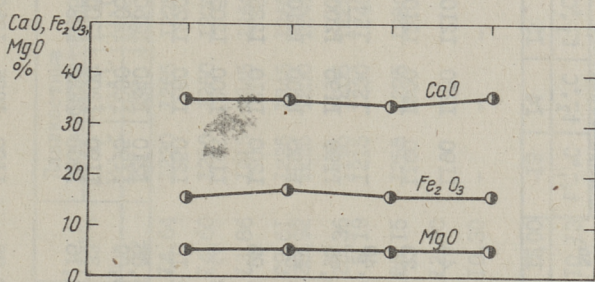
Визуальное наблюдение за характером загрязнения четырехэлементного зонда показало, что все элементы во время сжигания назаровского угля покрывались однотипными отложениями. Химический состав отложений, отобранных с различных элементов зонда-калориметра, приведен на фиг. 1.

Рентгенофазовый анализ отложений с измерительных элементов показывает, что основными минералами является, по очередности интенсивности пиков:  $\text{Fe}_2\text{O}_3$ ,  $\text{CaO}$ ,  $\text{CaSO}_4 \cdot 3\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3$  и  $\text{Fe}_3\text{O}_4$ . При этом линии для всех проб с разных элементов почти одинаковы, что подтверждается также химическим составом, приведенным на фиг. 1.

Эти данные говорят о том, что в данном температурном интервале (от 360 до 525 °C) влияние температуры поверхности на состав и свойства отложений незначительно.

Химический состав, степень сульфатизации  $\text{K}_2\text{SO}_3$  и плавкостные характеристики отложений по высоте топки при сжигании назаровского и березовского углей приведены в таблицах 1 и 2. Из таблицы 1 видно, что химические составы отложений с поверхностей нагрева корпуса 7А и 7Б практически совпадают, исключение составляет только содержание  $\text{SO}_3$  в пробах. Отложения с поверхностей нагрева корпуса 7Б содержат меньше  $\text{SO}_3$ , чем отложения с поверхностей нагрева 7А. Высокая температура сжигания и вихревое движение факела обеспечивают необходимое время для высокотемпературной обработки золы, способствующее, по-видимому, связыванию основного количества окиси кальция с  $\text{SiO}_2$  и  $\text{Al}_2\text{O}_3$  в алюмосиликаты, благодаря чему степень сульфатизации проб отложений с поверхностей нагрева корпуса 7Б колеблется в пределах от 2 до 24 % при сжигании назаровского угля. В отложениях с поверхностей нагрева корпуса 7б при сжигании назаровского угля содержание  $\text{SiO}_2$  составляет 32-38 %, а  $\text{CaO}$  = 28-38 %.





Фиг. 1. Химический состав золотых отложений (на бессерную массу) с элементов 4-элементного зонда-калориметра. Средние температуры поверхностей элементов: 1 - 360 °C; 2 - 425 °C; 3 - 470 °C; 4 - 525 °C.



## Т а б л и ц а I

Результаты химических анализов проб отложений назаровского угля с поверхностей магнеза колга П-49 корпусов 7А и 7Б (в пересчете на бессерную массу)

№ п/п пробы	№ пробы	Характеристика проб	Химический состав										SO <sub>3</sub> %	K <sub>2</sub> SO <sub>3</sub>	Пластовые характеристики				
			SiO <sub>2</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO	Na <sub>2</sub> O	K <sub>2</sub> O	t <sub>1</sub> , °C	t <sub>2</sub> , °C	t <sub>3</sub> , °C			I3	I4	I5		
I	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15					
Корпус 7Б																			
I	16-82	Отложения с фронтального экрана	35,99	17,97	8,55	33,31	3,68	0,24	0,24	2,97	5,44	1190	1200	1210					
2	15-82	Отложения с правого бокового экрана	35,76	18,64	9,84	31,33	3,90	0,26	0,28	3,22	6,23	1190	1200	1210					
3	54-81	Отложения в правого бокового экрана	36,97	15,97	8,42	32,50	5,48	0,25	0,37	2,47	4,40	-	-	-					
4	49-81	Отложения с фронтального экрана	36,19	18,24	7,35	32,43	5,16	0,31	0,36	2,78	4,95	1190	1195	1200					
5	53-81	Отложения с левого бокового экрана	33,38	20,64	4,84	33,15	7,38	0,31	0,31	2,19	3,51	1195	1200	1210					
6	52-81	Отложения с фронтального экрана	33,68	18,32	7,53	33,67	6,18	0,28	0,35	3,53	5,92	1200	1210	1225					
7	23-82	Отложения с фронтального экрана	35,91	13,90	9,44	35,60	4,61	0,24	0,31	4,77	8,44	1195	1200	1205					
8	24-82	Отложения с заднего экрана	32,65	14,40	8,39	38,39	5,57	0,20	0,20	1,35	2,10	1250	1260	1270					
9	21-82	Отложения с защитных ширм	32,21	16,49	9,23	35,63	5,94	0,30	0,20	2,25	3,68	1210	1240	1250					
10	14-82	Отложения с ШПШ	35,33	16,41	9,54	33,49	4,65	0,28	0,29	1,78	3,09	1195	1200	1205					
11	47-81	Отложения с ШПШ	37,84	18,50	10,50	28,35	4,50	0,10	0,17	10,39	24,33	1190	1200	1205					
12	22-82	Отложения с ШПШ	32,79	16,08	9,26	35,06	6,22	0,31	0,28	13,24	24,15	1200	1220	1235					
Корпус 7А																			
13	50-81	Отложения с фронтального экрана	32,17	21,53	4,32	35,72	5,56	0,36	0,34	16,06	30,85	1190	1225	1250					
14	48-81	Отложения с защитных ширм	35,16	17,71	7,29	34,10	5,43	0,14	0,17	5,11	8,92	1185	1215	1220					

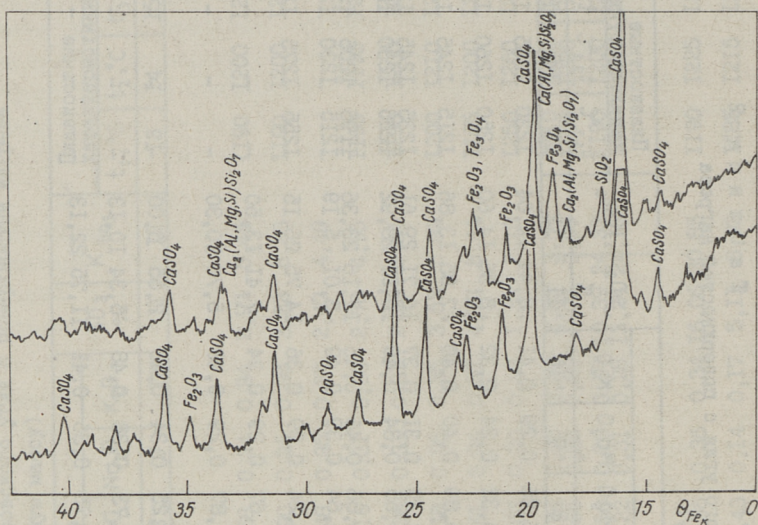


Т а б л и ц а 2

Результаты химических анализов проб отложений березовского угля с поверхностней нагрева котла П-49 корпус 7Б (в пересчете на бессерную массу)

№ п/п пробы	Характеристика проб	Химический состав										SO <sub>3</sub> %	K <sub>2</sub> SO <sub>3</sub>	Плавокостные характеристики				
		SiO <sub>2</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO	Na <sub>2</sub> O	K <sub>2</sub> O	t <sub>1</sub> , °C	t <sub>2</sub> , °C	t <sub>3</sub> , °C			I3	I4	I5		
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15				
I	II5-82	Отложения с правого бокового экрана	28,16	16,25	14,84	33,80	6,26	0,29	0,41	8,44	14,64	1230	1265	1275				
2	II6-82	Отложения в заднего экрана	27,19	18,32	14,13	33,48	6,32	0,24	0,32	8,36	14,60	1250	1260	1270				
3	II7-82	Отложения с фронтного экрана	28,17	17,03	15,34	32,78	5,89	0,40	0,40	7,85	13,86	1215	1245	1260				
4	II8-82	Отложения с ШПП бокового экрана	27,88	16,50	11,22	36,27	7,45	0,31	0,37	16,71	29,61	1235	1245	1265				
5	II9-82	Отложения в правого бокового экрана	28,17	16,93	13,34	24,28	6,55	0,34	0,40	16,51	28,92	1225	1230	1245				
6	I20-82	Отложения с ШПП	29,87	16,22	15,75	31,38	5,86	0,46	0,46	12,16	23,36	1195	1205	1225				
7	I21-82	Отложения с фронтного экрана	30,10	17,05	13,83	31,49	6,64	0,39	0,49	3,01	5,19	1215	1230	1240				
8	I22-82	Отложения с фронтного экрана	26,71	19,71	11,85	34,74	6,24	0,39	0,36	14,75	26,15	1255	1275	1280				
9	I31-82	Отложения с левого экрана	28,89	18,82	12,90	34,08	4,67	0,29	0,34	7,41	13,50	-	-	-				
10	I32-82	Отложения с фронтного экрана	25,55	22,30	13,37	32,19	5,87	0,29	0,43	5,76	10,30	-	-	-				
11	I33-82	Отложения с правого экрана	29,88	19,74	14,25	30,09	5,25	0,34	0,45	2,65	5,00	-	-	-				
12	I34-82	Отложения с фронтного экрана	29,65	19,41	14,38	30,00	5,73	0,38	0,48	5,34	10,13	-	-	-				
13	I35-82	Отложения с левого экрана	28,24	19,67	13,20	31,38	6,75	0,36	0,41	11,75	22,13	-	-	-				





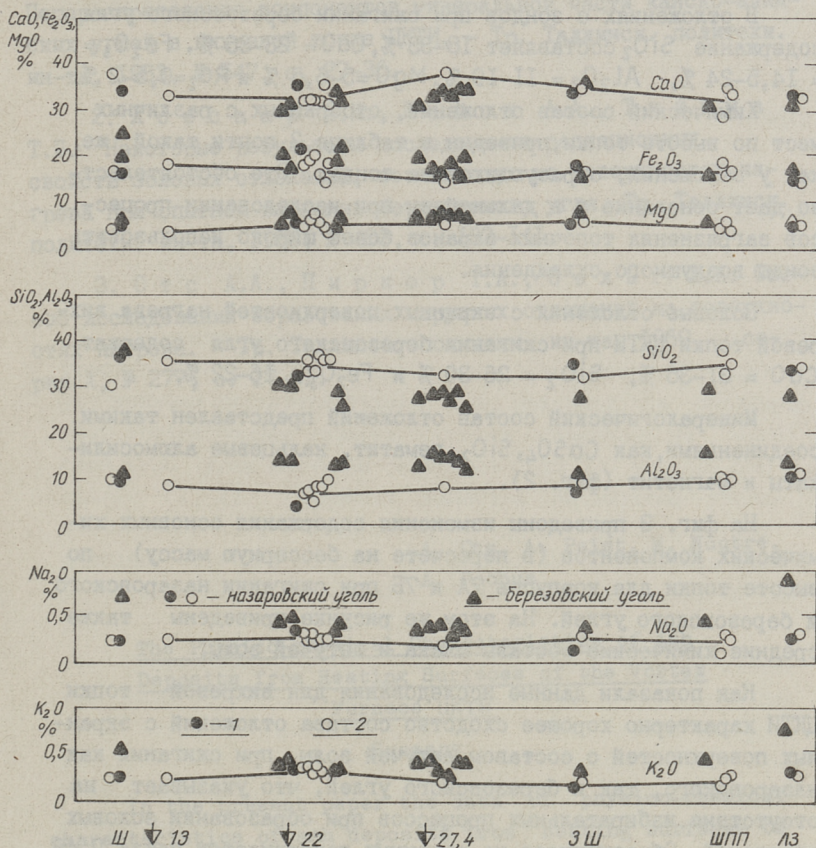
Фиг. 2. Дифрактограммы отложений березовского угля с поверхностей нагрева вихревой топки ЦКТИ котла П - 49. А - проба 118-82, Б - проба 138-82.

При этом эти же отложения содержали еще  $Fe_2O_3 = 14-21\%$ ,  $Al_2O_3 = 5-10\%$ ,  $MgO = 4-7\%$  и общей серы при пересчете на  $SO_3 = 1-13\%$ .

Рентгенофазовый анализ этих же отложений показывает, что основными минералами являются  $CaSO_4$ ,  $SiO_2$ ,  $Fe_2O_3$  и  $3CaO \cdot Al_2O_3$ . В состав некоторых отложений дополнительно входят минералы  $Ca(Al_2Si_2O_7)$  - (анортит),  $Ca_2MgSi_2O_7$  - (окерманит),  $Ca_2(Al, Mg, Si)Si_2O_7$  (мелитит) и  $Fe_3O_4$ .

Как показывают данные этих исследований, отложения, образующиеся на экранных трубах топки котла П-49 7Б при сжигании назаровского угля, представляют собой типичные шлаковые отложения, в которых основными компонентами являются





Фиг. 3. Химический состав золовых отложений по высоте топки, летучей золы и шлака (на бессерную массу). Ш - шлак, ЗШ - защитные ширмы, ШПП - ширмовые пароперегреватели, 1 - корпус 7А; 2 - корпус 7Б.



$\text{SiO}_2 = 32-38 \%$  и  $\text{CaO} = 28-38 \%$ . Содержание железа в отложениях с экранных труб котла П-49 (корпус 7Б) составляет 14-20 %.

В отложениях с зондов при сжигании березовского угля содержание  $\text{SiO}_2$  составляет 18-33 %,  $\text{CaO} = 23-36 \%$ ,  $\text{Fe}_2\text{O}_3 = 14,5-24 \%$ ,  $\text{Al}_2\text{O}_3 = 11-19 \%$ ,  $\text{MgO} = 5-6,5 \%$  и  $\text{RO}_2 = 0,5-2 \%$ .

Химический состав отложений, отобранных с различных мест по высоте топки, приведен в таблице 2 почти такой же, как у отложений, образующихся на зондах. Это обстоятельство дает основание и в дальнейшем при исследовании процессов загрязнения топочных экранов более широко использовать зонды воздушного охлаждения.

Золотые отложения с экранных поверхностей нагрева вихревой топки ЦКТИ при сжигании березовского угля содержат  $\text{CaO} = 31-36 \%$ ,  $\text{SiO}_2 = 26-30 \%$  и  $\text{Fe}_2\text{O}_3 = 16-22 \%$ .

Минералогический состав отложений представлен такими соединениями, как  $\text{CaSO}_4$ ,  $\text{SiO}_2$ , гематит, кальцевые алюмосиликаты и магнетит (фиг. 2).

На фиг. 3 приведены изменения содержания основных химических компонентов (в пересчете на бессерную массу) по высоте топки для корпусов 7А и 7Б при сжигании назаровского и березовского углей. На этом же рисунке приведены также средние химические составы шлака и летучей золы.

Как показали данные исследования для вихревой топки ЦКТИ характерно хорошее сходство состава отложений с экранных поверхностей с составом летучей золы, при сжигании как назаровского, так и березовского углей, что указывает на отсутствие избирательных процессов при образовании золотых отложений. Образующиеся на экранных поверхностях котла П-49 7Б отложения представляют собой типичные сыпучие шлаковые отложения, в которых основными компонентами при сжигании назаровского угля являются  $\text{SiO}_2 = 32-38 \%$  и  $\text{CaO} = 28-38 \%$ , а березовского угля  $\text{SiO}_2 = 26-30 \%$  и  $\text{CaO} = 31-36 \%$ .

Селективного выделения железосодержащих компонентов на экранных поверхностях нагрева вихревой топки ЦКТИ не наблюдается. Содержание железа в отложениях с экранных труб котла П-49 7Б составляет: 14-20 % при сжигании назаровского угля и 16-22 % при сжигании березовского угля.



## Л и т е р а т у р а

1. О т с А.А., П а й с т А.А., Н у у т р е М.П., П о о б у с А.П., Р о о т а м м Р.Э., Т и й с л е р Л.О. Перераспределение компонентов минеральной части канско-ачинских углей в вихревой топке ЦКТИ. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1983, № 547, с. 27-36.

2. Л о о с а а р Ю.М., П а й с т А.А., Т и й к м а Т.Б. Некоторые результаты исследования радиационных свойств золых отложений, возникающих на поверхностях нагрева при опытном сжигании березовского угля. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1980, № 483, с. 133-141.

3. О т с А.А., П и р к е р Т.А., С е л ь г В.А. Способ исследования образования наружных отложений на поверхностях нагрева. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1969, серия А, № 277, с. 17-31.

A. Ots, A. Paist, M. Nuutre,  
A. Poobus

The Physico-chemical Characteristics of Ash  
Deposits from Heating Surfaces of the Vortex  
Furnace ЦКТИ

Summary

In the present paper the data of physico-chemical characteristics of ash deposits from heating surfaces of the boiler П-49 7Б which burns Nazarovo and Beryozovo brown coals are given.

It is shown that the chemical characteristics of fly ash and ash deposits are alike for the vortex furnace ЦКТИ.

The experimental studies have shown that the ash deposits from heating surfaces of boiler П-49 7Б are typical slag deposits and in these the main contents for Nazarovo brown coals are  $SiO_2 = 32-38\%$ ,  $CaO = 28-34\%$ , and for Beryozovo brown coals  $SiO_2 = 26-30\%$ ,  $CaO = 31-36\%$ .







А.Я. Махлапуу, М.П. Нуутре, А.П. Пообус,  
Т.Б. Тийкма, Л.О. Тийслер

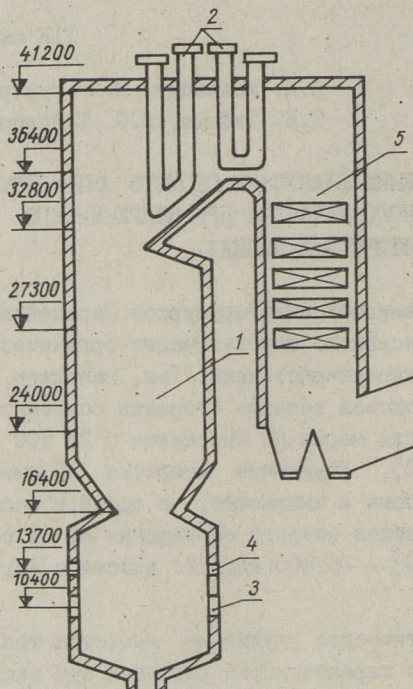
ОПРЕДЕЛЕНИЕ ШЛАКУЮЩИХ СВОЙСТВ АНТРАЦИТОВОГО ШТЫБА  
УХУДШЕННОГО КАЧЕСТВА ПРИ СЖИГАНИИ ЕГО  
В ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ТОПКАХ

Ограниченность энергоресурсов Европейской части СССР требует интенсивного использования органических топлив с ухудшенными характеристиками. Так, например, за последние годы среднегодовая теплота сгорания сожженного на Змиевской ГРЭС угля марки АШ снизилась с 23 500 до 19 800 кДж/кг [1, 2]. Ухудшение качества АШ вызвано увеличением зольности и влажности, с одной, и необходимостью сжигания остатков мокрого обогащения АШ (в основном шлама, у которого  $Q_n^p = 16\ 000$  кДж/кг) вместе с АШ, с другой стороны.

Систематическое ухудшение качества топлива и частое колебание его характеристик вызывает при эксплуатации паровых котлов следующие трудности: 1) осложняется разгрузка угля и его транспорт по тракту топливоподачи; 2) снижается производительность пылесистемы; 3) возрастает повреждаемость и износ оборудования; 4) шлакуются поверхности нагрева котлоагрегатов и др., которые приводят к резкому снижению нагрузки и увеличению числа вынужденных остановок энергоблоков. К этому следует добавить, что за последние годы все чаще встречаются случаи очень сильного загрязнения первых рядов труб первой ступени ширмового пароперегревателя. Это явление непосредственно связано с занижением теплоты сгорания и увеличением зольности топлива (по сравнению с проектными данными) и приводит в некоторых случаях к полному захватыванию выходного сечения топki.



Настоящая работа посвящена исследованию влияния перемешивания АШ со шламом на физико-химические характеристики образовавшихся отложений, как на поверхностях нагрева парового котла ТПП-210А, так и на специальных неохлаждаемых зондах.



Фиг. 1. Схема котлоагрегата ТПП-210А. 1 - топка; 2 - ширмовый пароперегреватель; 3 - горелки; 4 - сбросные сопла; 5 - конвективная шахта.

Прямоточный котлоагрегат сверхкритического давления ТПП-210А Змиевской ГРЭС с параметрами  $D_{nn} = 264$  кг/с,  $P_n = 25,0$  МПа,  $t_{ne} = 565/570$  °С имеет двухкорпусное исполнение, П-образную компоновку, предназначен для работы в блоке с турбиной К-300-240 и рассчитан на сжигание донецкого тощего угля и АШ в режиме жидкого шлакоудаления. Каждый корпус котла представляет собой самостоятельный котел (фиг. 1) производительностью 132 кг/с. В топке котла образованы выступы фронтными и задними экранами, которые образуют пережки, разделяющий топку на две камеры: горения и



охлаждения. Полуоткрытая топочная камера оборудована шестью улитоchno-лопаточными пылегазозамутными горелками тепловой мощностью примерно 70 МВт, расположенными на фронтальной и задней стенах в один ярус. Расчетное тепловое напряжение объема топочной камеры составляет 162,5 кВт/м<sup>3</sup>.

В поворотном газоходе котла размещен ширмовый пароперегреватель, а в вертикальной конвективной шахте расположены конвективный первичный пароперегреватель, промперегреватель и водяной экономайзер. Подогрев воздуха до расчетной температуры 375 °С осуществляется в регенеративных воздухоподогревателях (по 2 РВП на корпус). Котел оборудован тремя системами пылеприготовления с ШБМ и промбункером пыли и системой транспорта ее к горелкам горячим воздухом.

В целях исследования характера образования отложений на экранных поверхностях нагрева и физико-химических характеристик этих отложений, было проведено две серии опытов продолжительностью три дня каждая.

Топливом во время I серии испытания котла являлся донецкий АШ с разных шахт, зольностью  $A^C=23-27\%$ , а во II серии к АШ добавлялся шлак. Грубое перемешивание производилось на топливном складе ГРЭС и при этом средняя зольность смеси  $A^C=30-35\%$ .

Для обеспечения нормального режима воспламенения и горения при сжигании АШ ухудшенного качества, а также для обеспечения выхода жидкого шлака без "затягивания" леток застывающим шлаком была подключена подсветка мазутом или газом [3, 4]. Количество топлива для подсветки определялось в зависимости от качества сжигаемого АШ по [4] и составляло порядка 6-II % от общего расхода условного топлива на котел.

При опытах отбирались пробы отложений с экранных поверхностей нагрева и с последних труб первого по ходу газов ширмового пароперегревателя работающего котла через угловые гляделки при помощи специального ковша. Перед каждой серией опытов участки поверхностей нагрева, с которых предусматривался отбор проб, были очищены от ранее образовавшихся на них отложений. Пробы были отобраны с разных высот камеры охлаждения по всему периметру топки.



Усредненные данные химического анализа этих проб, а также проб лабораторной золы топлива, шлака и уноса за котлом, отобранных при этих опытах, приведены на фиг. 2, где также приведены усредненные данные химических анализов отложений, отобранных при помощи неохлаждаемого зонда с верхней части камеры охлаждения топки для определения температуры начала интенсивного шлакования по методике ВГИ. Как следует из результатов анализа, лабораторная зола АШ и зола смеси АШ со шламом по химическому составу сходны.

Основным компонентом в золе сжигаемого топлива является  $\text{SiO}_2$ , содержание которой на бессерную массу составляет 51–53 %. Следующим по количеству компонентом является  $\text{Al}_2\text{O}_3$ : 23–26 %. Сумма этих компонентов в золе  $A_k = \text{SiO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3 = 74\text{--}79\%$ .

Из данных, приведенных на фиг. 2 также видно, что зола антрацита характеризуется низким содержанием основных компонентов  $\text{CaO}$ ,  $\text{MgO}$ ,  $\text{K}_2\text{O}$  и  $\text{Na}_2\text{O}$ . Сумма этих компонентов в золе исходного топлива составляет 10–13 %. Железа в золе топлива содержится 10–13 %, а серы 4–6 %. При этом, основное количество серы является сульфидной (67–80 %).

Величина условного количества основных компонентов  $A_0 = \text{CaO} + \text{MgO} + \text{K}_2\text{O} + \text{Na}_2\text{O} + \text{Fe}_2\text{O}_3$  в золе исходного топлива составляет 20–26 %. Из вышеизложенного следует, что зола антрацита и смеси антрацита со шламом является кислой, а кислые золы всегда характеризуются высокими температурами  $t_1$ ,  $t_2$  и  $t_3$ , высокой вязкостью и они достаточно инертны по отношению к окислам серы.

Анализ данных, приведенных на фиг. 2, показывает, что заметного перераспределения минеральных компонентов, как по длине газотока, так и между двумя сжигаемыми топливами, не наблюдается. Степень сульфатизации (на фиг. 2 не приведена) этих отложений мала: 7–15 % у лобовых отложений, летучей золы и шлака и 35 % у тыльных отложений (поз. 8, фиг. 2).

Вышеизложенное позволяет предполагать, что образование сульфатносвязанных шлаковых отложений на поверхностях нагрева котлов, сжигающих АШ, маловероятно.

Шлакующие свойства углей при их сжигании можно оценить двумя способами:

1) расчетным путем на основе химического состава лабораторной золы топлива [5];



2) экспериментальным путем, определяя температуру начала интенсивного шлакования.

К простому способу оценки склонности шлакования золы можно отнести определение относительного числа  $\text{SiO}_2$  [5]

$$SR = \frac{100 \text{SiO}_2}{\text{SiO}_2 + \text{Fe}_2\text{O}_3 + \text{CaO} + \text{MgO}} \quad (1)$$

При  $SR > 72$  склонность шлакования считается низкой, при  $72 > SR > 65$  средней и при  $SR < 65$  высокой. Расчет по данным, приведенным на фиг. 2, показывает, что для АШ и смеси АШ со шламом  $SR = 74-76$ , т.е. склонность к шлакованию у этих топлив можно считать низкой. К этому необходимо добавить, что увеличение  $SR$  означает и увеличение вязкости шлака, которая и наблюдается на работающем котле ТПП-210А.

Влияние серы на склонность к шлакованию можно оценить при помощи коэффициента шлакования [6]:

$$R_s = (A_0/A_K) S, \quad (2)$$

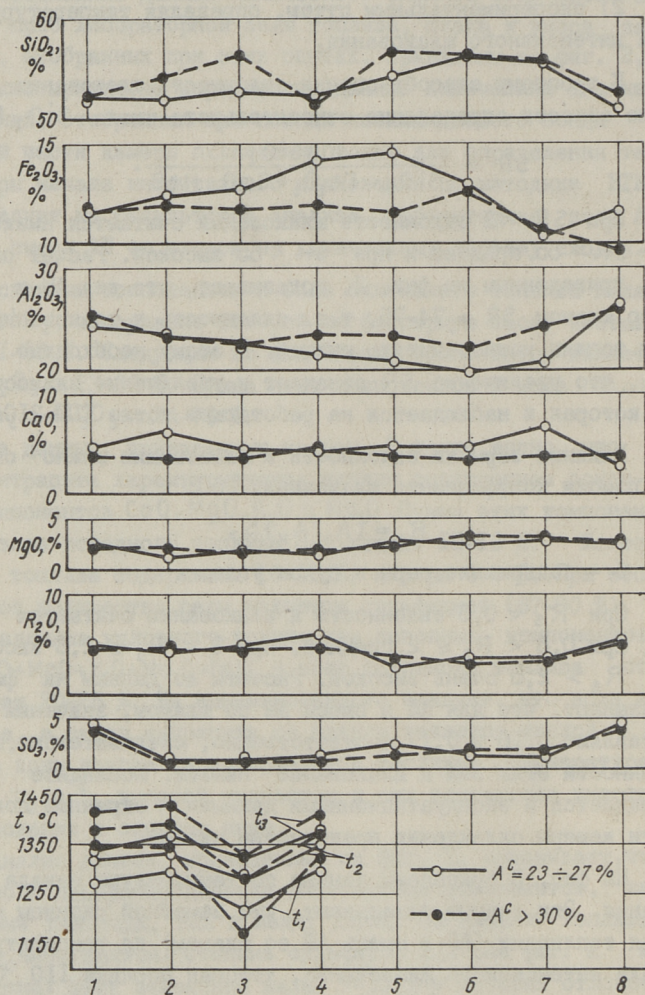
где  $S$  - содержание серы в сухом угле.

При  $R_s < 0,6$  склонность к шлакованию считается низкой, при  $0,6 < R_s \leq 2$  средней, при  $2 < R_s \leq 2,6$  высокой и при  $R_s > 2,6$  очень высокой. Расчеты по данным на фиг. 2 показывают, что для АШ и смеси АШ со шламом, значения  $R_s$  составляют 0,16 и 0,17 соответственно, следовательно, по (2) склонности этих зол к шлакованию низкие. Последнее подтверждается и эксплуатационными данными - экранные поверхности камеры охлаждения практически чистые.

На фиг. 3 приведены данные по температуре начала шлакования. Эти данные показывают, что заметной разницы между двумя топливами (АШ и смесь АШ со шламом) по температуре начала интенсивного шлакования, которая порядка  $110^\circ\text{C}$ , нет. Однако заметно, что скорость шлакования при сжигании АШ со шламом при температуре  $1150^\circ\text{C}$  примерно в два раза выше, чем при сжигании АШ и достигает до  $4 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{мин})$  при температуре газов  $1200^\circ\text{C}$ .

При наблюдении за осаждением частиц золы на неохлаждаемый зонд можно было заметить, что осаждающиеся частицы попадут на поверхность в полуразмягченном состоянии. Это явление похоже на выпадение мокрого снега на провода низковольтных ЛЭП. При температуре газов  $1200^\circ\text{C}$  максимальная



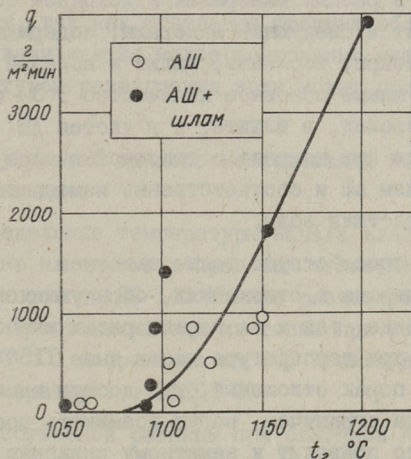


Фиг. 2. Изменение химического состава и плавкостных характеристик при сжигании АШ (сплошная линия) и АШ со шлаком (пунктирная линия) в пробах, 1 - лабораторная зола топлива; 2 - шлак; 3 - отложение с неохлаждаемого зонда без предварительного прокаливания; 4 - унос; 5-7 - отложения с экранной поверхности топки на отметках 24 000, 27 300 и 32 800 соответственно; 8 - тыльные отложения с ширм на выходе из топки.



высота гребка на зонде составила около 7 см в течение порядка 2 мин, после чего она под собственным весом медленно отрывается от подслоя отложений на зонде. При высоких температурах (500–1000 °С) отложения с поверхности зонда отделяются с трудом, а остывшие до комнатной температуры отложения растрескиваются и легко отделяются от трубы.

Отложения, отобранные при помощи неохлаждаемого зонда перед ширмами на выходе из топки при температуре выше 1150 °С содержат углерода в среднем 10–20 %. Такое же содержание углерода установлено в отложениях с первых рядов ширмового пароперегревателя при сильном их шлаковании. Вышеуказанные отложения находятся в размягченном состоянии в котле при снижении температуры газов в порядке до 1100 °С.



Фиг. 3. Результаты опытов по определению температуры начала шлакования при сжигании АШ и АШ со шламом.

В целях связывания шлакующих и плавкостных характеристик отложений были определены плавкостные характеристики лабораторной золы топлива, шлака, уноса и отложений, отобранных неохлаждаемым зондом перед ширмами на выходе из топки при сжигании обеих топлив. Плавкостные характеристики ( $t_1, t_2, t_3$ ) лабораторной золы, шлака и уноса (фиг. 2, нижняя кривая) при сжигании АШ со шламом несколько выше по сравнению с соответствующими данными при сжигании АШ (за счет некоторого увеличения  $A_K$ ). Совсем иная картина



плавкостных характеристик у отложений, отобранных при помощи неохлаждаемого зонда (поз. 3, фиг. 2) - температура начала деформации  $t_1$ , для смеси АШ со шлаком примерно на 50 °С ниже, чем при сжигании чистого АШ. Температуры  $t_2$  и  $t_3$  для обеих топлив практически совпадают. При прокаливании отложений с неохлаждаемого зонда при температуре 1000 °С в течение 2 часов увеличилась плавкость до уровня летучей золы (поз. 4, фиг. 2). Определение плавкостных характеристик проводилось в окислительной среде (в воздухе).

Разницу в плавкостных характеристиках золы двух исследованных топлив с практически одинаковым химическим составом можно объяснить содержанием  $\text{SiO}_2$ , как основного компонента золы в разных минералах в исходном топливе. Обычно  $\text{SiO}_2$  входит в следующие минералы, содержащиеся в каменном угле: кварц, каолинит, иллит и полевошпат. Если, например, в шлаке основное количество  $\text{SiO}_2$  содержится в глинистых минералах, в иллите, а в чистом АШ - в виде кварца, то первое при нагреве в топочной камере поведет себя по-иному, чем АШ и соответственно изменяются и плавкостные характеристики золы.

Шлакованию способствует также заметное содержание несгоревшего углерода в отложениях, образующихся как на неохлаждаемом зонде, так и на первых рядах ширмового пароперегревателя при температуре газов выше 1150 °С. В этих условиях в порах отложений, где доступ кислорода к частицам углерода ограничен, могут возникать восстановительные зоны, что приводит к заметному снижению температуры размягчения золы. Кроме того, более высокая температура приводит к более легкому прилипанию частиц золы к трубам поверхности нагрева.

К вышеизложенному следует добавить, что снижение температуры газов ниже 1150 °С приводит к резкому снижению содержания углерода в отложениях, которое при температуре газов 1100 °С составляет в этих отложениях лишь 1-2 %.

Заниженные плавкостные характеристики отложений с неохлаждаемого зонда по сравнению с лабораторной золой исходного топлива, шлака и уноса, объясняются следующими обстоятельствами.



Во-первых, при отборе проб при помощи неохлаждаемого зонда термические процессы разложения и превращения в минеральной части топлива еще не совершились, что привело к занижению плавкостных температур.

Во-вторых, озоление угольных проб в лабораторных условиях ведет к получению угольной золы, температурно-временные характеристики которой характеризуются большими отличиями от температурно-временных характеристик золы, образовавшейся от сжигания угля в топочной камере, и поэтому их нельзя рассчитывать как представительные [5].

Средние результаты анализа температуры размягчения и плавления полученной в лабораторных условиях золы дают возможность получить ограниченную информацию о склонности угля к шлакованию, так как отдельные фракции обладают различными свойствами и даже малое содержание материала с низкой температурой размягчения золы может привести к шлакованию.

По результатам данного исследования можно сделать следующие выводы:

1. Определение температуры начала шлакования показывает, что она находится в пределах температур газов 1050 - 1100 °С, которая на 90-140 К ниже расчетного значения температуры газов на выходе из топки при номинальной нагрузке (1190 °С) и примерно на 260 К ниже действительных рабочих температур (~ 1320 °С).

2. Существенной разницы при сжигании АШ и АШ со шламом как по химическому составу лабораторной золы исходного топлива, шлака, отложений и летучей золы, так и в температурах начала шлакования не наблюдается.

3. Хотя плавкостные характеристики лабораторной золы исходного топлива, летучей золы и шлака находятся в пределах 1270-1430 °С, в топочном процессе появляются легкоплавкие соединения, которые находятся в размягченном состоянии при температурах порядка 1100 °С, способствующие этим интенсивному шлакованию ширм на выходе из топки.

4. Для обеспечения нормальной работы котла и предотвращения шлакования ширм в окне на выходе из топки при сжигании АШ ухудшенного качества, температура на выходе из топки не должна превышать 1050 °С.



## Л и т е р а т у р а

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

2. Шницер И.Н. Исследование процесса горения низкореакционных углей переменного качества. - Электрические станции, 1983, № 5, с. 27-30.

3. Шницер И.Н., Плаксин О.Т., Васильев О.Л., Соловьев Л.К. Сжигание низкореакционных углей переменного качества в топках мощных блоков. - Энергетика и электрификация, 1981, № 1.

4. Шницер И.Н., Соловьев Л.К., Плаксин О.Т. Сжигание антрацита ухудшенного качества и смеси АШ с мазутом в топке котла ТПП-210А. - Электрические станции, 1980, № 6.

5. Albrecht W. und Pollmann S. Neuere Beiträge zum Verschlackungsmechanismus in trockenentaschten Steinkohlefeuerungen. - VGB Kraftwerkstechnik, 1980, Band 60, Nr. 2, S. 90-97.

6. Attig R.C. and Duzay A.F. Coal ash deposition studies and application to boiler design. - In: Proceed. Amer. Power Conf. Chicago, 1969, v. 31. p. 290-300.

A. Mahlapuu, M. Nuutre, A. Poobus,  
T. Tiikma, L. Tiisler

### Determining Slagging Characteristics of Low-quality Powdered Anthracite Burned in Power Furnaces

#### Summary

The mineral part of powdered anthracite and its mixture with slush have been burned. Melting characteristics have been analysed and initial slagging temperature determined. It is shown that to avoid intense slagging of the front-line tubes of screens at the furnace exit, it is expedient to put a 1100 °C temperature limit to the outgoing gases.



Г.В. Альфимов, Я.П. Лайд, А.В. Литинецкий,  
И.И. Лысаков, Ю.А. Рундыгин, А.Э. Сийрде,  
А.Г. Соловей, В.В. Фадеев

ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЯ КОТЛА  
ТП-17 ПРИ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОМ ВИХРЕВОМ  
СЖИГАНИИ СЛАНЦЕВ

Использование прибалтийских сланцев играет значительную роль в топливном балансе Северо-Западного экономического района СССР. Сжигание сланцев в энергетических котлах сопряжено с рядом трудностей, обусловленных свойствами его минеральной части, основными из которых являются [1]:

- шлакование топочной камеры и загрязнение конвективного пароперегревателя (КПП);
- высокотемпературная коррозия металла труб;
- эрозионный износ плотных пакетов водяного экономайзера и воздухоподогревателя.

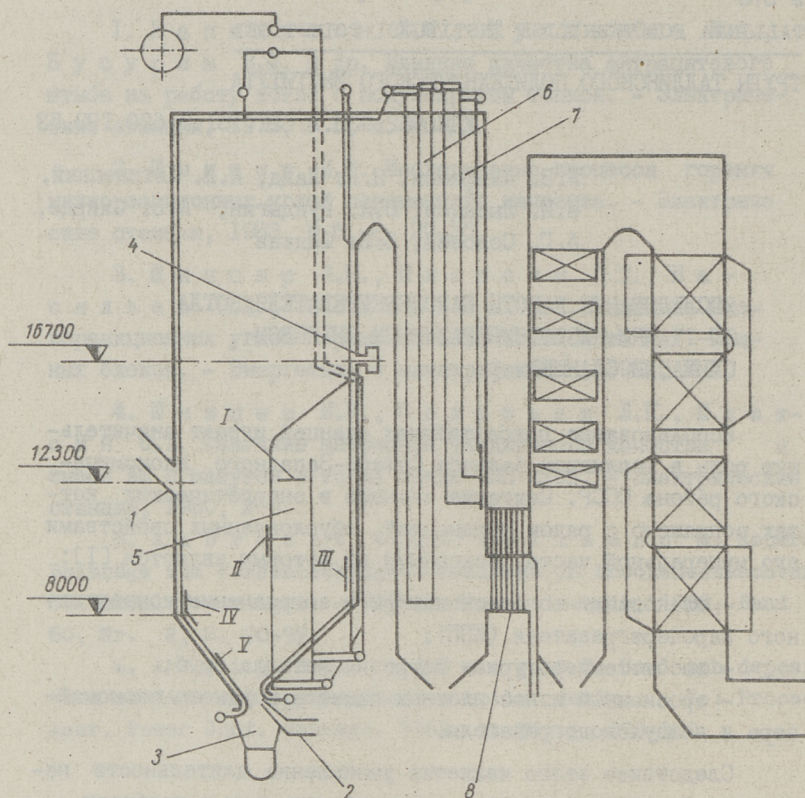
Следствием этого является уменьшение длительности непрерывной кампании котлов, снижение нагрузки и необходимость организации эффективной очистки поверхностей нагрева, что увеличивает коррозионно-эрозионный износ металла труб.

Решение проблем, связанных с минеральной частью сланцев и повышением тепловой эффективности поверхностей нагрева, возможно на основе применения новых способов сжигания, в частности, низкотемпературного вихревого способа (НТВ) ЛПИ.

Опираясь на опыт ТЭЦ Ахтме [2] ЛПИ совместно с ПКБ Эстонглавэнерго разработали проект реконструкции котла ТП-17 (ст. № 13) Прибалтийской ГРЭС, которая была осуществлена в 1980 году (фиг. 1).

В топочной камере организовано вихревое движение газовых и топливных потоков за счет наклоненных под углом



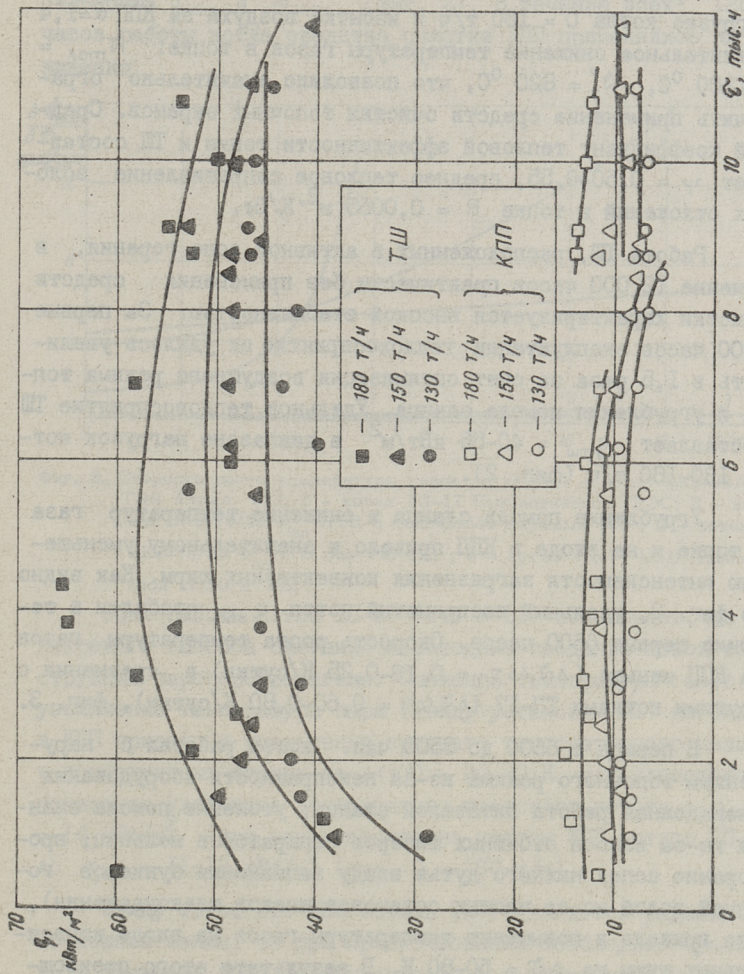


Фиг. 1. Схема котла ТП-17 НТВ Прибалтийской ГРЭС. 1 - горелки; 2 - сопла НД; 3 - бункера шнекового шлакоудаления; 4 - сопла Ш Д; 5 - ТШ; 6 - КПП - I; 7 - КПП - II; 8 - встроенный жалюзийный золоуловитель. Зоны отбора проб золовых отложений: I - 57, 59, 60 (№ проб по табл. 1); II - 104, 108; III - 105; IV - 103; V - 58.

45° горелок и сопел нижнего дутья (НД). Для отвода прямой части факела от заднего экрана установлены сопла верхнего (третичного) дутья (III Д). В зоне предполагаемых максимальных тепловыделений установлено шесть пароперегревательных топочных ширм (ТШ) общей поверхностью нагрева  $N_{ТШ} = 309 \text{ м}^2$ .

Пар из барабана котла подается в ТШ, из которых поступает в потолочный пароперегреватель. Для уменьшения сопротивления пароперегревательного тракта, фронтные ширмы





Фиг. 2. Динамика удельных тепловосприятий КПП и ТШ в ходе эксплуатации при различных нагрузках котла.



КПП (КПП-1) реконструированы с четырехходовых на двухходовые, что привело к уменьшению общей поверхности КПП на  $\Delta N_{\text{кпп}} = 320 \text{ м}^2$ . Кроме переделки КПП-1 и установки ТШ, пароперегреватель котла остался без изменений.

В результате проведенной реконструкции получено при нагрузке котла  $D = 180 \text{ т/ч}$  и избытке воздуха за КПП  $\alpha = 1,4$  значительное снижение температуры газов в топке:  $\bar{t}_{\text{max}} = 1200 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $\bar{t}_T'' = 820 \text{ }^\circ\text{C}$ , что позволило значительно ограничить применение средств очистки топочных экранов. Средний коэффициент тепловой эффективности топки и ТШ составляет  $\psi = 0,50-0,55$ , среднее тепловое сопротивление золовых отложений в топке  $R = 0,0055 \text{ м}^2 \cdot \text{К/Вт}$ .

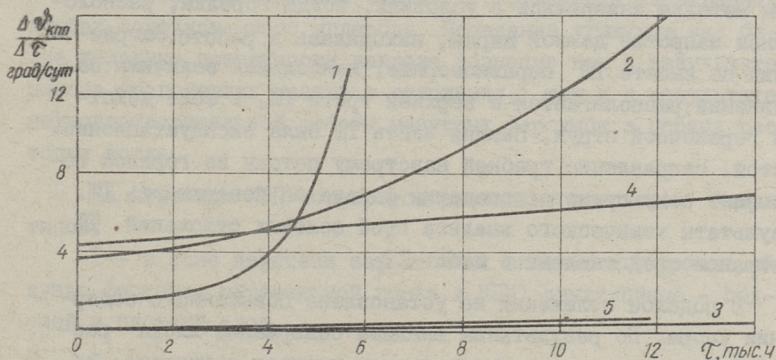
Работа ТШ, расположенных в активной зоне горения, в течение 12 000 часов практически без применения средств очистки характеризуется высокой стабильностью. За первые 6000 часов эксплуатации тепловосприятие их удалось увеличить в 1,5 раза за счет оптимизации воздушного режима топки и угрубления помола сланца. Удельное тепловосприятие ТШ составляет  $q_{\text{тш}} = 40-55 \text{ кВт/м}^2$  в диапазоне нагрузок котла 130-180 т/ч (фиг. 2).

Угрубление помола сланца и снижение температур газа в топке и на входе в КПП привело к значительному уменьшению интенсивности загрязнения конвективных ширм. Как видно из фиг. 2, удельный воспринятый поток  $q_{\text{кпп}}$  стабилен в течение первых 6600 часов. Скорость роста температуры газов за КПП меньше ( $\Delta \bar{t} / \Delta \tau = 0,18-0,25 \text{ К/сутки}$ ) в сравнении с другими котлами ТП-17 ( $\Delta \bar{t} / \Delta \tau = 0,60-0,80 \text{ К/сутки}$ ), фиг. 3.

В период с 6600 до 8500 час. котел работал с нарушением топочного режима из-за неисправности оборудования (ненадежная работа питателей сланца; утомление помола сланца из-за износа отбивных шиберов сепараторов мельниц; прогорание сопел нижнего дутья ввиду заполнения бункеров горячей золой из-за частых остановов шнеков шлакоудаления), что привело к повышению температуры газов на входе конвективных ширм на  $\Delta \bar{t} = 50-80 \text{ К}$ . В результате этого произошло загрязнение ширм КПП, снижение  $q_{\text{кпп}}$  и увеличение температуры газов за КПП. Указанные недостатки в работе оборудования были устранены во время среднего ремонта: были восстановлены сопла НД, прогоревшие из-за наполнения шне-



ков горячей золой, очищены ширмы КПП, выполнены работы по дополнительному угрублению пыли сланца (до  $R_{1000} = 20-30 \%$ ,  $R_{90} = 70-80 \%$ ). Перечисленные мероприятия позволили снизить температуры: за КПП на 80-120 К, за фестоном на 90-120 К. Снижение температур и угрубление помола обеспечили стабильность  $q_{кпп}$  и  $\bar{\alpha}''_{кпп}$  (фиг. 2). В течение всех 12000 часов работы котла средства очистки КПП применялись ограниченно.



Фиг. 3. Скорость роста температуры газов за КПП, 1 - котел БКЗ-75/39 Ф ТЭЦ Ахтме [2]; 2 - котел ТП-17 Прибалтийской ГРЭС; 3 - котел БКЗ-75/39 Ф НТВ с топочными ширмами [2]; 4 - котел БКЗ-75/39 Ф НТВ без ТШ [2]; 5 - котел ТП-17 НТВ Прибалтийской ГРЭС с ТШ.

Опыт работы котла ТП-17 (ст. № 13) показывает, что для вихревого способа сжигания необходимо создание новой конструкции пароперегревателя. Снижение температуры газов и увеличение температуры пара (ввиду установки ТШ) на входе в КПП привело к уменьшению среднего температурного напора в конвективных ширмах на  $\Delta(\Delta t) = 20-40$  К, как следствие, понижению удельного воспринятого теплового потока с  $q_{кпп} = 14$  кВт/м<sup>2</sup> (при эксплуатационно чистом КПП котлов ТП-17) до  $q_{кпп} = 11-12$  кВт/м<sup>2</sup> (при  $D = 180$  т/ч).

Ввиду того, что КПП котлов ТП-17 является радиационно-конвективным, то при проектировании необходимо учитывать снижение доли радиационности и уменьшение концентрации частиц летучей золы в потоке.

Задачи определения оптимальных конструктивных характеристик КПП новых НТВ котлов требуют дополнительных исследований и в объем данной работы не входят.



Пробы золовых отложений с топочных ширм, экранов топки и ширм КПШ котла ТП-17 ст. № 13 были отобраны выборочно при работе котла без водяной очистки топки и ТШ. Паровая обдувка КПШ осуществлялась только в зоне действия зафестонных аппаратов.

Температура металла выходной части ТШ находилась в пределах 400–500 °С. При этом минимальные значения температуры металла измерялись в условиях, когда горелка, расположенная напротив данной ширмы, находилась в работе. Загрязнения по высоте ТШ неравномерные, наибольшая величина загрязнений располагается в верхней трети ТШ, в зоне действия горелочной струи. Нижняя часть ТШ была эксплуатационно чистой. Направление гребней навстречу потоку из горелок показывает зону прямого попадания факела на поверхность ТШ. Результаты химического анализа проб золовых отложений ТШ и экранов представлены в табл. I.

В подслое отложений не установлено повышенного содержания хлора. По результатам анализа содержание хлора равно 0,2 %, что отвечает минимальному пределу в подслое отложений экранных труб обычных пылесланцевых котлов [1] и ниже содержания хлора в подслое отложений, взятых с ТШ котла ТЭЦ Ахтме [3]. Рассматривая, с точки зрения коррозионной активности, отложения, прилегающие к металлу, т.е. подслои отложений ТШ, видно, что присутствуют соединения щелочных металлов, мало хлора и нет сульфидов. Учитывая, что в подслое отложений ТШ котла ТЭЦ Ахтме содержание коррозионно-активных компонентов больше, можно предположить, что при отсутствии водяной очистки на ТШ котла ТП-17 (ст. № 13) образуются отложения с меньшей коррозионной активностью.

Гребневидные отложения ТШ состоят в основном из  $\text{CaO}$  и  $\text{SiO}_2$  при малом содержании серы и низкой степени сульфатизации. Химический состав и физические характеристики этих отложений близки к рыхлому слою отложений на экранных трубах обычных пылесланцевых котлов [1], но отличаются от аналогичных отложений ТШ котла ТЭЦ Ахтме меньшим содержанием железа, калия и серы, а также значительно меньшей степенью сульфатизации [3]. Однако верхний слой гребневидных отложений характеризуется высоким содержанием железа и



сульфидной серы. Можно предположить, что основное количество сульфидной серы наносится на поверхность отложений в виде  $FeS$ , который является продуктом неполного окисления колчеданной серы топлива. Наиболее возможный путь попадания размягченных частиц  $FeS$  на поверхность отложений в результате наброса факела из горелок, когда вся колчеданная сера топлива еще не успевает окислиться.

Как показали анализы (табл. I), отложения на экранных трубах содержат много углерода. Попадание углерода на более холодные поверхности нагрева возможно как в результате наноса несгоревших частиц в отложения, так и в результате неудовлетворительной работы мазутных форсунок в период растопки котла.

На ширмовом КПП образуются связанные отложения двух типов:

1 - в зоне действия зафестонных аппаратов (паровая обдувка фестона, перевальной горки и КПП) двухслойные - подслои и плотный слой.

2 - вне зоны действия паровой обдувки трехслойные - подслои, промежуточный рыхлый слой и плотный слой.

Под воздействием паровой струи удаляются рыхлые отложения и образуются плотные, хорошо связанные отложения. По химическому составу (табл. 2) все отложения на КПП сульфатные с высокой степенью сульфатизации. Визуальный осмотр КПП показал, что в зоне действия паровой обдувки толщина отложений меньше, но связаны они прочнее, чем вне зоны обдувки.

По химическому составу отдельные слои отложений КПП мало отличаются. Отсутствует послойное накопление отдельных компонентов. По сравнению с отложениями на КПП обычных пылесланцевых котлов [1] и котле ТЭЦ Ахтме [4] существенной разницы в химическом составе нет, однако, степень сульфатизации несколько выше, т.е. отложения труднее удаляются при очистке.



## Т а б л и ц а I

Результаты химического анализа проб золотых отложений, отобранных с топочных ширм и экранов котла ТП-17 ст. № 13 Прибалтийской ГРЭС

Номер пробы	Место отбора пробы	Х и м и ч е с к и й с о с т а в							Углерод, %	Потери сульфатизации при $K_{SO_3}$ 1000 °C			
		$SiO_2$	$Fe_2O_3$	$Al_2O_3$	$CaO$	$MgO$	$K_2O$	$Na_2O$			$SO_3$ общ	$SO_3$ сульф	
57	Подслой отложений топочных ширм (III)	21,42	4,60	5,95	27,78	3,52	11,03	0,20	23,82	23,81	-	0,423	3,16
59	Гребневидные отложения III	32,86	6,53	9,09	41,02	4,46	3,02	0,15	1,66	1,82	-	0,026	1,91
60	Верхний слой гребневидных отложений III	14,07	49,91	5,67	27,31	1,45	0,22	0,10	9,60	2,27	-	0,054	+1,10
104	Обводная труба III	17,97	3,39	6,37	17,01	1,63	4,66	0,15	18,17	12,14	20,85	0,383	39,23
106	Трубы № 1, 2, 3 III	-	-	-	-	-	-	-	-	-	33,65	-	-
58	Экраны трубы в районе нижнего дутья	6,60	60,56	5,26	14,54	0,48	1,46	0,12	13,03	11,37	-	0,492	3,39
105	Задний экран	14,66	3,58	5,13	16,35	1,88	2,89	0,12	15,18	12,57	28,68	0,423	45,63
103	Гребневидные с фронтального экрана	6,25	55,46	14,74	14,50	0,96	0,24	0,03	16,06	7,93	-	0,347	+1,26



Результаты химического анализа проб золотых отложений, отобранных с труб пароперегревателя (КШ) котла ТП-17 ст. № 13 Прибалтийской ГРЭС

Номер пробы	Место отбора пробы	Химический состав, %							Степень сульфатизации $K_{SO_3}$	Потеря прокаливания при 1000 °С %		
		SiO <sub>2</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO	K <sub>2</sub> O	Na <sub>2</sub> O			SO <sub>3</sub> общ	SO <sub>3</sub> сульф
	В зоне действия паровой обдувки											
88	I ступень, подслои	13,56	4,65	4,86	21,88	2,10	14,61	0,26	35,59	35,20	0,731	3,63
89	I ступень, верхний слой	12,41	3,37	3,89	24,96	2,43	12,42	0,21	39,76	39,76	0,775	1,64
90	II ступень, подслои	14,22	4,08	3,56	18,51	2,27	14,90	0,26	40,89	40,89	0,931	4,57
91	II ступень, верхний слой	12,13	2,69	1,92	24,68	2,58	12,91	0,19	42,61	42,14	0,817	1,84
	Вне зоны действия паровой обдувки											
92	I ступень, подслои	15,77	3,32	4,59	21,70	2,25	11,84	0,26	37,30	36,95	0,806	3,25
93	I ступень, средний слой	12,06	3,37	2,71	22,67	2,21	13,16	0,23	41,67	41,67	0,864	2,40
94	I ступень, верхний слой	18,99	3,40	4,61	25,25	2,81	10,76	0,17	34,16	34,16	0,670	1,31
95	II ступень, подслои	14,48	3,69	2,76	17,75	2,22	14,99	0,34	41,53	41,33	1,0	4,93
96	II ступень, средний слой	14,54	2,28	4,34	22,44	2,53	12,98	0,26	39,85	39,85	1,0	2,88
97	II ступень, верхний слой	14,82	3,16	4,20	24,67	2,85	12,95	0,19	37,50	37,49	0,719	1,65



## Л и т е р а т у р а

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

2. Померанцев В.В., Рундыгин Ю.А., Конович М.Н., Лысаков И.И., Марьямчик М.И., Отс А.А., Арро Х.Х., Прикк А.В. Исследование и совершенствование низкотемпературного вихревого сжигания сланца в котлах среднего давления. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1977, № 416, с. 65-77.

3. Отс А.А., Прикк А.В., Арро Х.Х., Рундыгин Ю.А., Конович М.Н. О характере золовых отложений на топочных ширмах при вихревом сжигании сланцев. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1977, № 416, с. 101-108.

4. Отс А.А., Прикк А.В., Арро Х.А., Рундыгин Ю.А., Конович М.Н., Щучкин И.А. Характер золовых отложений на конвективном пароперегревателе при вихревом сжигании сланцев. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1977, № 416, с. 109-116.

G. Alfimov, J. Laid, A. Litinetski, I. Lysakov,  
J. Rundygin, A. Siirde, A. Solovei, V. Fadeyev

### Investigation of Boiler TP-17 Superheater Operation in Conditions of Low-Temperature Vortical Burning of Oil-Shale

#### Summary

Boiler TP-17 was reconstructed for low-temperature vortical burning of oil-shale by the use of the platen superheater, mounted in furnace (FS). Heating surface of the convective superheater (CS) was decreased. At boiler load of 180 t/h the medium heat flux of FS was 40-55 kW/m<sup>2</sup> and of CS 11-12 kW/m<sup>2</sup>. Coarse grinding of oil-shale, the decrease of temperature in the furnace and on the inlet to the CS caused the decreasing intensity of fouling of heat surfaces with ash deposits. Chemical composition data and the description of deposits are given here as well.



Г.В. Альфимов, Я.П. Лайд, А.В. Литинецкий,  
И.И. Лысаков, Я.А. Мааренд, Д.А. Рундыгин,  
А.Г. Соловей, В.В. Фадеев

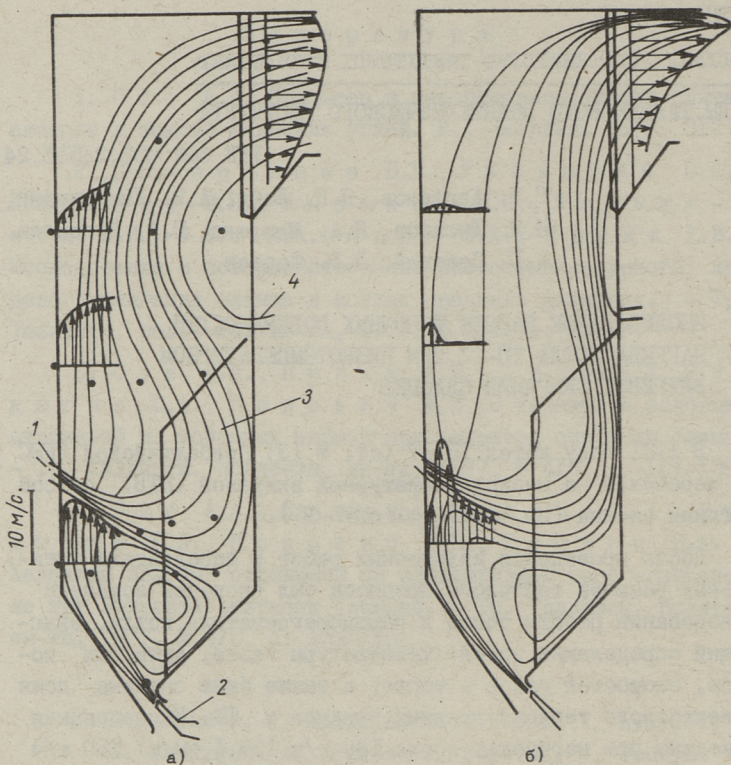
ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ ТОПОЧНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ  
НАГРЕВА КОТЛА ТП-17 ПРИ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОМ  
ВИХРЕВОМ СЖИГАНИИ СЛАНЦЕВ

В 1981 году котел ТП-17 (ст. № 13) Прибалтийской ГРЭС был переведен на низкотемпературный вихревой (НТВ) способ сжигания сланца (см. наст. сб. с.57-66).

После проведения наладочных работ и определения оптимальных режимов топочного процесса был проведен комплекс исследований работы топки и пароперегревателя котла, включающий определение полей: температуры газов, лучистых потоков, скоростей газов в топке, а также была оценена доля конвективного тепловосприятия экранов и ТШ. Исследования проведены при нагрузках котла 130 т/ч (36,1 кг/с), 150 т/ч (41,7 кг/с) и 180 т/ч (50 кг/с). За базовый режим была выбрана нагрузка котла 150 т/ч при двух крайних пределах отношения количеств движения потоков из горелок и сопел нижнего дутья (НД). ( $m_{г-w_{г}}/m_{нд-w_{нд}} = 1,9...3,4$ ). Наряду с указанными выше исследованиями определялись: фракционный состав пыли сланца, содержание горючих в провале и уносе из топки и тепловосприятия поверхностей нагрева котла. Избытки воздуха  $\alpha$  на выходе из топки изменялись от 1,4 до 1,25 при изменении нагрузки от 130 до 180 т/ч (при 150 т/ч  $\alpha = 1,35$ ).

Измерения скоростей газовых потоков в топке и КПИ производились с помощью аэродинамического двухканального зонда [1] с охлаждаемым корпусом. Измерения производились в горелочной и межгорелочной плоскостях, а также в пристенных зонах через лючки боковых и фронтального экранов и боковой стены КПИ (фиг. 1).

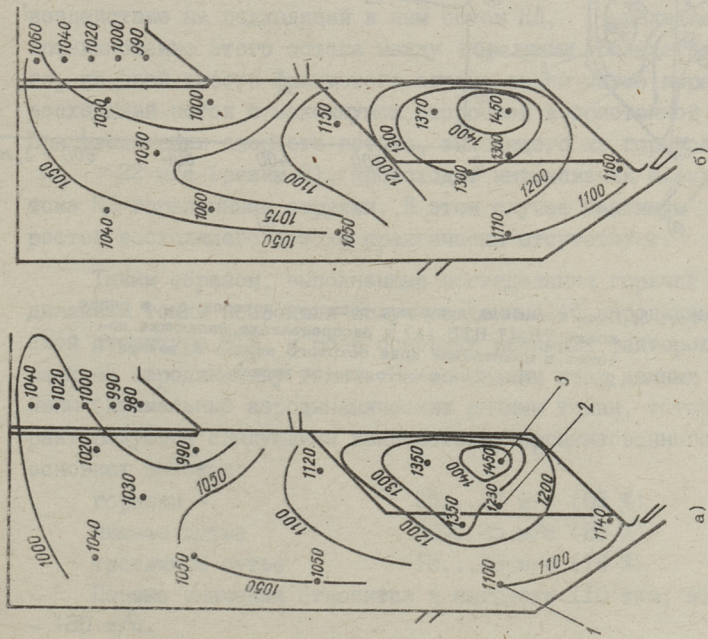




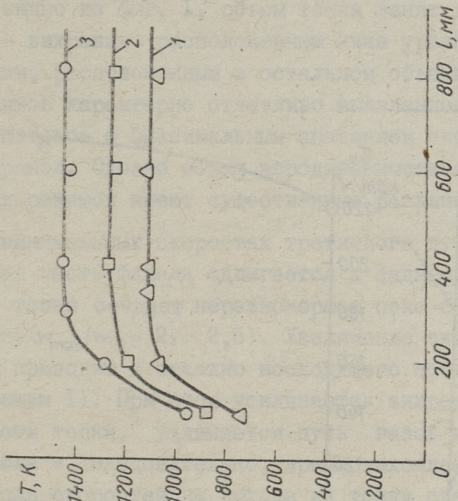
Фиг. 1. Аэродинамическая картина в топке котла ТП-17 НТЕ. 1 - горелки; 2 - сопла нижнего дутья; 3 - топочные ширмы; 4 - сопла третичного дутья; ● - лючки бокового и фронтального экранов.  
 а) режим № 1. Доли организованного воздуха через горелки  $\gamma_r = 55\%$ , сопла нижнего дутья  $\gamma_{нд} = 20\%$ , сопла третичного дутья  $\gamma_{шд} = 25\%$ .  
 б) режим № 2.  $\gamma_r = 70\%$ ,  $\gamma_{нд} = 25\%$ ,  $\gamma_{шд} = 0...5\%$ .

Исследования полей скоростей производились на различных аэродинамических режимах, что позволило выявить влияние изменения соотношения количества движения из горелок, сопел НД и третичного (верхнего) дутья (ТД). Основное внимание уделялось исследованию двух крайних режимов. Первый режим характеризуется низкими количествами движения НД и горелочных струй и высокими третичного дутья. Второй режим - высокими количествами движения НД и струй из горелок и низкими третичного дутья.



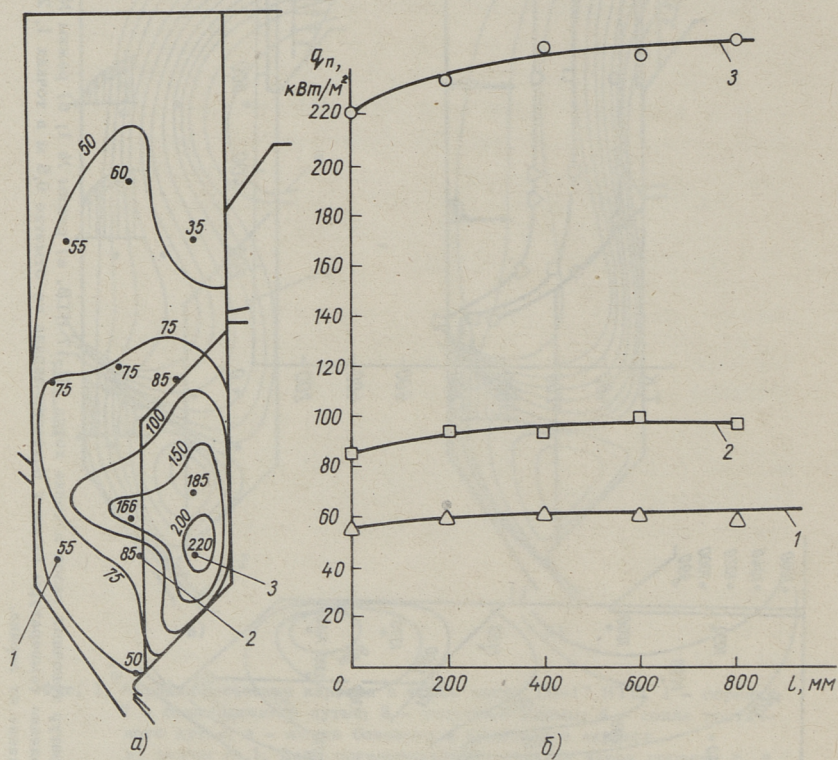


Фиг. 2. Поле температур топочных газов в топке котла ТП-17 НТВ. а) режим № 1; б) режим № 2;  
 в) распределение температуры газов у бокового экрана на отметке 9,5 м в точках 1, 2, 3.  
 l — расстояние от экрана.



в)





Фиг. 3. Поле падающих лучистых тепловых потоков  $q_n$  в точке котла ТП-17 НТВ (а) и распределение падающих потоков в пристенной зоне бокового экрана в точках 1, 2, и 3 (б).  $l$  - расстояние от экрана.



Как видно из фиг. 1, объем топки занят двумя основными потоками - вихревым, расположенным ниже уровня горелок и прямоочным, расположенным в остальном объеме топки. Для обоих режимов характерно отчетливо выявленное вихревое движение потоков с максимальным значением скорости газов вблизи экранов. Однако общая аэродинамическая картина рассмотренных режимов имеет существенные различия.

При минимальных скоростях третичного дутья (режим 2) прямоочная часть факела сдвигается к заднему экрану и при выходе из топки создает неравномерное поле скоростей в выходном окне ( $w_{\max}/w_{\text{ср}} = 2 \dots 2,5$ ). Увеличение скоростей из сопел III Д приводит к откатию восходящего потока от заднего экрана (режим I). При этом усиливается вихревое движение в нижней части топки, удлиняется путь газов в прямоочной части факела и, следовательно, время нахождения частиц в топке, после скоростей на выходе из топки становится более равномерным ( $w_{\max}/w_{\text{ср}} = 1,5 \dots 1,8$ ).

При малом количестве движения азросмееи из горелок (режим I), горелочные струи оказывают слабое эжектирующее воздействие на подходящий к ним поток НД, наблюдается проникновение этого потока между горелками. Вследствие этого, по всей высоте фронтального экрана виден четко выраженный восходящий поток с максимумом скоростей в пристенной зоне. При увеличении скорости потока, выходящего из горелок выше  $w_r = 22$  м/с (режим 2), происходит интенсивная эжекция потока НД горелочными струями. В этом случае максимум скоростей восходящего потока практически отсутствует.

Таким образом, выполненные исследования горячей аэродинамики топки позволили получить данные об аэродинамической структуре НТВ и роли основных режимных факторов, влияющих на аэродинамику топки. На основании этих данных намечены оптимальные аэродинамические режимы топки, которые характеризуются следующими количествами организованного дутья основных потоков:

горелки -	25...27 м/с (65 %)
нижнее дутье	20...25 м/с (25 %)
третичное дутье	15...25 м/с (10 %)

Первые значения относятся к нагрузке 110 т/ч, вторые - 180 т/ч.



Параллельно с измерениями полей скоростей отбирались пробы летучей золы из потоков с целью последующего определения влияния аэродинамических условий на выгорание топлива и превращение его минеральной части по ходу факела, а также измерение концентраций золы в различных точках топки и КП. Отборы золы из потоков проводились пробоотборным зондом конструкции ВТИ [1]. Отборы осуществлялись в тех же точках, где проводились остальные измерения.

Выполненное сравнение фракционного состава отобранных проб и исходной пыли сланца показало, что в отборах резко занижена доля крупных фракций ( $\delta > 500$  мкм). Последующие исследования показали, что причиной является интенсивная сепарация под воздействием сил инерции и гравитации частиц из потока и их движение вдоль экранов, так как при грубом помоле топлива ( $R_{1000} = 25...30\%$ ,  $R_{90} = 80...90\%$ ) велика доля частиц, имеющих скорость витания, соизмеримую со скоростями основных потоков. Это приводит к выпадению их из потока на скаты холодной воронки и к интенсивному движению вдоль экранов. Другим фактором, влияющим на изменение фракционного состава частиц в топке, является процесс терморазмола крупных частиц. В результате прогрева материала и реакций внутри частиц возможно их разрушение.

В зоне разворота восходящего потока у заднего экрана, при  $w_r = 5...8$  м/с, визуальнo отмечена интенсивная сепарация крупных частиц из струи и их выпадение вдоль экрана вниз. Аналогичное явление наблюдается в восходящем потоке. В зоне вихревого движения в холодной воронке визуальнo отмечен следующий характер движения частиц: на фронтальном экране частицы сепарируют в пристенную зону, скатываются вниз и вновь подхватываются струей сопел НД; вдоль вертикальной части бокового и ската заднего экранов наблюдается устойчивый поток газозвеси, движущийся в сторону сопел НД и располагающийся в зоне 100...200 мм от поверхности труб. Концентрация частиц в этом потоке достигает  $\mu \approx 1$  кг/кг. Вследствие отмеченных особенностей в присоединенной зоне концентрация частиц заметно занижена ( $\mu \approx 0,2$  кг/кг). Оценки показали, что концентрация твердой фазы в пристенных зонах может достигать  $\mu = 5...10$  кг/кг, что на порядок выше значений, полученных по данным отборов из точек объема топки, удаленных от экранов более, чем на 200 мм.



Повышение концентрации горящих частиц в пристенной зоне является одной из причин интенсификации тепловосприятия экранов. Исследование тепловой эффективности топочных поверхностей нагрева показало, что в вихревой зоне происходит локальное повышение коэффициента тепловой эффективности до  $\psi_{\text{лок}}^{\text{э}} = 0,60 \dots 0,63$ , при среднем значении  $\psi_{\text{ср}}^{\text{э}} = 0,50 \dots 0,55$ . Локальные коэффициенты определялись по данным измерения лучистых потоков, а средние по балансу топки в целом.

Другой причиной повышения тепловой эффективности экранов является уменьшение их загрязнения, вследствие снижения температурного уровня газов в топке.

Измерения температуры газов проводились безотсосным пирометром с предварительной тарировкой его показаний отсосным пирометром, датчиком в котором являлась платиноплатинородиевая термopара с устройством для обогрева спая.

В течение первого периода работы котла ТП-17 НТВ (около 7000 часов) помол сжигаемого сланца был существенно тоньше проектного ( $R_{1000} = 2 \dots 5 \%$ ,  $R_{90} = 40 \dots 50 \%$ ). Впоследствии за счет увеличения расхода воздуха через мельницы изменением сепараторов мельниц (практическая ликвидация сепараторов) удалось резко угрубить фракционный состав сжигаемого сланца до  $R_{1000} = 25 \dots 30 \%$ ,  $R_{90} = 80 \dots 90 \%$ . Температурные поля были изучены как на первом этапе работы, так и после угрубления помола в диапазоне нагрузок 110...200 т/ч [2]. Было отмечено, что угрубление помола сланца по сравнению с применяемым в обычных пылесланцевых котлах ( $R_{1000} = 0 \dots 0,5 \%$ ,  $R_{90} = 20 \dots 30 \%$ ) и организация НТВ топочного процесса позволили снизить температуру на выходе из топки в первый период работы при  $R_{90} = 40 \dots 50 \%$  до 1000...1100 К (на  $\Delta T = 100 \dots 150$  К), а максимальные температуры в топке до 1450...1500 К (на  $\Delta T = 150 \dots 200$  К) по сравнению с обычными котлами ТП-17. Зона температурного максимума при этом располагалась на отметке примерно 14 м.

Последующее угрубление помола сланца до  $R_{1000} = 25 \dots 30 \%$ ,  $R_{90} = 80 \dots 90 \%$  привело к смещению зоны максимальных тепловыделений до отметки примерно 10...11 м, а уровень максимальных температур снизился до 1350...1450 К.



Температура на выходе из топки уменьшилась до 950...1100 К (фиг. 2). Сравнение обычных пылесланцевых котлов ТП-17 [3] и котла ТП-17-НТВ показывает, что уровень максимальных температур заметно снижен (на  $\Delta T = 100...150$  К при нагрузках 110...180 т/ч).

Измерения тепловых потоков производились тепломерами, термосондами и узкоугольным оптическим радиометром. Узкоугольный оптический радиометр имеет датчик в виде вакуумированной колбы с окном в торцевой части и дифференциальную термопару, расположенную в колбе против окна. Корпус радиометра охлаждается водой и имеет диафрагму, которая сужает сферический угол воспринятого излучения до  $7^\circ$ . Сланцевый факел обладает высокой оптической плотностью. Это подтверждается результатами методических экспериментов, которые показали, что интенсивность излучения  $J_s$  имеет максимум в направлении, перпендикулярном экрану ( $\varphi = 0$ ), и слабо зависит от угла между нормалью и направлением измеряемого потока ( $\varphi$ ). Получено, что величина падающего потока  $q_{\text{пад}}^{\text{н}}$  может быть принята равной  $J_s$  при  $\varphi = 0$  (при относительной погрешности 1,4%).

Падающие на экраны лучистые потоки в топке котла ТП-17 при НТВ процессе не превышали  $220 \text{ кВт/м}^2$  при среднем значении, равном  $90...100 \text{ кВт/м}^2$ , в то время как при общепринятых методах сжигания лучистые потоки на экраны котлов составляют  $160...220 \text{ кВт/м}^2$ , максимальные - до  $370 \text{ кВт/м}^2$  [3].

На фиг. 2в и 3б показано изменение температуры газового потока и падающего лучистого потока около бокового экрана на уровне отметки 9,5 м. Сравнение с обычными котлами ТП-17 [3] показывает, что изменение этих величин происходит на расстоянии  $y_0 = 200...300$  мм от поверхности труб, тогда как при прямоточном способе сжигания толщина термического пограничного слоя составляет  $y_0 = 700...1500$  мм. По результатам исследований пристенных слоев топочных газов степень неизотермичности для вихревой зоны составляет  $\Delta \bar{q} = 0,05...0,10$  и увеличивается до  $\Delta \bar{q} = 0,35...0,50$  в верхней части топки. Для прямоточного сжигания сланца на котлах ТП-17 характерной является степень неизотермичности  $\Delta \bar{q} = 0,40...1,5$  [3].



Для определения конвективной составляющей топочного теплообмена был использован нестационарный конвектометр [4], принцип действия которого основан на зависимости коэффициента теплоотдачи конвекцией от диаметра теплоприемников. Два тонкостенных теплоприемника разных диаметров располагаются на конце неохлаждаемой штанги. Расстояние между измерительными участками теплоприемников равно 100 мм. Тепловосприятие цилиндрических теплоприемников определяется по скорости прогрева их поверхности. Температура поверхности измеряется зачеканенными термодарами. Обработка измерений показала, что конвективный тепловой поток в пересчете на продольное обтекание экранов составляет: - в вихревой зоне  $q_{вк} = 2,5 \dots 9,0 \text{ кВт/м}^2$ , - в прямоочной зоне  $q_{вк} = 3,0 \dots 5,0 \text{ кВт/м}^2$ , что соответственно равно 8...11 % и 10...16 % общего локального тепловосприятия. В среднем по топке доля конвекции в суммарном теплообмене составляет 10...12 %.

По результатам полученных полей концентраций, аэродинамических исследований и обработки измерений конвектометра получен коэффициент усиления конвективного теплообмена за счет присутствия твердой фазы в потоке газов:

$$\frac{Nu}{Nu_0} = 1 + 2,1 \cdot \mu^{0,44}$$

где  $Nu, Nu_0$  - критерий Нуссельта для действительного теплообмена и обеспыленного потока при одинаковых скоростях газов;

$\mu$  - концентрация частиц в потоке (кг/кг).

Данная зависимость получена путем аппроксимации опытных данных по числу  $Nu$  и расчетных величин  $Nu_0$  для чистого потока, которые получены по измеренным скоростям на основании зависимости  $Nu_0$  от скорости потока при обтекании одиночного цилиндра.

Рассчитанные коэффициенты тепловой эффективности составляют: средний по топке  $\psi_{ср}^3 = 0,50 \dots 0,55$ , при изменении локального от  $\psi_{лок}^3 = 0,20$  в зоне попадания горелочных струй на задний и боковой экраны, до  $\psi_{лок}^3 = 0,65$  для фронтального (полностью) и заднего (выше и ниже зоны действия горелочных струй) экранов.

За весь период эксплуатации между капитальными ремонтами, средства очистки поверхностей нагрева применялись



ограниченно. Опытная работа обмывочных аппаратов ТШ (17 раз) показала практически отсутствие эффекта от применения средств очистки. Работа паровых аппаратов обдувки КПП в течение одного месяца (1 раз в смену) и переведенных впоследствии на воду из четырех аппаратов, расположенных в верхней зоне продольно омываемой части КПП, в течение 1,5 месяца (1...2 раза в 7 дней) также не оказали заметного влияния на загрязнения КПП. В течение всей эксплуатации котла в работе находились зафестонные паровые аппараты, предназначенные в основном для очистки перевальной горки от выпадающей из потока золы, в зону действия которых попадает около 20 % фронтальных ширм КПП.

Для очистки экранов топки были предусмотрены аппараты типа М-3 (2 шт.), зоной действия которых являлась верхняя половина топки выше топочных ширм. В течение первых 9000 часов работы котла эти аппараты включались около 15 раз, но эффект от их применения был незначительным. Начиная с 9000 часов, из-за опасности образования локальных зон с повышенными загрязнениями экранов и нарушением работы системы шлакоудаления, при попадании этих отложений в шнеки, был установлен режим работы аппаратов М-3 1 раз в смену. Заметного влияния очистки топочных экранов на тепловую работу топки не обнаружено.

#### Л и т е р а т у р а

1. Т р е м б о в л я В.И., Ф и н г е р В.Д., А в д е е в а А.А. Теплотехнические испытания котельных установок. М., Энергия, 1977, 297 с.

2. П о м е р а н ц е в В.В. и др. Опыт годичной эксплуатации котла ТП-17 (ст. № 13) Прибалтийской ГРЭС при сжигании в низкотемпературном вихре. - В сб.: Тезисы докладов на выездном заседании секции совета ГИИТ СССР на тему: "Надежность поверхностей нагрева, вопросы теплообмена и гидравлики применительно к котлам, выпускаемым Барнаульским котельным заводом". 15-18 марта 1983 г. Ленинград-Барнаул, 1983. с. 50-54.

3. О т с А.А. Процессы в парогенераторах при сжигании канско-ачинских углей и сланцев. М., Энергия, 1977.



4. А.с. 679 824 (СССР). Устройство для определения составляющих теплообмена в газовых потоках. Авт. изобр. Рундыгин Ю.А. и др. Опубл. в Б.И., 1979, № 30.

G. Alfimov, J. Laid, A. Litinetski, I. Lysakov,  
J. Maarend, J. Rundygin, A. Solovei, V. Fadeyev

Investigation of Boiler TP-17 Furnace Heat Surfaces  
Operation in Conditions of Low-Temperature Vortical  
Burning of Oil-Shale

Summary

Complex investigation of boiler TP-17 operation in conditions of low-temperature vortical (LTV) burning of oil-shale was carried out. Aerodynamical structure of LTV and the influence of main operational factors on the latter were obtained. Coefficients of thermal efficiency of furnace heat surfaces were determined. The equation was derived for the determination of augmented convective heat exchange depending on the concentration of particles in gas stream.







ЭФФЕКТИВНАЯ ТЕПЛОПРОВОДНОСТЬ НАПОЛНЕННЫХ  
ПОЛИМЕРОВ НА ОСНОВЕ ЭПОКСИДНОЙ СМОЛЫ

По мере расширения областей применения силовых полупроводниковых приборов и значительных успехов при их разработке (увеличение рабочего тока, уменьшение размеров) усугубляются сложности обеспечения необходимых термических условий, обеспечивающих длительную эксплуатацию. При пропускании тока через силовые полупроводниковые приборы возникают потери, преобразуемые в тепловую энергию и как следствие — нагрев элементов прибора. Отвод тепла от прибора к системе охлаждения происходит через электроизоляционную пластинку, которая прижимается между корпусами прибора и блока охлаждения.

Материал для указанной пластинки должен обладать достаточно высокой механической прочностью, хорошими электроизоляционными свойствами (электрическая прочность не менее 25 кВ/мм) и повышенной теплопроводностью. Последнее требование позволяет снижать термическое сопротивление пластинки и таким образом улучшить теплоотвод от прибора.

Перспективными материалами для этой цели являются полимерные компаунды с минеральными высокотеплопроводными наполнителями типа окиси алюминия ( $Al_2O_3$ ) или нитрида бора (BN). Наполнители были введены в компаунды в виде порошков со средним размером от 1 до 4 микрон. В качестве полимерного связующего применялась смесь смол ЭДК и ЭД-8.

Эффективная теплопроводность компаунда повышается по мере увеличения объемного содержания наполнителя. Максимальное содержание наполнителя ограничивается технологическими условиями, а также снижением механической проч-



ности компаунда. Для заливочных компаундов увеличение объемной доли наполнителя более 0,4 приводит к чрезмерному повышению вязкости. Применение технологии вальцевания и прессования наполненных полимеров позволяет увеличить объемную долю наполнителя до 0,6-0,7 при удовлетворительной их механической прочности.

Экспериментальное исследование эффективной теплопроводности компаундов при различных объемных долях наполнителей проведено 21 образцом методом монотонного нагревания [1]. В опытах использовался выпускаемый промышленностью измеритель теплопроводности ИТ- $\lambda$ -400 [1], обеспечивающий определение теплопроводности с погрешностью не более  $\pm 10\%$ . Измерительная схема установки была дополнена приборами типа Ф-30 и В7-21 для увеличения количества замеров в течение периода нагревания.

Большинство компаундов имело по два образца с одинаковой рецептурой. Образцы были изготовлены в виде таблеток диаметром 15 мм и тщательно обработанными поверхностями. При монтаже образца на его плоские поверхности был нанесен тонкий слой кремнеорганической жидкости ПМС-4 для уменьшения контактных термических сопротивлений в установке. Каждым образцом было проведено от 2 до 4 опытов (нагревания) в интервале температур от 20 до 150 °С. В некоторых экспериментах опытный блок предварительно охлаждали жидким азотом, что позволило расширить температурный интервал исследований и уточнить длительность начального (нерабочего) периода нагревания опытного блока.

Опытные данные по зависимости эффективной теплопроводности  $\lambda$  от температуры  $t$  можно описать в виде полинома

$$\lambda(t) = a_0 + a_1 t + a_2 t^2, \quad (I)$$

где численные значения коэффициентов  $a_0$ ,  $a_1$  и  $a_2$  определяются методом наименьших квадратов при допущении постоянства погрешности измерения теплопроводности в указанном интервале температур.

Основные характеристики исследованных образцов и значения численных коэффициентов в (I) для интервала температур от 50 до 150 °С приведены в табл. I.



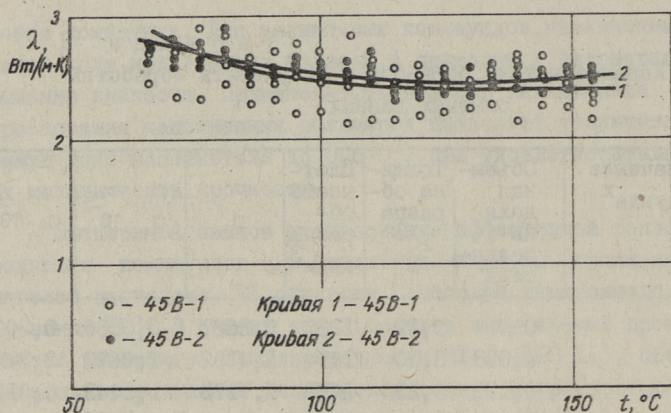
Т а б л и ц а I  
Характеристики образцов и результаты обработки  
опытных данных

Обозначение компаунда <sup>x</sup>	Объем- ная доля на- полни- теля	Толщи- на об- разца $10^3$ , м	Плот- ность об- разца, кг/м <sup>3</sup>	$\alpha_0$	$\alpha_1 \cdot 10^{-2}$	$\alpha_2 \cdot 10^{-5}$
0AB	0	3,12	1230	0,2637	-0,0666	0,200
10A	0,098	3,50	1474	1,4162	-1,0670	2,878
20A	0,199	3,23	1475	1,7175	-1,5443	6,013
33A	0,33	3,40	2095	2,5411	-2,2791	7,770
39A	0,39	3,20	2286	1,6677	-0,3705	0,493
50A-1	0,50	3,04	2529	3,8926	-3,0777	12,269
50A-2	0,50	3,03	2524	2,9399	-1,9195	7,758
60A-1	0,60	3,04	2829	5,5208	-4,8085	19,381
60A-2	0,60	3,04	2815	4,7854	-3,3414	13,242
65A-1	0,65	3,08	2928	5,5309	-3,4403	13,193
65A-2	0,65	3,08	2944	5,6732	-4,3953	17,896
70A-1	0,70	3,13	3111	4,3122	-0,9344	1,609
70A-2	0,70	3,13	3089	6,5365	-10,1479	73,691
14B	0,14	3,26	1392	1,8704	-1,1863	4,919
26B	0,26	3,05	1503	2,8003	-2,3077	10,676
37B-1	0,37	3,32	1655	1,0696	-2,1594	9,624
37B-2	0,37	3,30	1655	2,3587	-1,2608	5,464
45B-1	0,45	3,23	1745	4,2167	-2,7615	10,374
45B-2	0,45	3,22	1745	3,9389	-2,3986	9,353
61B-1	0,61	3,42	1915	4,0192	-0,7929	3,193
61B-2	0,61	3,43	1915	5,2294	-1,4538	4,225

<sup>x</sup> При введении в компаунд окиси алюминия в качестве наполнителя в обозначение добавляется буква А, при использовании нитрида бора - буква В.

Анализ опытных данных приводит к хорошо объясняемым результатам, что при увеличении объемной доли высокотеплопроводного наполнителя эффективная теплопроводность компаунда увеличивается. Температурная зависимость теплопроводности компаундов монотонная и несильная. Для примера на фиг. I приведены опытные данные для компаунда 45B-1, 45B-2.





Фиг. 1. Эффективная теплопроводность компаундов 45 В-1 и 45 В-2 в зависимости от температуры.

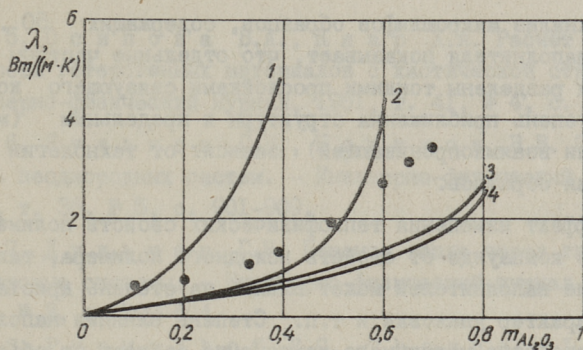
Определенный интерес представляет сопоставление экспериментальных данных с большим количеством расчетных соотношений, базирующихся на теории обобщенной проводимости [2-9].

Широкий интервал изменения объемной доли наполнителя создает условия, в которых возможно изменение типа структуры (взаимное расположение компонентов материала). Это непременно будет влиять на эффективную теплопроводность гетерогенного материала. При малых концентрациях наполнителя более вероятным является образование матричной структуры, где отдельные изолированные частицы наполнителя хаотически расположены в связующем компоненте. Увеличение концентрации наполнителя приводит к уменьшению толщины теплоизолирующей прослойки связующего компонента между частицами наполнителя или к образованию контактов между частицами, т.е. образуется некоторая псевдовзаимопроникающая структура [4-6].

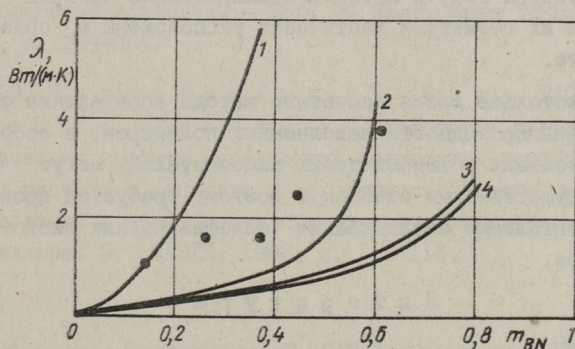
Результаты сопоставления расчетных данных и опытных данных по эффективной теплопроводности исследуемых образцов показаны на фиг. 2 и 3. Все опытные данные приняты при температуре 100 °С.

При малых концентрациях наполнителя (менее 20..30 об.%) расчетные данные находятся в удовлетворительном согласии с экспериментальными результатами, что указывает на существование явно матричной структуры компаунда. По мере увеличе-





Фиг. 2. Сравнение экспериментальных данных (точки) с результатами расчета в зависимости от объемного содержания наполнителя - окиси алюминия ( $m_{Al_2O_3}$ ).  
 1 - по [7]; 2 - по [9]; 3 - по формуле Расселя [8];  
 4 - по формуле Максвелла [8].



Фиг. 3. Сравнение экспериментальных данных (точки) с результатами расчета в зависимости от объемного содержания наполнителя - нитрида бора ( $m_{BN}$ ).  
 1 - по [7]; 2 - по [9]; 3 - по формуле Расселя [8];  
 4 - по формуле Максвелла [8].

ния концентрации наполнителя расхождение между расчетными и опытными данными растет и при этом экспериментальные данные систематически располагаются в промежутке между расчетными данными для матричной (кривые 2, 3, 4) и взаимопроникающей структур (кривая 1, фиг. 2 и 3).

Подобное несогласие между расчетными и экспериментальными данными можно объяснить как:

- результат образования некоторой промежуточной структуры, где доля изолированных частиц наполнителя относительно



велика. Анализ микрошлифов образцов, содержащих 50 ... 70 об.% наполнителя показывает, что отдельные частицы наполнителя разделены тонкими прослойками связующего компонента. Степень приближения структуры к предельным (матричной или взаимнопроникающей) зависит от технологии изготовления образцов.

- эффект изменения теплофизических свойств полимерной матрицы в компаунде от свойств исходного полимера, так как добавление наполнителей может влиять на степень кристалличности, характер упаковки и т.п. Степень влияния наполнителя на свойства матричного компонента зависит от объемного содержания наполнителя [10].

Расчетные кривые 3 и 4 (фиг. 2, 3) получены соответственно для упорядоченных структур с кубическими и сферическими включениями наполнителя. Кривая 2 соответствует модели структуры [9], в которой изолированные частицы без уточнения их геометрии хаотически расположены в связующем компоненте.

В настоящее время расчетные методы определения эффективной теплопроводности наполненных полимеров, в особенности при больших объемных долях наполнителей, могут привести к существенным ошибкам и поэтому требуется провести экспериментальные исследования теплофизических свойств компаундов.

#### Л и т е р а т у р а

1. П л а т у н о в Е.С. Теплофизические измерения в монотонном режиме. М., Энергия, 1972. 141 с.

2. Д у л ь н е в Г.Н., З а р и ч н я к Ю.П. Теплопроводность смесей и композиционных материалов. М., Энергия, 1974. 264 с.

3. В а с и л ь е в Л.Л., Т а н а е в а С.А. Теплофизические свойства пористых материалов. Минск, Наука и техника, 1971. 268 с.

4. О с и п о в а В.А., К я а р Х.А., Н и к о л ь с к а я О.Н. Расчетный метод определения коэффициента теплопроводности бинарных металлокерамических материалов. - Тепло- и массоперенос, т. 7, Минск, ИТМО АН БССР, 1972, с. 151-154.



5. О с и п о в а В.А., К я а р Х.А. Расчет теплопроводности гетерогенных материалов с хаотической структурой. - Инженерно-физический журнал, 1981, т. 41, № 4, с. 607-616.

6. Д у л ь н е в Г.Н., Н о в и к о в В.В. Проводимость неоднородных систем. - Инженерно-физический журнал, 1979, т. 36, № 5, с. 901-909.

7. Д у л ь н е в Г.Н. Перенос тепла через твердые дисперсные системы. - Инженерно-физический журнал, 1965, т. 9, № 3, с. 399-404.

8. P r o g e l h o f R.C., T h o r n e J.L., R u e t s c h R.R. Methods for predicting the thermal conductivity of composite systems: A review - polymer engineering and science, 1976, v. 16, № 9, p. 615-625.

9. C h e n g S.C., V a c h o n R.I. The prediction of the thermal conductivity of two and three phase solid heterogeneous mixtures. - Int. J. Heat Mass Transfer, 1969, v. 12, p. 249-264.

10. Б е л о с т о ц к и й М.В., Б и л ь В.С., Г о р д е е в а Л.А., Ф р о л о в В.Г. Некоторые проблемы теплофизических свойств наполненных полимерных композиций. - Методы расчета и контроля энерготехнологических параметров изготовления и переработки полимерных материалов. Материалы семинара, М., МДНТП, 1982, с. III-II6.

M. Viisimaa, H. Kaar

Effective Thermal Conductivity of the Filled Epoxy Resin Polymers

Summary

The effective thermal conductivity of polymer compounds may be increased by adding fillers such as aluminium oxide and boric nitrate. The data of experimental samples with the bulk concentration of the fillers varying between 0 and 70 % are given. Some calculation methods for evaluating effective conductivity of such heterogeneous materials are discussed.



## С о д е р ж а н и е

1.	Нйспуу Л.М., Раур К.Э. Формирование зернового состава сланца, поступающего на электростанцию	3
2.	Нйспуу Л.М. Теплота сгорания сланца по размерным и плотностным фракциям крупных кусков.....	17
3.	Отс А.А., Таллермо Х.И., Сийрде А.Э. Опыт применения комбинированной очистки ширмового пароперегревателя пылесланцевого котла.....	25
4.	Отс А.А., Пайст А.А., Нуутре М.П., Пообус А.П. Физико-химическая характеристика золowych отложений с поверхностей нагрева вихревой топки ЦКТИ котла П-49.....	37
5.	Махлапуу А.А., Нуутре М.П., Пообус А.П., Тийкма Т.Б., Тийслер Л.О. Определение шлакующих свойств антрацитового штыба ухудшенного качества при сжигании его в энергетических топках.....	47
6.	Альфимов Г.В., Лайд Я.П., Литинецкий А.В., Лысаков И.И., Рундыгин Ю.А., Сийрде А.Э., Соловей А.Г., Фадеев В.В. Исследование работы пароперегревателя котла ТП-17 при низкотемпературном вихревом сжигании сланцев.....	57
7.	Альфимов Г.В., Лайд Я.П., Литинецкий А.В., Лысаков И.И., Мааренд Я.А., Рундыгин Ю.А., Соловей А.Г., Фадеев В.В. Исследование работы топочных поверхностей нагрева котла ТП-17 при низкотемпературном вихревом сжигании сланцев...	67
8.	Вийсимаа М.Ф., Клар Х.А. Эффективная теплопроводность наполненных полимеров на основе эпк-сидной смолы.....	79















Цена 70 коп.