

TALLINNA POLÜTEHNILISE
INSTITUUDI TOIMETISED
ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

№ 416

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

Сборник статей

XVI

ТАЛЛИН 1977

TALLINNA POLÜTEENILISE INSTITUUDI TOIMETISED
ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

№ 416

1977

УДК 621

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

Сборник статей

XVI

Таллин 1977

© ТПИ, Таллин, 1977

Таллинский политехнический институт.
Труды ТПИ № 416.
ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА. СБОРНИК СТАТЕЙ ХУ1.
Редактор А. Отс.
Технический редактор Л. Лоопер.
Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 15 окт. 1976 г.
Подписано к печати 4 мая 1977 г.
Бумага 60x90/16.
Печ. л. 10,5 + 0,5 приложение.
Уч.-изд. л. 8,5.
Тираж 300.
МВ-00672.
Ротапринт ТПИ, Таллин, ул. Коскла, 2/9.
Зах. № 563.
Цена 1 р. 28 к.



УДК 662.67:662.6:54

А.А.Отс, А.Я.Махлапуу

РАСЧЕТ СОСТАВА СЛАНЦЕВ ПО ДАННЫМ
ТЕХНИЧЕСКОГО АНАЛИЗА

Из-за особенностей геологического строения сланцевых бассейнов, а также из-за параллельно существующих нескольких методов их добычи поступающее на электростанцию сланцевое топливо в настоящее время по своему качеству колеблется в весьма существенных пределах. Такие колебания качества топлива требуют оперативного пересмотра режимов сжигания топлива в парогенераторах электростанций, пересчета объемов продуктов сгорания, золотого баланса и т.д. Кроме того, качеством сжигаемого топлива существенно определены и технико-экономические показатели электростанций в целом.

В настоящей статье выведены уточненные формулы для расчета состава отдельных составляющих прибалтийских сланцев, а также выражения для определения состава их продуктов сгорания. Приводимые ниже формулы получены на основе анализа процесса озоления проб сланцев в лабораторных условиях.

Для расчета состава сланцев необходимо при их техническом анализе определить следующие величины:

- W — влажность топлива по ГОСТу II014-70;
- A — зольность топлива по ГОСТу II022-64;
- $(CO_2)_K$ — количество карбонатной углекислоты по ГОСТу I3455-68.

Сухая масса карбонатных сланцев состоит из трех составных частей: органической (R), песчано-глинистой (T) и карбонатной (K). Эти составные части прибалтийских горючих сланцев по своим физико-химическим свойствам весьма ма-

ло изменяются по отдельным слоям и месторождениям. Суммарный состав поступающих к потребителю сланцев определяется соотношением между этими тремя составляющими и влажностью.

На основе многочисленных анализов проб прибалтийских сланцев установлен среднестатистический химический состав их составляющих. В таблице I по данным [1, 2, 3 и др.] приведен средний состав органической, песчано-глинистой и карбонатной составляющих сланцев.

По данным технического анализа кажущаяся горючая часть топлива выражается:

$$\Gamma = 100 - A - (CO_2)_K - W, \% \quad (I)$$

Так как в процессе озоления проб топлива наряду с термическим разложением органического вещества и карбонатов протекают также реакции между компонентами образующейся золы, продуктов термического разложения топлива и т.д., то рассчитанная по формуле (I) горючая часть не соответствует действительной горючей массе топлива. Для того, чтобы определить на основе технического анализа истинный состав топлива, используется понятие исправленной горючей части и соответствующие ей исправленные значения зольности и влажности:

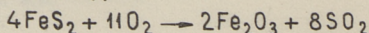
$$\Gamma_{исп} + A_{исп} + (CO_2)_K + W_{исп} = 100 \% \quad (2)$$

или

$$R + S_n + A_{исп} + (CO_2)_K + W + W_\Gamma = 100 \%,$$

где S_n - количество колчеданной (марказитной) серы, %;
 W_Γ - количество гидратной воды, %.

Величина кажущейся зольности выше исправленной. Увеличение массы золы в ходе озоления сланцев связано с процессом окисления колчедана



и реактивованием образующейся SO_2 со свободной окисью кальция по реакции $2CaO + 2SO_2 + O_2 \rightarrow 2CaSO_4$.

По последней реакции может реагировать и часть органической серы, выделяющейся при термическом разложении топлива.

Химический состав составных частей прибалтийских сланцев

Компонент	Органическая часть		Песчано-глинистая часть		Карбонатная часть			
	Обозначение	Количество, %	Компонент	Обозначение	Количество, %	Компонент	Обозначение	Количество, %
Углерод	C	77,45	Оксид кремния	SiO ₂	59,2	Оксид кальция	CaO	53,5
Водород	H	9,70	Оксид кальция	CaO	0,7	Оксид магния	MgO	2,0
Сера	S	1,76	Оксид алюминия	Al ₂ O ₃	16,3	Закись железа	FeO	0,2
Азот	N	0,33	Оксид железа	Fe ₂ O ₃	2,8	Оксид углерода	CO ₂	44,3
Кислород	O	10,01	Оксид титана	TiO ₂	0,7			
Хлор	Cl	0,75	Оксид магния	MgO	0,4			
			Оксид натрия	Na ₂ O	0,8			
			Оксид калия	K ₂ O	6,3			
			Марказит	FeS ₂	12,3			
			Сера сульфатная	SO ₃	0,5			
			Всего		100,0	Всего		100,0

Для экспериментального изучения баланса серы и карбонатной углекислоты в процессе лабораторного озоления проб сланцев были проведены соответствующие анализы проб сланцев до и после озоления. Исследованию подвергались пробы из сланцевого слоя В, пробы из прослоев ВС и CD, а также двенадцать смесей из проб сланцевого слоя В и прослоя CD. Это дало возможность охватить большой интервал параметров, характеризующих исходное состояние проб сланцев, а именно: по зольности от 60 до 42 %, по карбонатной углекислоте от 13 до 39 % и по сумме зола и карбонатной CO_2 от 55 до 99 %. В таблице 2 приведены данные составов исследованных проб сланцев до и после их лабораторного озоления. Полученные экспериментальные результаты позволяют сделать следующие выводы.

1. Лабораторная зола сланцев содержит углекислоты карбонатов в количестве 0,19–0,92 % или при пересчете на исходную золу топлива от 0,08 до 0,46 %. Степень разложения карбонатов $K_{CO_2.A}$ при лабораторном озолении сланцев в среднем равна 0,99.

2. Колчеданная сера в процессе озоления проб сланцев не окисляется полностью. Из общего количества колчеданной серы в топливе окисляется в среднем 96 %, т.е. степень сохранения колчеданной серы $\beta_{K.A}$ в среднем равна 0,04.

3. Для характеристики перехода колчеданной серы в газообразное состояние используем степень улетучивания колчеданной серы в виде

$$K_{K.A} = 1 - \frac{S_{K.A} + S_{C.A} - S_C \frac{100}{A}}{S_K} \cdot \frac{A}{100} = 1 - \beta_{K.A} - \beta_{C.A}, \quad (3)$$

где $S_{K.A}$ – количество колчеданной серы в лабораторной золе, %;

$S_{C.A}$ – количество сульфатной серы в лабораторной золе, %;

S_C – количество сульфатной серы в топливе, %;

S_K – количество колчеданной серы в топливе, %;

$\beta_{K.A}$ – степень сохранения колчеданной серы;

$\beta_{C.A}$ – степень перехода колчеданной серы в сульфаты.

Анализ приведенных в таблице 2 экспериментальных данных показывает, что степень улетучивания колчеданной серы зависит от содержания кажущегося песчано-глинистого вещества T в сланцах и уменьшается с последним. Такая закономерность зависимости величины $K_{к.л}$ от T объясняется тем, что с увеличением песчано-глинистого вещества в сланцах доля компонентов, способных химически связывать серу, уменьшается, тем самым увеличивая степень улетучивания колчеданной серы. В первом приближении величина $K_{к.л}$ в зависимости от T выражается следующим образом:

$$K_{к.л} = 1 - 0,033 T^C, \quad (4)$$

где T^C (на сухую массу топлива) рассчитано по предложенной в [3] формуле

$$T^C = A^C - 1,257 (CO_2)_K^C, \quad \% . \quad (5)$$

Формула (4) получена в результате обработки приведенных в таблице 2 опытных данных. Отметим, что степень улетучивания колчеданной серы может иногда оказаться и отрицательной. В таком случае кроме полного связывания колчеданной серы с золой связывается и некоторое количество органической серы.

Разность между кажущейся и исправленной зольностью топлива выражается формулой

$$\begin{aligned} \Delta A &= A - A_{исп} = \\ &= [[2,500(1 - K_{к.л}) - 0,626] (1 - \beta_{к.л}) + 1] S_k + \\ &+ (1 - K_{CO_2.A}) (CO_2)_K, \quad \% . \end{aligned} \quad (6)$$

Учитывая формулу (4) и то, что $\beta_{к.л} = 0,04$, $K_{CO_2.A} = 0,99$ и $S_k = 0,047 T$, тогда $\Delta A = (0,0037 T^C + 0,019)T + 0,01(CO_2)_K, \quad \% .$

Выражая количество гидратной воды в сланцах при помощи формулы $W_r = 0,022 T$ [3], находим на основе выражений (2) и (5) исправленный состав прибалтийских сланцев следующими формулами:

Результаты анализа проб сланцев до и после осветления в лабораторных условиях

Основание проб	До осветления на сухую массу				Какуляционная горючая масса, I, %	Содержание карбонатных углеродов глинистой массы, I, %	После осветления при 800 °С в воде				Ступень осветления при 800 °С		Ступень осветления при 800 °С	Ступень осветления при 800 °С	Разносыг ΔA = A' - A _{исп.} , %	
	зольность, A, %	карбонатная кислота, (CO ₂) _{к.} , %	органическая сера, S _{о.} , %	сульфидная сера, S _{к.} , %			сульфидная сера, S _{с.} , %	сульфидная сера, S _{с.} , %	сульфидная сера, S _{с.} , %	сульфидная сера, S _{с.} , %	K _{CO₂,A}	β _{к.а.}				K _{к.а.}
B	41,93	13,07	0,97	1,38	0,08	25,50	0,19	0,13	2,99	3,12	0,99	0,04	0,10	3,61		
BC	54,66	31,16	0,34	0,61	0,04	14,93	0,76	0,07	1,25	1,32	0,99	0,06	-0,12	2,26		
CD	59,88	39,00	0,06	0,50	0,04	10,86	0,65	0,14	0,42	0,58	0,99	0,17	0,41	1,24		
S1	55,66	32,33	0,22	0,64	0,07	15,02	0,81	0,05	0,67	0,72	0,99	0,04	0,48	1,50		
S2	54,20	29,99	0,28	0,71	0,08	17,38	0,49	0,06	0,66	0,72	0,99	0,05	0,56	1,29		
S3	54,02	29,02	0,23	0,79	0,05	17,54	0,53	0,06	1,04	1,10	0,99	0,04	0,31	1,91		
S4	53,55	28,74	0,34	0,80	0,05	17,71	0,69	0,07	1,04	1,11	0,99	0,05	0,32	1,99		
S5	52,58	26,56	0,36	0,85	0,05	20,86	0,40	0,00	1,17	1,17	0,99	0,00	0,34	1,94		
S6	51,03	26,48	0,33	0,94	0,09	22,49	0,63	0,07	1,01	1,08	0,99	0,04	0,51	1,80		
S7	50,48	24,20	0,41	0,96	0,06	25,32	0,92	0,07	1,04	1,09	0,98	0,04	0,48	2,05		
S8	49,43	22,50	0,48	0,99	0,07	28,07	0,45	0,11	1,27	1,38	0,99	0,06	0,38	2,07		
S9	48,79	21,78	0,46	1,05	0,07	29,43	0,38	0,04	1,56	1,60	0,99	0,02	0,32	2,35		
S10	48,06	21,40	0,51	1,10	0,07	30,54	0,63	0,03	1,60	1,63	0,99	0,01	0,36	2,48		
S11	46,39	19,09	0,52	1,23	0,07	34,52	0,46	0,00	2,29	2,29	0,99	0,00	0,19	3,15		
S12	45,34	18,26	0,60	1,23	0,07	36,40	0,26	0,08	2,88	2,96	0,99	0,03	-0,03	3,69		

$$\begin{aligned}
 W_{\text{исп}} &= W + W_r = W + 0,022 T, \% \\
 (CO_2)_{\text{к. исп}} &= (CO_2)_{\text{к}}, \% \\
 A_{\text{исп}} &= A - \Delta A = A - (0,0037 T^C + 0,019) T - 0,01(CO_2)_{\text{к}}, \% \\
 \Gamma_{\text{исп}} &= R + S_{\text{к}} = \Gamma + (0,0037 T^C - 0,003) T + 0,01(CO_2)_{\text{к}}, \%
 \end{aligned}
 \quad \left. \vphantom{\begin{aligned} W_{\text{исп}} \\ (CO_2)_{\text{к. исп}} \\ A_{\text{исп}} \\ \Gamma_{\text{исп}} \end{aligned}} \right\} (7)$$

Всего 100 %

Аналогичным образом находим истинный состав сланцев

$$\begin{aligned}
 W &= W, \% \\
 R &= \Gamma + (0,0037 T^C - 0,050) T + 0,01(CO_2)_{\text{к}}, \% \\
 P &= A - (0,0037 T^C - 0,050) T - 0,01(CO_2)_{\text{к}}, \% \\
 (CO_2)_{\text{к}} &= (CO_2)_{\text{к}}, \%
 \end{aligned}
 \quad \left. \vphantom{\begin{aligned} W \\ R \\ P \\ (CO_2)_{\text{к}} \end{aligned}} \right\} (8)$$

Всего 100 %

Примечание: Индексы в обозначениях W , A , R выбираются исходя из того, на какой состав топлива расчеты производятся.

В формуле (8) величина P обозначает количество минеральной части сланцев без карбонатной углекислоты.

Л и т е р а т у р а

1. Т о р п а н Б.К. О химическом и минералогическом составе пластов и пропластов кукерсита. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1954, серия А, № 57.

2. Р а у д с е п п Х.Т., Ф о м и н а А.С., Т о р п а н Б.К., Н о р м а н Х.К. Технико-химическая характеристика кукерситного сланца западного крыла Эстонского сланцевого бассейна. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1954, серия А, № 57.

3. С а а р Г.К. Определение теплотворной способности эстонского сланца-кукерсита и количества образующейся золы по данным промышленного анализа. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1963, серия А, № 205, с. 17-36.

Berechnung der Zusammensetzung der Brennschiefer und ihrer Verbrennungsprodukte nach den Daten der technischen Analyse

Zusammenfassung

Es wird der Einfluß der Ölschieferqualität auf den Veraschungsprozeß im Labormaßstab behandelt. Als Forschungsergebnisse werden exaktere Gleichungen gegeben, die die Berechnung der chemischen Zusammensetzung der Brennschiefer sowie ihrer einzelnen Komponenten und Verbrennungsprodukte ermöglichen.

УДК 541.126:662.67

А.А.Отс, А.Я.Махлапуу

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВОГО ЭФФЕКТА
В КАЛОРИМЕТРИЧЕСКОЙ БОМБЕ ПРИ
ОПРЕДЕЛЕНИИ ТЕПЛОТЫ СГОРАНИЯ СЛАНЦЕВ

Сложный состав минеральной части и большое количество горючей серы в прибалтийских сланцах могут существенно влиять на процесс тепловыделения в калориметрической бомбе при определении теплоты сгорания. Неучет дополнительных тепловых эффектов от неполного выгорания углерода и неполного разложения карбонатов, а также тепловых эффектов, связанных с процессами превращения серы в ходе горения топлива в калориметрической бомбе, может привести к заметным ошибкам при определении теплоты сгорания. Значимость этих тепловых эффектов в общем тепловом балансе тем больше, чем ниже теплота сгорания топлива.

По ГОСТу I47-74 высшая теплота сгорания топлива рассчитывается через теплоту сгорания в калориметрической бомбе по формуле:

$$Q_b = Q_s - 22,5 S_s - 0,0015 Q_s \text{ ккал/кг}, \quad (I)$$

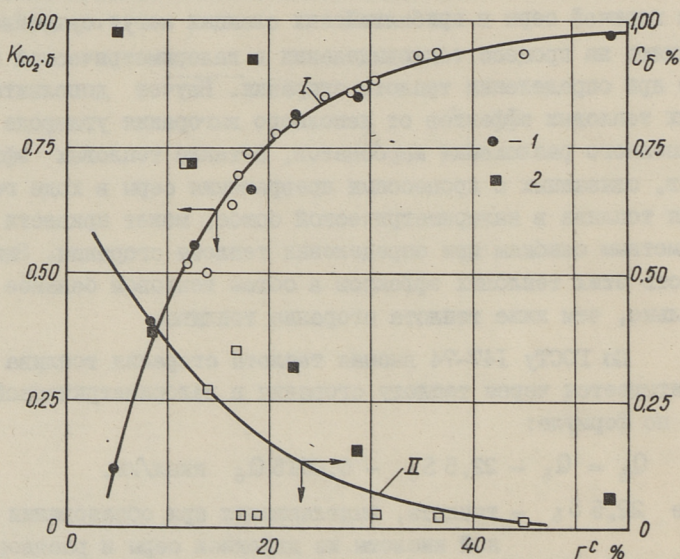
где $22,5 S_s$ — теплота, выделяющаяся при образовании серной кислоты из двуокиси серы и растворения этой кислоты в воде;

$0,0015 Q_s$ — теплота образования и растворения в воде азотной кислоты.

Если теплота сгорания сланцев ниже 1300 ккал/кг, то по ГОСТу I47-74 выражение (I) для учета теплового эффекта от неполного разложения карбонатов дополняется членом $9,6 (CO_2)_s$, где $(CO_2)_s$ обозначает количество карбонатной углекислоты в твердых остатках из калориметрической бомбы.

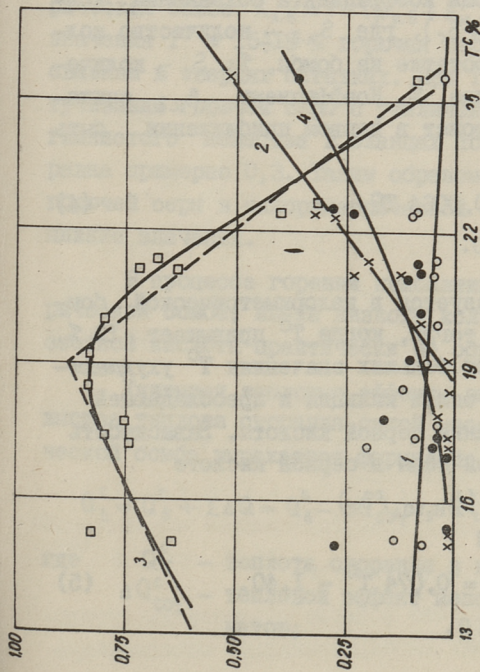
Формула (I) является неполной, поскольку в ней не учтены тепловые эффекты неполного выгорания углерода и колчеданной серы, а также тепловой эффект образования сульфата кальция. Влияние неполного сгорания горючих и неполного разложения карбонатов в калориметрической бомбе на теплоту сгорания сланцев рассмотрено в работе [1].

Для экспериментального изучения процесса горения в калориметрической бомбе наряду со стандартным определением теплоты сгорания Q_B был проведен также химический анализ твердых и жидких остатков из бомбы в широком интервале изменения зольности и карбонатной углекислоты в пробах сланцев. Исследованию подвергались пробы из сланцевого слоя В, прослоя ВС, а также смеси из проб сланцевого слоя В и прослоя CD.

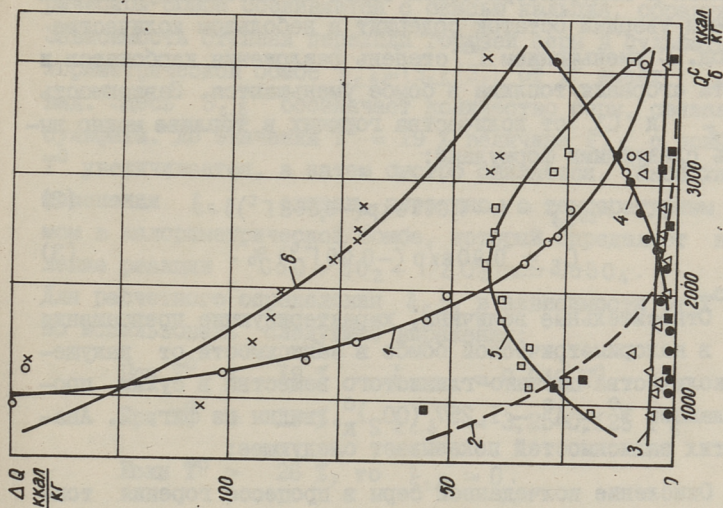


Фиг. 1. Зависимость степени разложения карбонатов $K_{CO_2.5}$ (I) и количества углерода C_5 (II) в твердых остатках из калориметрической бомбы от кажущейся горючей массы топлива. 1 и 2 по [1].

На фиг. I представлены графики зависимости степени разложения карбонатов $K_{CO_2.5}$ и содержания углерода C_5 в твердых остатках из калориметрической бомбы от величины кажущейся горючей массы в сухом топливе. Видно, что даже при содержании горючих в исходном топливе $\Gamma^C = 40-50 \%$,



Фиг. 2. Зависимость степени сохранения колчеданной серы $\beta_{K, S}$ (1), связывания горючей серы в серную кислоту $\xi_{H_2SO_4}$ (2), переноса горючей серы в сульфаты $\xi_{S, S}$ (3) и улетучивание горючей серы $K_{A, S}$ (4) от кажущегося песчано-глинистого вещества в сухом топливе.



Фиг. 3. Зависимость абсолютных значений тепловых эффектов от неполного разложения карбонатов $\Delta Q_{CO_2}^c$ (1), неполного сгорания углерода ΔQ_C^c (2), неполного окисления сульфидов ΔQ_S^c (3), образования серной кислоты $\Delta Q_{H_2SO_4}$ (4), образования сульфатов $\Delta Q_{SO_4}^c$ (5) и их алгебраической суммы ΔQ_{Σ} от теплоты сгорания в калориметрической бомбе.

карбонаты в калориметрической бомбе не диссоциируют полностью и твердый остаток содержит в небольшом количестве углерод. С уменьшением T^C степень разложения карбонатов и полнота сгорания топлива в бомбе уменьшаются. Зависимость $K_{CO_2, \delta}$ и C_{δ} от количества горючих в топливе можно выразить следующими формулами:

$$K_{CO_2, \delta} = 1 - 1,055 \exp(-0,068 T^C), \quad (2)$$

$$C_{\delta} = 0,90 \exp(-0,09 T^C) \% . \quad (3)$$

Относительные величины, характеризующие превращения седы в калориметрической бомбе в зависимости от кажущегося количества песчано-глинистого вещества в сухих пробах сланцев $T^C = A^C - 1,257 (CO_2)_K^C$, видны из фиг. 2. Анализ этих зависимостей показывает следующее:

Окисление колчеданной серы в процессе горения топлива в калориметрической бомбе при низких значениях T^C происходит не до конца. Охарактеризуем неполноту сгорания колчеданной серы при помощи коэффициента сохранения колчеданной серы $\beta_{к. \delta} = (S_{к. \delta} / S_r)$, где $S_{к. \delta}$ — количество колчеданной серы в твердом остатке из бомбы, %; S_r — количество горючей серы в топливе, %. Коэффициент $\beta_{к. \delta}$ снижается с увеличением T^C и может в первом приближении быть представлен формулой:

$$\beta_{к. \delta} = 0,170 - 0,0064 T^C. \quad (4)$$

При $T^C > 25 \%$ — $\beta_{к. \delta} \approx 0$.

Серная кислота образуется в калориметрической бомбе в заметном количестве тогда, когда T^C превышает 19%. Связано это с тем, что при больших значениях T^C ухудшаются условия сульфатизации окиси кальция и преобладающей является реакция образования серной кислоты. Зависимость степени связывания горючей серы в серной кислоте

$$\xi_{H_2SO_4} = (S_{H_2SO_4} / S_r)$$

от T^C выражается формулой

$$\xi_{H_2SO_4} = 0,074 T^C - 1,40. \quad (5)$$

При $T^C \leq 19 \%$ — $\xi_{H_2SO_4} \approx 0$.

Часть серы в ходе горения пробы топлива в калориметрической бомбе соединяется с окисью кальция, образуя CaSO_4 . Зависимость степени перехода горючей серы в сульфаты в калориметрической бомбе $\xi_{\text{с.с}} = (S_{\text{с.с}}/S_r)$ от T^C имеет сложный вид. Здесь $S_{\text{с.с}}$ обозначает количество серы, связанное в сульфаты. До значений $T^C = 19\%$ величина $\xi_{\text{с.с}}$ с повышением T^C увеличивается, а затем быстро снижается. Такой характер изменения $\xi_{\text{с.с}}$ связан, вероятно, с температурным режимом в калориметрической бомбе, который определяет направление реакции $\text{CaO} + \text{SO}_2 + 1/2 \text{O}_2 \rightleftharpoons \text{CaSO}_4$. Для расчетного определения $\xi_{\text{с.с}}$, в зависимости от T^C , можно использовать следующие выражения:

$$\text{При } T^C \leq 19\% - \xi_{\text{с.с}} = 0,046 T^C.$$

$$\text{При } T^C \geq 19\% - \xi_{\text{с.с}} = 3,25 - 0,125 T^C, \quad (6)$$

$$\text{Если } T^C > 26\%, \text{ то } \xi_{\text{с.с}} \approx 0.$$

На фиг. 2 приведена также зависимость степени улетучивания горючей серы от T^C в процессе горения топлива в калориметрической бомбе $K_{\text{л.с}} = 1 - (\beta_{\text{к.с}} + \xi_{\text{H}_2\text{SO}_4} + \xi_{\text{с.с}})$. Видно, что до значения $T^C = 15-18\%$ горючая сера практически полностью связана в твердых остатках. При $T^C > 15-18\%$ степень улетучивания горючей серы с увеличением кажущегося песчано-глинистого вещества в сланцах повышается и при $T^C = 25\%$ равна примерно 0,3. Таким образом, степень улетучивания горючей серы в калориметрической бомбе имеет относительно низкие значения.

В процессе горения прибалтийских сланцев в калориметрической бомбе, из-за низкого количества азота в топливе, азотной кислоты практически не образуется.

Учитывая тепловые эффекты вышеприведенных процессов, высшая теплота сгорания сухой массы топлива в калориметрической бомбе выражается формулой:

$$Q_B^C = Q_B^C + \sum \Delta Q = Q_B^C - \Delta Q_{\text{CO}_2}^C + \Delta Q_{\text{r}}^C + \Delta Q_{\text{к}}^C - \Delta Q_{\text{H}_2\text{SO}_4}^C - \Delta Q_{\text{с}}^C, \quad (7)$$

где Q_B^C - теплота сгорания в калориметрической бомбе;
 $\Delta Q_{\text{CO}_2}^C$ - тепловой эффект неполного разложения карбонатов;

- ΔQ_z^c — тепловой эффект неполного сгорания углерода;
 ΔQ_k^c — тепловой эффект неполного окисления колчеданной серы;
 $\Delta Q_{H_2SO_4}^c$ — тепловой эффект образования серной кислоты;
 ΔQ_C^c — тепловой эффект образования сульфата кальция.

Приведенные в формуле (7) зависимости тепловых эффектов от теплоты сгорания в калориметрической бомбе изображены на фиг. 3. Выясняется, что сумма тепловых эффектов $\Sigma \Delta Q$ во всем диапазоне изменения Q_8^c является отрицательной и снижается с увеличением теплоты сгорания топлива. При низких значениях Q_8^c самое большое влияние на высшую величину теплоты сгорания оказывает тепловой эффект от неполного разложения карбонатов. Тепловой эффект сульфатизации окиси кальция является максимальным в области $Q_8^c = 2000-2200$ ккал/кг, а тепловой эффект от образования серной кислоты появляется лишь при теплотах сгорания $Q_8^c > 2000$ ккал/кг.

Расчетное выражение для определения Q_b^c имеет вид:

$$\begin{aligned}
 Q_b^c = & Q_8^c - 9,60(1 - K_{CO_2, \delta}) (CO_2)_K^c + 78,30(1 - \eta_c) \Gamma^c + \\
 & + (45,46 \beta_{k, \delta} - 22,5 \xi_{H_2SO_4} - 37,29 \xi_{c, \delta}) S_z^c \quad \text{ккал/кг}
 \end{aligned} \quad (8)$$

или

$$\begin{aligned}
 Q_b^c = & Q_8^c - 40,4(1 - K_{CO_2, \delta}) (CO_2)_K^c + 327,8(1 - \eta_c) \Gamma^c + \\
 & + (190,3 \beta_{k, \delta} - 95,0 \xi_{H_2SO_4} - 156,1 \xi_{c, \delta}) S_z^c \quad \text{кДж/кг,}
 \end{aligned}$$

где S_z^c обозначает количество горючей серы в сухой массе топлива, %; η_c — степень выгорания горючих в калориметрической бомбе.

В пределах $Q_8^c = 1000-3500$ ккал/кг (или 4000 — 15000 кДж/кг) для расчета высшей теплоты сгорания с точностью ± 10 ккал/кг можно использовать формулу

$$Q_b^r = 1,033 Q_8^c - 155 \text{ ккал/кг} \quad (9)$$

или

$$Q_b^c = 1,033 Q_8^c - 620 \text{ кДж/кг.}$$

В заключение отметим, что формулы определения теплоты сгорания (7)–(9) приводят экспериментально определенную

теплоту сгорания (Q_8^c) к идеальному случаю, т.е. к случаю, когда в калориметрической бомбе имеет место полное сгорание горючих, карбонаты разлагаются полностью и степень улетучивания горючей серы равняется единице. Не учтены в этих формулах из-за сложности процессов тепловые эффекты образования силикатов, алюминатов и др. минералов. При составлении теплового баланса теплотехнических установок, сжигающих сланцы, необходимо также учитывать тепловые эффекты в процессе образования золы.

Пример. Определить теплоту сгорания при следующем техническом анализе топлива: $A^c = 48,79\%$; $(CO_2)_K^c = 21,87\%$;
 $S_n^c = 1,54\%$; $Q_8^c = 2527$ ккал/кг.

Кажущаяся горючая масса:

$$I^c = 100 - A^c - (CO_2)_K^c = 100 - 48,79 - 21,87 = 29,34 \%$$

Количество кажущейся песчано-глинистой части:

$$T^c = A^c - I,257(CO_2)_K^c = 48,79 - 1,257 \cdot 21,87 = 21,41 \%$$

Высшая теплота сгорания сухой массы по формуле (8) с учетом выражений (2)-(6)

$$\begin{aligned} Q_8^c &= Q_8^c - \Delta Q_{CO_2}^c + \Delta Q_r^c + \Delta Q_k^c - \Delta Q_{H_2SO_4}^c - \Delta Q_c^c = \\ &= 2527 - 9,60 \cdot 1,055 e^{-0,068 \cdot 29,34} \cdot 21,87 + \\ &+ 78,30 \cdot 0,90 e^{-0,09 \cdot 29,34} + [45,46(0,170 - 0,0064T^c) - \\ &- 22,68(0,074T^c - 1,40) - 37,29(3,25 - 0,125T^c)] \cdot 1,54 = \\ &= 2527 - 30 + 5 + 2 - 6 - 33 = 2527 - 62 = 2465 \text{ ккал/кг.} \end{aligned}$$

Теплота сгорания по упрощенной формуле (8)

$$Q_8^c = 1,033 \cdot 2527 - 155 = 2455 \text{ ккал/кг.}$$

Л и т е р а т у р а

И. Отс А.А., Саар Г.К. Махлапуу А.Я. Исследование теплоты сгорания сланцев. "Теплоэнергетика", 1967, № 6, с. 32-35.

Untersuchungen der bei kalorimetrischer
Bestimmung des Brennschiefer-Heizwertes auftre-
tenden Wärmeeffekte

Zusammenfassung

Es wird über die Ergebnisse der Untersuchung des in einem kalorimetrischen Heizwertmeßgerät stattfindenden Verbrennungsprozesses diskutiert. Es ist gelungen, bestimmte Wärmeeffekte mit Brennschiefer-Zusammensetzung in Zusammenhang zu bringen. Die Forschungsergebnisse resultieren sich in exakteren Berechnungsformeln für die Heizwertberechnung des Brennschiefers.

УДК 662.67:662.614.2:54

О.Э. Мяекула, А.А. Отс

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СОСТАВА СЛАНЦЕВ ПО ТЕПЛОТЕ
 СГОРАНИЯ

В работах [1, 2 и др.] рассматривается определение теплоты сгорания и состава сланцев в функции от содержания золы и карбонатной углекислоты. Однако на практике часто требуется решать и обратную задачу — по заданной теплоте сгорания необходимо прогнозировать состав топлива. Такая проблема, например, имеет место при анализе влияния теплоты сгорания топлива на технико-экономические показатели электростанции.

В настоящей работе изложены статистические данные о зависимости зольности, содержания карбонатной углекислоты и влажности сланцев от их теплоты сгорания. Приведен также элементарный состав сланцев при разной теплоте сгорания.

Исследованиями, проведенными в ТПИ [2], установлено, что низшая теплота сгорания сухой массы сланцев при предположении, что карбонаты разлагаются полностью, выражается формулой

$$Q_n^c = 82,23 \Gamma^c + 10,04A^c - 22,11 (CO_2)_K^c \text{ ккал/кг, (1)}$$

где $\Gamma^c = 100 - A^c - (CO_2)_K^c$ — содержание кажущейся горючей части в сухой массе, %;

A^c — содержание золы в сухой массе, %;

$(CO_2)_K^c$ — содержание карбонатной углекислоты в сухой массе, %.

После преобразований формула (1) приобретает вид:

$$Q_n^c = 8223 - 72,19 A^c - 104,34 (CO_2)_K^c \text{ ккал/кг. (2)}$$

ИЛИ

$$Q_n^c = 34423 - 302,25 A^c - 463,85 (CO_2)_K^c \text{ кДж/кг. (3)}$$

Из формулы (3) видно, что низшая теплота сгорания сланцев зависит только от содержания золы и карбонатной углекислоты. Вызвано это тем, что компонентный состав сланцев мало зависит от слоя и их места добычи.

Для установления зависимости $A^C = f_1(Q_n^C)$ и $(CO_2)_K^C = f_2(Q_n^C)$, а также влажности рабочей массы W^P от низшей теплоты сгорания сухой массы было использовано 296 проб сланцев, поступивших на электростанции "Эстонглавэнерго". При этом низшая теплота сгорания сухой массы была рассчитана по формуле (3). Данные были обработаны на ЭВМ "Минск-22". Результаты были получены в виде следующих квадратичных многочленов:

$$A^C = 52,892 + 0,680 Q_n^C - 0,0865 (Q_n^C)^2 \%, \quad (4)$$

$$(CO_2)_K^C = 42,597 - 2,791 Q_n^C + 0,0608 (Q_n^C)^2 \%, \quad (5)$$

$$W^P = -9,775 + 3,41 Q_n^C - 0,136 (Q_n^C)^2 \%. \quad (6)$$

В формулах (4)–(6) Q_n^C – в МДж/кг. Указанные зависимости представлены графически на фиг. 1.

Формула (3) связывает между собой величины Q_n^C , A^C и $(CO_2)_K^C$. По любой паре из них однозначно определяется третья. Для проверки правильности зависимостей (4) и (5) подстановкой (5) в (3) должна быть получена зависимость (4), а подстановкой (4) в (3) – зависимость (5).

Подставляя (5) в (3), после преобразований получим

$$A^C = 52,339 + 0,725 Q_n^C - 0,0879 (Q_n^C)^2 \%, \quad (7)$$

а подставляя (4) в (3) –

$$(CO_2)_K^C = 42,214 - 2,760 Q_n^C + 0,0597 (Q_n^C)^2 \%. \quad (8)$$

Сравнивая (4) и (7), (5) и (8), увидим, что цифровые коэффициенты несколько расходятся. Результаты расчетов A^C и $(CO_2)_K^C$ по этим формулам приведены в таблице 1.

Из таблицы видно, что разность в определении содержания золы по формулам (4) и (7) $\Delta A^C \leq 0,319 \%$, а разность в определении содержания карбонатной углекислоты по формулам (5) и (8) $\Delta (CO_2)_K^C \leq 0,228 \%$. По ГОСТу И1022-64 при $A^C > 25 \%$ допустимая погрешность определе-

ния A^C до 0,5 % (в одной лаборатории) и до 0,7 % (в разных лабораториях). Допустимая погрешность определения $(CO_2)_K^C$ по ГОСТу 13455-68 также соответственно до 0,5 % и до 0,7 %. Следовательно, ΔA^C и $\Delta (CO_2)_K^C$ значительно меньше допустимой погрешности в анализе проб топлива. Из вышесказанного следует, что по формулам (4) и (5) с достаточной для практики точностью можно определить содержание золы и углекислоты карбонатов в сухой массе эстонских сланцев, имеющих Q_H^C в пределах от 6,5 до 14 МДж/кг (1550...3350 ккал/кг).

Т а б л и ц а I
Содержание золы и карбонатной углекислоты
в сухой массе сланцев

Q_H^C МДж/кг	A^C по (4)	A^C по (7)	ΔA^C	$(CO_2)_K^C$ по (5)	$(CO_2)_K^C$ по (8)	$\Delta (CO_2)_K^C$
6,5	53,657	53,338	0,319	27,024	26,796	0,228
10	51,042	50,799	0,243	20,767	20,584	0,183
14	45,458	45,261	0,197	15,440	15,271	0,169

Пересчет характеристик топлива с сухой массы на рабочую произведен при помощи множителя $\frac{100 - W^P}{100}$.

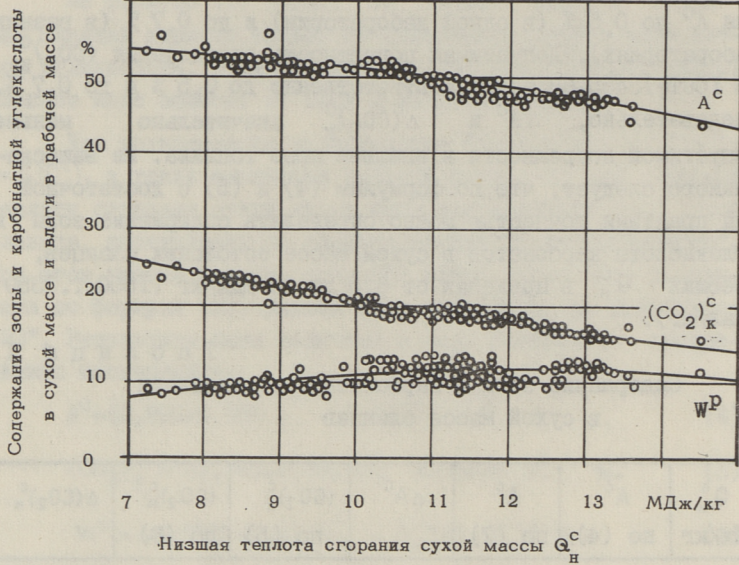
Зависимость содержания золы, карбонатной углекислоты и влаги в рабочей массе сланцев от низшей теплоты сгорания рабочего топлива приведена на фиг. 2. Указанные графики применимы при низшей теплоте сгорания рабочей массы сланцев: $Q_H^P = 6...13$ МДж/кг (1430-3100 ккал/кг).

Состав рабочей массы сланцев был рассчитан на основе выражения [3]

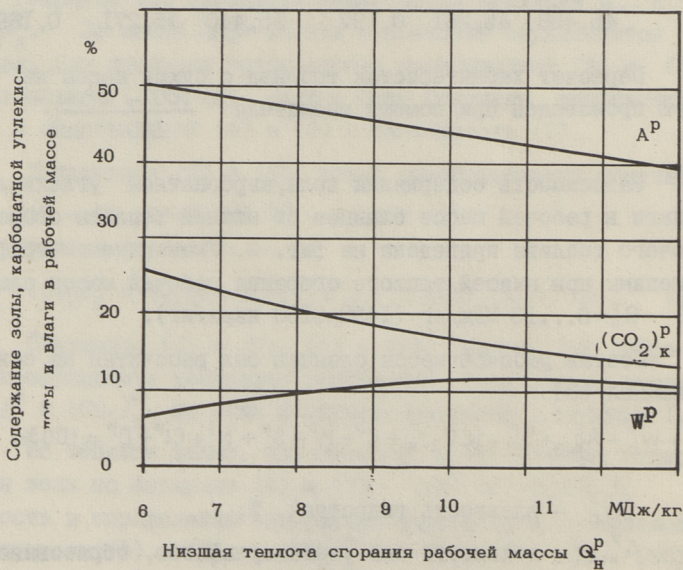
$$W^P + W_G^P + A_{исп}^P + S^P + (CO_2)_K^P + C^P + H^P + S^P + N^P + Cl^P + O^P = 100\%, \quad (9)$$

где W_G^P — влажность гидратная, %;

$A_{исп}^P$ — зольность без учета сульфатов, образовавшихся при разложении карбонатов, и с поправкой на сгорание серы колчедана, %;



Фиг. 1. Зависимость содержания золы, карбонатной углекислоты и влаги от теплоты сгорания сухой массы сланцев.



Фиг. 2. Зависимость содержания золы, карбонатной углекислоты и влаги от теплоты сгорания рабочей массы сланцев.

S_n^P — содержание колчеданной серы, %.

В таблице 2 представлены данные по среднему составу рабочей массы эстонских сланцев. При этом содержание золы, карбонатной углекислоты и влаги в рабочей массе топлива принято по графикам фиг. 2.

Т а б л и ц а 2
Состав рабочей массы сланцев в %

Компонент	Низшая теплота сгорания рабочей массы				
	Q_n^P кДж/кг (ккал/кг)				
	6700 (1600)	7950 (1900)	9210 (2200)	10900 (2600)	12550 (3000)
W^P	7,8	9,7	11,0	11,6	11,1
W_r^P	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4
$A_{исп}^P$	45,1	42,4	40,0	37,4	35,2
S_n^P	0,81	0,86	0,89	0,92	0,93
$(CO_2)_k^P$	23,6	20,7	18,3	15,9	14,0
C^P	17,28	20,12	22,81	26,19	29,75
H^P	2,17	2,51	2,85	3,29	3,72
S^P	0,39	0,46	0,52	0,59	0,68
N^P	0,07	0,09	0,10	0,11	0,13
Cl^P	0,17	0,20	0,22	0,25	0,29
O^P	2,21	2,56	2,91	3,35	3,80
Всего	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00
	1,507	1,50	1,50	1,50	1,50

В ы в о д ы

1. Между низшей теплотой сгорания, содержанием золы и карбонатной углекислотой сухой массы сланцев существует вполне определенная связь.

2. По низшей теплоте сгорания сухой массы сланцев с достаточной для практики точностью может быть определено содержание золы и карбонатной углекислоты.

3. По низшей теплоте сгорания рабочей массы может быть определен состав товарных сланцев.

Л и т е р а т у р а

1. Саар Г.К. Определение теплотворной способности эстонского сланца-кукерсита. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1963, серия А, № 205, с. 37-54.

2. Отс А.А., Саар Г.К., Махлапуу А.Я. Исследование теплоты сгорания сланцев, "Теплоэнергетика", 1967, № 6.

3. Отс А.А., Махлапуу А.Я. Расчет состава сланцев по данным технического анализа.- См. наст. сб., с.3.

O. Mäeküla, A. Ots

The Oil Shale Content Determination as to Its Specific Heat of Combustion

Summary

The paper shows that the specific heat of combustion of dry combustible shales depends only on the ash and carbon dioxide content in carbonates. The results of the analysis of combustible shale are presented in the following paper. At the specific heat of combustion from 6 to 13 kJ/kg the results allow to determine the content of combustible shales.

УДК 662.67:536:621.311.22.0024
+622.33.337:536

Л.М.Нйспу, А.А.Отс, А.Н.Семенов,
К.Э.Раур

О НЕСТАБИЛЬНОСТИ КАЧЕСТВА СЛАНЦА НА ЭЛЕКТРОСТАНЦИЯХ

В мощных КЭС на эстонском горючем сланце большое внимание должно быть уделено техническим решениям, обеспечивающим повышение надежности и экономичности работы энергоблоков. Практика эксплуатации показывает, что несоблюдение постоянства качества топлива и отклонение от проектного качества приводят к растягиванию сроков освоения блоков, невозможности достижения проектных показателей и к значительной недовыработке электроэнергии. Это опубликовано в [1] о сжигании каменных углей и справедливо также в условиях сжигания горючего сланца на крупных электростанциях. Нестабильность качества топлива понижает надежность и экономичность работы котлоагрегатов.

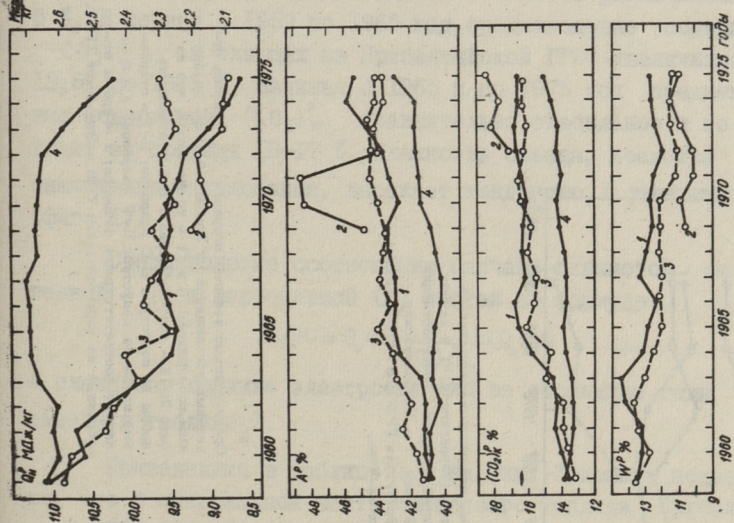
В системе Эстонглавэнерго горючий сланец сжигается на Прибалтийской ГРЭС, где суммарная мощность четырех дубль-блоков с котлами ТП-67 составляет 720 МВт и мощность неблочной части с котлами ТП-17 составляет 715 МВт, и на Эстонской ГРЭС, где суммарная мощность восьми моноблоков с двухкорпусными котлами ТП-101 составляет 1610 МВт. Сланцы сжигаются также на ТЭЦ Ахтме и ТЭЦ Кохтла-Ярве, где установленные электрические мощности соответственно 72 и 48 МВт. Высокие мощности блоков на двух крупных электростанциях вынуждают предъявлять все большие требования к стабильности характеристик качества сжигаемого сланца.

Целью нижеизложенной работы является уточнение сущности и выявление степени нестабильности качества энергетического сланца на электростанциях.

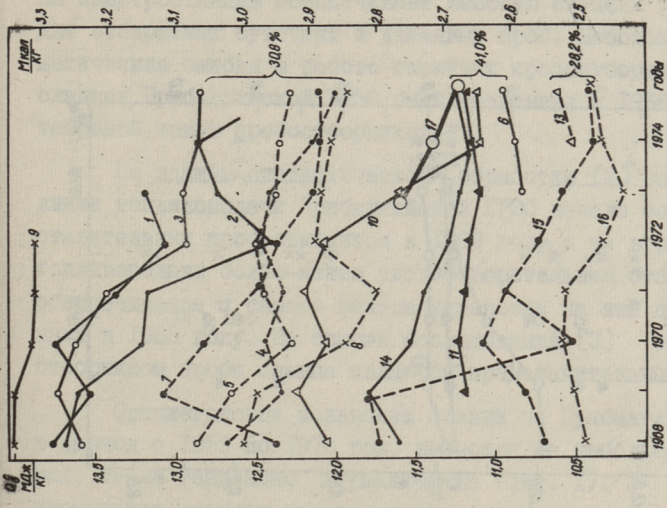
Приведенные на фиг. 1 среднегодовые данные выражают тенденцию сравнительно резкого ухудшения качества на всех электростанциях республики. Первый период резкого ухудшения качества топлива по Q_n^p на Прибалтийской ГРЭС и на ТЭЦ Ахтме был с 1959 по 1965 год. После этого периода среднегодовые значения Q_n^p для ТЭЦ Ахтме колеблются, но тенденции снижения не наблюдается. В период с 1965 по 1970 год среднегодовые Q_n^p Прибалтийской ГРЭС сравнительно стабильны. Начиная с 1970 по 1975 год наблюдается на Прибалтийской ГРЭС второй период резкого снижения среднегодовых Q_n^p — от 9,55 до 8,6 МДж/кг или от 2280 до 2054 $\frac{\text{ккал}}{\text{кг}}$. В последние три года среднегодовые Q_n^p снизились по сравнению с предыдущими годами на Прибалтийской ГРЭС в среднем по 239 кДж/кг (57 ккал/кг) в год и на Эстонской ГРЭС по 168 кДж/кг (40 ккал/кг) в год. В последние два года (1974 и 1975) среднегодовая теплота сгорания сланцев на Прибалтийской ГРЭС ниже, чем на Эстонской ГРЭС.

Сжигаемые на ТЭЦ Кохтла-Ярве сланцы по представленным на фиг. 1 данным характеризуются наивысшими и сравнительно стабильными среднегодовыми значениями теплоты сгорания до 1972 года. Начиная с 1973 года наблюдается по сравнению с предыдущим годом резкое снижение теплоты сгорания, в среднем по 69 ккал/кг в год. На ТЭЦ Кохтла-Ярве сланец поступает из шахты "Виру" и от СПК им. В.И.Ленина. Сланец шахты "Виру", поставляемый в последние годы на Прибалтийскую ГРЭС, также характеризуется существенным снижением теплоты сгорания (график 4 на фиг. 2).

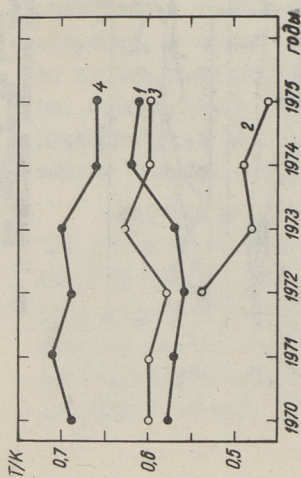
Отсутствие тенденции снижения теплоты сгорания на ТЭЦ Ахтме по всей вероятности объясняется тем, что на эту станцию сланец 3-го сорта поступает по ленточному транспортеру только из шахты "Ахтме". Часть добычи шахты "Ахтме", которая реализуется на Прибалтийской ГРЭС, имеет сравнительно стабильную теплоту сгорания лишь в последние три года, (график 7 на фиг. 2).



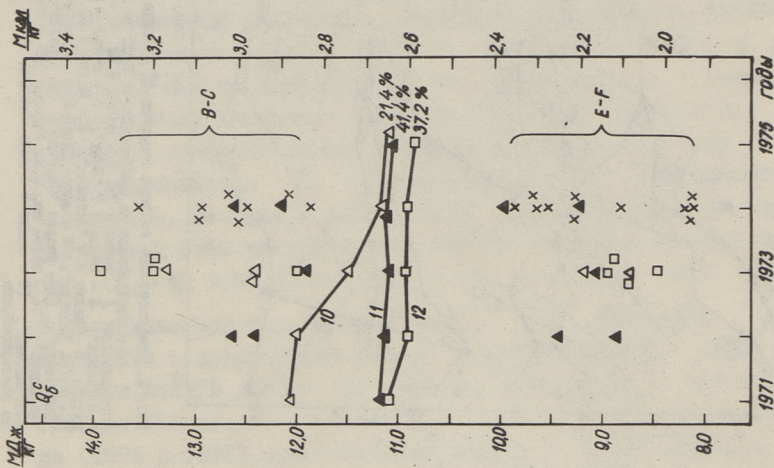
Фиг. 1. Среднегодовые показатели качества шлака по разным электростанциям: 1 - Присольная ГРЭС; 2 - Зестовая ГРЭС; 3 - ТЭЦ Акхмэ; 4 - ТЭЦ Мохаммад-Паше.



Фиг. 2. Среднегодовые температуры шлаков отдельных поставщиков на Прибыльковой ГРЭС по данным поставщиков: 1 - шахта № 2; 2 - шахта № 4; 3 - шахта № 6 "Сонша"; 4 - шахта № 7 "Вилу"; 5 - шахта № 8 "Гам-ману"; 6 - шахта № 9 "Зетония"; 7 - шахта № 10 "Акхмэ"; 8 - шахта "Кохта"; 9 - шахта "Кара-2"; 10 - разрез "Ваймакони"; 11 - разрез "Саргала"; 13 - разрез "Об-тлорский"; 14 - шахта им. С.М. Нарова; 15 - шахта "Ленинградская"; 16 - шахта № 3 гор. Сяндзи; 17 - средняя по электростанциям.



Фиг. 3.
Среднегодовые значения соотношения песчано-глинистой (терригенной) T и карбонатной K частей в топливе электростанций за 1970-1975 годы. 1 - Прибалтийская ГРЭС; 2 - Эстонская ГРЭС; 3 - ТЭЦ Ахтме; 4 - ТЭЦ Кохтла-Ярве.



Фиг. 4.

Среднегодовые теплоты сгорания Q_d^c сланцев от-
дельных поставщиков на Эстонской ГРЭС по дан-
ным поставок: 10 и 11 - то же самое, что на
фиг. 2; 12 - разрез "Нарва". В-С - отдельные
пробы из подступла В-С разрезов; Е-Ф - отдель-
ные пробы из подступла Е-Ф разрезов; Δ \square -
данные соответствующих разрезов; x - пробы от-
обранные на электростанции ТПИ и Эстонской ГРЭС.

Среднегодовые данные качества сланца на электростанции вычисляют путем усреднения результатов анализов суточных и декадных проб. Работа механических пробоотборников на электростанции обеспечивает высокую степень усреднения для отбираемых суточных и декадных проб. Небольшие систематические ошибки в работе серийных пробоотборников на сланцах Прибалтийской ГРЭС были устранены в 1966 году установкой новых пробоотборников.

По данным статистической обработки [2] на первой линии топливоподачи Прибалтийской ГРЭС начало более представительных проб относится к 1969 году и на второй линии топливоподачи более-менее удовлетворительный отбор проб обеспечивался с самого начала установки на ней пробоотборника в 1968 году. На основе исследований [3] отбираемые отборником пробы сланца являются представительными.

Среднегодовые зольности сланца на Прибалтийской ГРЭС в период с 1959 по 1975 год, несмотря на небольшие колебания, имели тенденцию к увеличению (фиг. 1). В указанный промежуток времени среднегодовая зольность увеличилась на 5%. В период с 1959 по 1965 год среднегодовые содержания $(CO_2)_K^P$ в сланцах на Прибалтийской ГРЭС увеличились от 13,5 до 16,5%. Начиная с 1965 и по 1975 год среднегодовые содержания $(CO_2)_K^P$ сравнительно стабильные и не выходят за пределы 16-17%. Влажность сланца, несмотря на значительные колебания, выражает тенденцию к уменьшению, (фиг. 1).

Среднегодовые соотношения песчано-глинистой (терригенной - Т) и карбонатной (К) частей по формуле

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

в сланцевом топливе электростанций за последние годы приведены в таблице 1.

Приведенные в таблице 1 и на фиг. 3 данные показывают, что в минеральной части сланцевого топлива Прибалтийской ГРЭС повышено содержание песчано-глинистой части, а в минеральной части топлива Эстонской ГРЭС - содержание карбонатной части. На ТЭЦ Кохтла-Ярве в минеральной части сланцев содержится наибольшая доля песчано-глинистого ма-

териала. По представленным в таблице I данным можно заключить, что начиная с 1970 года ухудшение качества топлива на электростанциях происходит как за счет увеличения песчано-глинистой части, также и за счет увеличения карбонатной части в сланцах.

Т а б л и ц а I

Среднегодовые соотношения Т/К

Наименование электростанции	1970	1971	1972	1973	1974	1975
Прибалтийская ГРЭС	0,58	0,57	0,56	0,57	0,62	0,61
Эстонская ГРЭС	—	—	0,54	0,48	0,49	0,46
ТЭЦ Ахтме	0,60	0,60	0,58	0,63	0,60	0,60
ТЭЦ Кохтла-Ярве	0,69	0,71	0,69	0,70	0,66	0,66

Из Ленинградского месторождения поступает на Прибалтийскую ГРЭС (поставщики I4, I5 и I6 на фиг. 2) ежегодно 1,0-2,2 млн.т сланца, что составляло в 1968-1970 гг. 10-11 % и в 1971-1975 гг. 18-21 % от годовой массы топлива электростанции. По характеру вкрапленности органического вещества и его крупности ленинградские сланцы мало отличаются от сланцев Эстонского месторождения, но ленинградские сланцы содержат несколько меньше карбонатов и больше обломочного терригенного материала, подтверждается в [4]. В составе карбонатных отложений происходит увеличение количества MgO в юго-восточном направлении, достигая в западной части Ленинградской области в районе скважины Чудова 17,4 % [5].

На Прибалтийскую ГРЭС в 1968-1970 гг. поставляли сланец с восьми шахт и двух разрезов Эстонского месторождения и с четырех шахт Ленинградского месторождения (фиг.2). На Ленинградском месторождении шахты №1 и 2 в 1970 году объединили в шахту "Ленинградская" с проектной мощностью 5,3 млн.т в год товарного сланца. Сланец с наивысшей теплотой сгорания ($Q_8^c > 12,6$ МДж/кг) поставляли шахты "Кява-2", № 2, "Сомпа" и № 4 треста Эстонсланец, в количестве 26,4 % от годовой массы топлива Прибалтийской ГРЭС в 1970 году. В 1975 году из этих четырех шахт работала лишь шах-

та "Сомпа" и поставляла I, I % топлива Прибалтийской ГРЭС, (графики 9, I, 2 и 3 на фиг. 2).

Вместо шахт "Кява-2", № 2 и № 4 вошли в строй шахта "Эстония" с проектной мощностью 5,0 млн.т в год товарного сланца и разрез "Октябрьский". В 1975 году шахта "Эстония" и разрез "Октябрьский" поставляли на Прибалтийскую ГРЭС сланец очень низкой среднегодовой теплоты сгорания ($Q_8^c < 11,0$ МДж/кг) и в сравнительно большом количестве: соответственно 18,5 и 10,6 %. Энергетический сланец более низкого качества поставляют лишь шахта "Ленинградская" и шахта № 3 треста Ленсланец (графики 6, I3, I5 и I6 на фиг. 2).

В 1975 году по сравнению с 1974 годом наблюдается новая, слабая, но явная тенденция к повышению среднегодового Q_8^c у всех поставщиков низкокачественного сланца на Прибалтийскую ГРЭС (графики 6, I0, II, I4, I3, I5 и I6 на фиг. 2). Это повышение теплоты сгорания в пределах от 21 до 92 кДж/кг или от 5 до 22 ккал/кг у отдельных поставщиков не покрывает снижение среднегодовой теплоты сгорания топлива электростанции за счет уменьшения доли высококачественных сланцев в суммарном топливе (таблица 2). Указанной тенденции к слабому повышению качества сланцев на Эстонской ГРЭС не наблюдается (фиг. 4).

Т а б л и ц а 2

Изменение количества сланцев в % по трем условным группам качества на Прибалтийской ГРЭС (фиг.2)

Условная группа качества	1973 г.	1974 г.	1975 г.
Поставщики высококачественного сланца	46,6	38,4	30,8
Поставщики сланца среднего качества	34,0	43,3	41,0
Поставщики низкокачественного сланца	19,4	18,3	28,2

Согласно представленным на фиг. 2 и 4 данным на электростанции поступает сланец различного качества. В железнодорожных составах обычно 22 вагона от одного или двух поставщиков. В вагоне 96 т сланца. На Прибалтийскую ГРЭС со-

ставы поступают через 1 час и 20 минут и объемы бункеров пилеприготовительных систем 550 и 700 т. При таких условиях система топливоподачи с высокой вероятностью заполняет бункера топливом различного качества.

В результате закрытия старых шахт, которые поставляли наиболее высококачественные сланцы, интервал нерегулярного колебания качества топлива по отдельным бункерам котлов Прибалтийской ГРЭС на основе среднегодовых Q_8^c отдельных поставщиков сократился от 13,9–10,3 МДж/кг в 1972 году до 12,8–10,4 МДж/кг в 1975 году. Если учесть возможности погрузки отдельных вагонов и составов на разрезах сланцем только из подустапа В-С или Е-Ф, то интервал нерегулярного колебания качества топлива по бункерам котлов увеличивается по Q_8^c до 13,8–8,1 МДж/кг (фиг. 4). При этом сланцы открытой добычи составили в 1972 году 29,2%; в 1973 – 26,1%; в 1974 – 28,8% и в 1975 году 32,1% массы топлива Прибалтийской ГРЭС и 100% топлива Эстонской ГРЭС. Разрезы, поставляющие сланцы на Эстонскую ГРЭС, имеют запасы на ~ 35 лет [6].

На разрезах "Вийвиконд" и "Сиргала" внедряется технология селективной выемки пачки А-А' с целью сокращения на 5–7% технологических потерь сланца. Средняя теплота сгорания Q_8^c товарного сланца, добываемого из слоя А-А', составляет 11,8 МДж/кг [7]. Такая теплота сгорания селективного продукта разреза не расширит существующие интервалы колебания качества сланца по отдельным бункерам котлов, но может несущественно повысить среднегодовые Q_8^c разрезов, так как в 1975 году среднегодовые Q_8^c на основе топлива Прибалтийской и Эстонской ГРЭС на разрезах "Вийвиконд" и "Сиргала" около 11,1 МДж/кг.

Основные выводы из вышеизложенного материала следующие:

1. Нестабильность качества сланца на электростанциях Эстонской ССР характеризуется периодами резкого снижения среднегодовых Q_n^p по электростанциям и регулярным поступлением топлива существенно различной теплоты сгорания по отдельным группам вагонов и железнодорожным составам.

2. Интервал нерегулярного колебания теплоты сгорания по бункерам котлов, на основе среднегодовых $Q_{\text{с}}$ отдельных поставщиков, на Прибалтийской ГРЭС составляет от 12,8 до 10,4 МДж/кг, т.е. около 19 %. Если учесть возможность погрузки отдельных вагонов на разрезах сланцем только из подступа В-С или Е-Ф, то указанный интервал составляет от 13,8 до 8,1 МДж/кг, т.е. около 41 %. Указанный интервал расширится также из-за погрузки различных технологических продуктов подземной добычи и обогащения в отдельные вагоны.

3. При сохранении существующей технологии добычи и прежних основных поставщиков сланца по электростанциям среднегодовые теплоты сгорания на Эстoesкой ГРЭС имеют перспективу на стабилизацию; на Прибалтийской ГРЭС ожидается дальнейшее снижение теплоты сгорания вследствие сокращения доли высококачественного сланца от старых шахт и увеличения доли низкокачественного сланца от разреза "Октябрьский" и других.

4. Топливо Прибалтийской ГРЭС характеризуется повышенным содержанием песчано-глинистой части и Эстонской ГРЭС — повышенным содержанием карбонатной части в минеральной части сланца.

5. Ухудшение качества энергетического сланца происходит как за счет увеличения песчано-глинистой части, так и за счет увеличения карбонатной части в топливе.

6. По среднегодовым данным на электростанциях сланец наиболее низкой теплоты сгорания поставляют шахты № 3 и "Ленинградская" Ленинградского месторождения и разрез "Октябрьский" Эстонского месторождения; наиболее влажный сланец поставляют шахты "Эстония" и "Ахтме".

7. В 1972—1975 гг. горючие сланцы открытой добычи составляли по массе 26—32 % топлива Прибалтийской ГРЭС.

Л и т е р а т у р а

Г у р г в и ц Г.А., Д р о н о в Ю.Д., Л у з и н П.М. Оптимальная система пылеприготовления для крупных блоков на канско-ачинских углях. — Сб.: Расширение добычи и использования канско-ачинских углей, част I, Красноярск, 1972.

2. Соколов А.М. Исследование применимости прибалтийских горючих сланцев для сжигания с жидким шлакоудалением на крупных электростанциях. – Автореферат диссертации, Таллин, 1971.

3. Краснов М.Н., Норкин И.А., Филиппов В.М. Исследование особенностей отбора проб сланца на мощных электростанциях. "Теплоэнергетика", 1971, № 8, с. 47–51.

4. Лопаченок Л.В., Белянин Ю.И., Проскуряков В.А. Минералогический состав горючих сланцев Ленинградского месторождения. Сб. Математическое моделирование в науке и технике, вып. 2, Л., ЛТИ им. Ленсовета, 1974, с. 80–86.

5. Струмбур Х. Химический состав карбонатных отложений среднеордовикской сланценосной толщи Эстонской ССР и Ленинградской области. – Информационная серия I, "Горючие сланцы", № 3, 1974, с. II–I5.

6. Кузнецов Д.Т. Горючие сланцы мира. М., "Недра", 1975, с. 366.

7. Тимофеев Н.Н., Виротайнен И.П. К вопросу снижения потерь сланца на разрезах. Информационная серия I, "Горючие сланцы", 1975, № 4, с. II–I5.

L.Õispuu, Arvo Ots, A.Semjonow, K.Rajur

Über die Instabilität der Brennschieferqualität in Wärmekraftwerken

Zusammenfassung

In diesem Artikel werden die Forschungsergebnisse der Qualität des energetischen Brennschiefers in estnischen Wärmekraftwerken und 16 Bergwerken und Tagebauen des Baltischen Bassins in den letzten 8...17 Jahren dargelegt. Der Bereich von unregelmäßigen Schwankungen des Heizwertes in Kesselbunkern beträgt 19...41 %.

УДК 621.928.6:662.67+
+662.87:66.014:662.67Л.М.Нйспуу, И.П.Эпик, А.А.Отс,
А.В.Прикк, А.Н.Семенов,
С.В.Иванов, К.Я. Подферов,
Н.В.Челищев, Р.Э. Роотамм,
К.Э.РаурО РАЗДЕЛЕНИИ КОМПОНЕНТОВ ГОРЮЧИХ СЛАНЦЕВ ПРИ ИХ
ЧЕТЫРЕХСТУПЕНЧАТОМ РАЗМОЛЕ В МОЛОТКОВОЙ МЕЛЬНИЦЕ

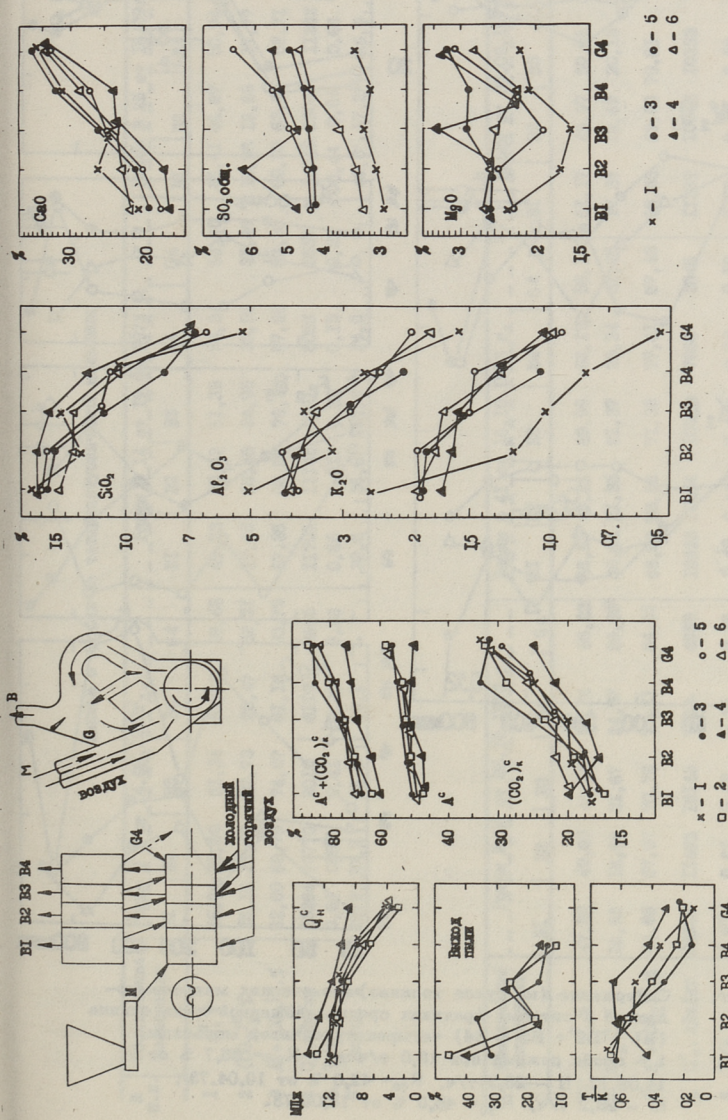
Промышленный четырехступенчатый размол прибалтийских горючих сланцев по схеме фиг. 1 был осуществлен по инициативе ВТИ на одной молотковой мельнице типа ММТ 1500/2510/735 Прибалтийской ГРЭС [1,2]. Указанная вентилируемая мельница снабжена инерционным сепаратором типа ВТИ. Для ступенчатого размола обычная мельница была разделена тремя вертикальными стенками на четыре ступени. Неразмолотое топливо поступает в размольную камеру первой ступени. Грубый возврат сепаратора первой ступени направляют в размольную камеру второй ступени и т.д. Новый способ размола был исследован совместно с ВТИ, ТПИ, Эстонглавэнерго и Прибалтийской ГРЭС при различных режимах (более 40) и производительностях от 15 до 35 т/ч. Ниже представлены данные о пробах некоторых характерных режимов (табл. 1) без удаления грубого возврата сепаратора четвертой ступени G4, хотя такая возможность имеется (фиг. 1). В мельнице осуществляли размол до тонкости $R_{90} = 28\div 50\%$.

В четырехступенчатой вентилируемой молотковой мельнице разделение составляющих компонентов происходит на основе их различной размолоспособности, плотности и различных аэродинамических свойств частиц. Из представленных на фиг. 1 данных видно, что по мере продвижения продукта размола в сторону последних ступеней наблюдается уменьшение теплоты сгорания, соотношения терригенной (песчано-глини-

стой) и карбонатной частей и выхода готовой пыли. Одновременно наблюдается увеличение содержания $(\text{CO}_2)_\text{к}$, минерального балласта $\text{A} + (\text{CO}_2)_\text{к}$ и золы. При высокой топливной нагрузке мельницы (35т/ч) количественный выход готовой пыли по ступеням выравнивается. Представленные на фиг. 2 данные указывают на существенное и почти пропорциональное уменьшение содержания $\text{SiO}_2, \text{Al}_2\text{O}_3$ и K_2O в пыли и возврате в сторону последних ступеней и увеличение содержания CaO и $\text{SO}_{3\text{общ}}$ в этом же направлении. Содержание $\text{Fe}_2\text{O}_3, \text{MgO}, \text{SO}_{3\text{сульф}}$ и Na_2O в пыли и возврате различных ступеней не имеет явно выраженной тенденции к изменению. Наблюдается различное изменение содержания CaO и MgO по ступеням в продукте размола и по ситовым фракциям суммарной пыли (фиг. 3), что может быть объяснено различным преобладающим размером микрочастиц, различной плотностью и твердостью по шкале Мооса для кальцита и доломита. Почти одинаковое изменение содержания $\text{SiO}_2, \text{Al}_2\text{O}_3$ и K_2O может быть обусловлено их совместным содержанием в гидрослюде ($\text{K}_2\text{O} \cdot \text{MeO} \cdot 8\text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 16\text{SiO}_2 \cdot 8\text{H}_2\text{O}$) и ортоклазе ($\text{K}_2\text{O} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 6\text{SiO}_2$) песчано-глинистой (терригенной) части сланца. Преимущественное накопление песчано-глинистого материала в пыли первых ступеней и в мелких фракциях средневзвешенной пыли (фиг. 3) и накопление CaO в пыли последней ступени и в крупных фракциях пыли в целом не может быть объяснено величиной коэффициента размолоспособности, определяемого по методу ВТИ, так как $K_{\text{до}}$ для кальцита 1,728, а для ортоклаза — 0,757 и для кварца — 0,734. Причиной указанного поступления песчано-глинистого материала в пыль первых ступеней является, по-видимому, его мелкозернистая структура в исходном материале до размола.

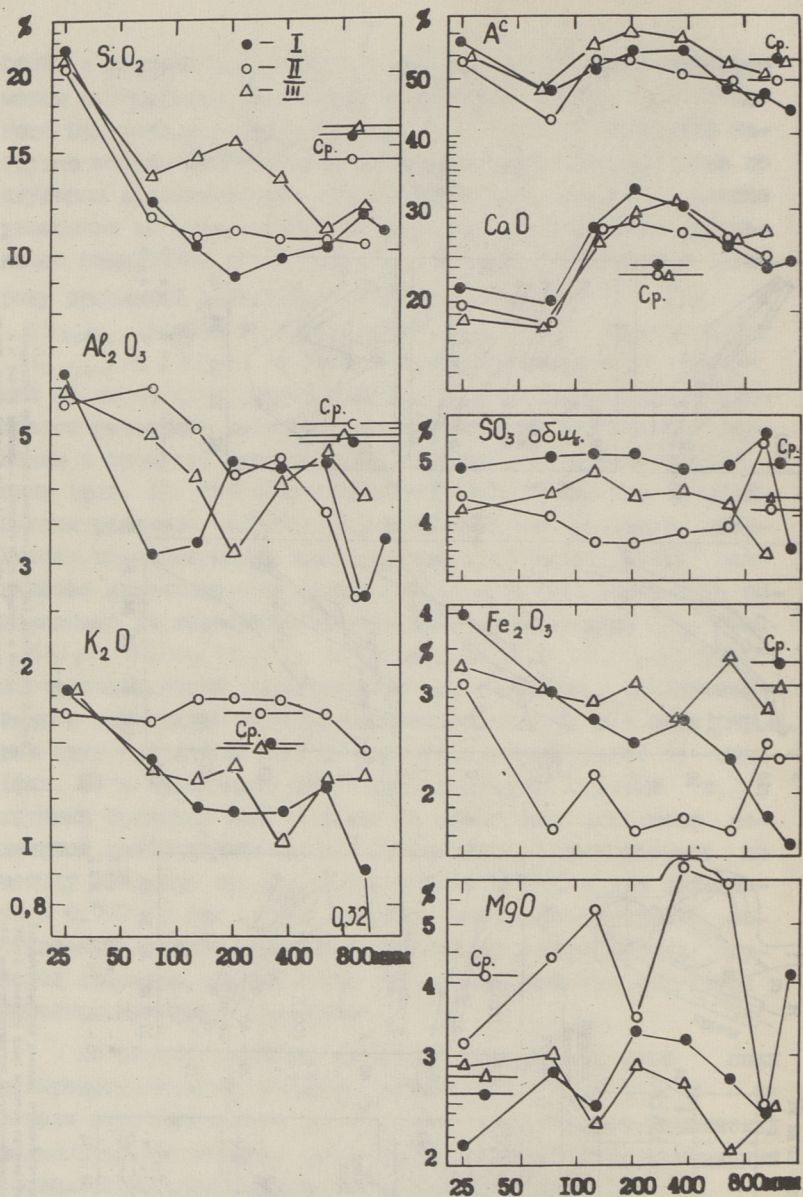
По характеристикам трех средневзвешенных проб пыли четырехступенчатой мельницы, приведенным на фиг. 3, и на основе подобных данных [3] для проб пыли обычных молотковых мельниц не наблюдается существенного различия в разделении составляющих компонентов по ситовым фракциям.

Горючая масса эстонских горючих сланцев, очевидно, из-за малой плотности (1,0–1,1 г/см³) преимущественно накапливается в пыли первой и второй ступени.



Фиг. 1. Схема четырехступенчатого размола на Прибалтийской ГРЭС и характеристики готовой пыли ступеней B1-B4 и грубого воздуха сепаратора четвертой ступени G4: 1 - пробы от 05.06.72; 2 - пробы режима испытания при производительности 18,0 т/ч 14.06.72; 3 - 25,2 т/ч 16.4.73; 4 - 30,8 т/ч 18.06.73; 5 - 30,2 т/ч 06.10.73; 6 - 36,2 т/ч 16.10.73.

Фиг. 2. Содержание (на сухое топливо) химических макрокомпонентов в готовой пыли ступеней B1-B4 и в воздухе G4. Пробы 1, 3, 4, 5 и 6 те же самые, что на фиг. 1.



Фиг. 3. Содержание (на сухое топливо) химических макрокомпонентов в ситовых фракциях средневзвешенной пыли сланца (B1 + B2 + B3 + B4) четырехступенчатой мельницы. I - проба режима при 18,0 т/ч и $R_{90} = 35,7\%$ от 14.09.72.; II - 25,2 т/ч, $R_{90} = 42,0\%$ от 19.04.73.; III - 26,2 т/ч, $R_{90} = 45,0\%$ от 18.09.73.

Данные о пробах из четырехступенчатой мельницы

№ п.п.	Обозначение показателя	Режим № 3 от 14.09.1972г.				Режим № 14 от 19.04.1973 г.				Режим № 25 от 19.09.1973 г.						
		В1	В2	В3	В4	В1	В2	В3	В4	В1	В2	В3	В4	В4		
1	A, %	46,64	50,60	51,34	52,69	58,48	49,73	50,42	51,39	54,34	56,90	46,41	46,67	50,94	49,51	49,08
2	(CO ₂) _K , %	16,16	19,19	22,73	28,47	32,31	17,65	18,45	24,95	33,59	31,46	19,98	16,68	17,77	21,69	24,25
3	A + (CO ₂) _K , %	62,80	69,79	74,07	81,16	90,79	67,38	68,87	76,34	87,93	88,36	60,89	63,35	68,71	71,20	73,33
4	G _н , мл/кг	13284	10770	9010	6110	2889	11701	11145	9981	8088	3537	14249	13049	11282	10015	9033
5	T/K	0,68	0,57	0,41	0,25	0,23	0,65	0,61	0,33	0,15	0,23	0,44	0,64	0,66	0,43	0,32
6	Выход, %	46,2	17,7	26,0	10,1	-	32,6	36,6	16,8	14,0	-	40,0	17,2	26,9	15,9	-

Обозначение показателя	Режим № 36 от 05.10.1973 г.				Режим № 41 от 16.10.1973 г.				Пробы от 05.09.1972 г.							
	В1	В2	В3	В4	В1	В2	В3	В4	В1	В2	В3	В4	В4			
1	A, %	47,52	49,89	49,11	52,14	55,23	46,88	49,23	49,98	52,17	56,17	51,17	49,97	50,66	52,10	52,46
2	(CO ₂) _K , %	16,53	18,08	21,67	24,97	29,39	20,01	21,33	21,37	25,24	31,25	17,36	19,69	20,15	24,6	33,0
3	A + (CO ₂) _K , %	64,05	67,97	70,78	77,11	84,62	66,89	70,56	71,35	77,41	87,42	68,53	69,66	70,81	76,70	85,46
4	G _н , мл/кг	12855	11465	10143	7793	4938	10933	10254	10009	7666	3846	11389	10742	10333	7965	4211
5	T/K	0,67	0,62	0,42	0,35	0,26	0,49	0,44	0,45	0,33	0,22	0,70	0,53	0,52	0,36	0,14
6	Выход, %	25,8	30,9	21,6	21,7	-	21,8	26,6	25,1	26,5	-	-	-	-	-	-

При стендовом многоступенчатом размоле сланцев происходило заметное обогащение песчано-глинистой частью готовой пыли первых ступеней и обогащение карбонатной частью пыли и возврата последних ступеней [2]. То же самое происходит при промышленном четырехступенчатом размоле сланцев.

Л и т е р а т у р а

1. Челищев Н.В., Иванов С.В., Полферов К.Я., Алексеев Б.П., Семенов А.Н., Меелак Х.О., Отс А.А., Майсте Л.А., Терентьев В.Г., Халлинг Ю.А., Силламетс Р.Г. Установка для размола топлива. Авторское свидетельство № 398272, 1973.

2. Полферов К.Я., Семенов А.Н., Прикк А.В., Ыйспуу Л.М., Челищев Н.В., Иванов С.В. Исследование многоступенчатого размола сланцев в лабораторных установках. - "Тр. Таллинск. политехн. инт-та", 1976, № 392, с.3-18.

3. Ыйспуу Л.М., Прикк А.В. Исследование минеральной части по размерным фракциям пыли сланцев. - Сб. Влияние минеральной части энергетических топлив на условия работы парогенераторов. Материалы Всесоюзной конференции, Таллин, 1974, с.11-18.

L.Õispuu, I.Õpik, Arvo Ots, A.Prikk,
A.Semjonow, S.Iwanow, K.Polfjorow,
N.Chelischchew, R.Rootamm, K.Rajur

Über die Separation von Brennschieferkomponenten bei Vierstufenvermahlung in Hammermühlen

Zusammenfassung

In diesem Artikel werden die Ergebnisse industrieller Versuche der Vierstufenvermahlung von Brennschiefer in einer Hammermühle vom Typ MMT 1500/2510/735 im Baltischen Wärme-kraftwerk dargelegt. Im Brennschieferstaub verschiedener Mühlenstufen und in verschiedenen Siebfraktionen des Gesamtstaubes wurde der Gehalt von chemischen Makrokomponenten und Asche, sowie der Heizwert des Brennschieferstaubes bestimmt. Der Brennschieferstaub aus der ersten Mühlenstufe hat den größten Heizwert.

УДК 662.67:662.87:539.56.001.5

К.Э.Раур, Л.М.Ыйспуу, И.П.Эпик

СГЛАЖИВАНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ СИТОВЫХ АНАЛИЗОВ
ПРИ ПОМОЩИ ЛОГАРИФМИЧЕСКИ-НОРМАЛЬНОГО
РАСПРЕДЕЛЕНИЯ

Успехи, достигнутые в последнее десятилетие при математическом моделировании процесса размола [1], не могут исключить статистическое исследование гранулометрических распределений измельчаемых материалов. Пока для конкретной мельницы и материала не определены из теоретических соображений или экспериментально функции размола $S(x)$ и $B(y, x)$, эмпирические гранулометрические распределения остаются единственной информацией, позволяющей сделать какие-нибудь первоначальные выводы о работе мельниц. В настоящее время обработка результатов гранулометрического анализа идет главным образом при помощи специальных диаграмм. Производительность и точность диаграммной техники малы и возможности к ее существенному улучшению отсутствуют. Самым крупным недостатком графических приемов, по нашему мнению, является отсутствие данных о точности сглаживания. Это не позволяет обоснованно сравнивать разных конкурирующих теоретических распределений друг с другом и уменьшает ценность окончательных результатов (статистики, удельная поверхность), превращая их иногда лишь в цифры, не имеющие смысла.

В связи с ростом числа и мощности вычислительных центров в нашей стране, становится возможным переходить на машинное сглаживание гранулометрических распределений. Преимущества применения ЭВМ не требуют особых доказательств, однако до сих пор в этом направлении сделано немного. Можно назвать лишь несколько более-менее целенаправленных по-

пыток [2, 3] применения ЭВМ для сглаживания распределений в статистике пыли. По нашему мнению, целесообразно разработать специальные пакеты программ статистики пыли, содержащие средства для сглаживания результатов анализа при помощи различных теоретических распределений и выбора среди них лучшего варианта.

В данной статье рассматриваются вопросы, связанные с применением для сглаживания гранулометрических распределений на ЭВМ логарифмически-нормального распределения. Публикуемая здесь методика применяется на кафедре теплоэнергетики ТПИ уже несколько лет и давала хорошие результаты при исследованиях сланцевой пыли, полученной из промышленных мельниц Прибалтийской и Эстонской ГРЭС.

Логарифмически-нормальное распределение

Логарифмически-нормальное распределение [4, 5, 6, 7, 8] (в дальнейшем сокращенно ЛН-распределение) в статистике известно давно как один из наиболее простых способов сглаживания асимметрических распределений признака. Впервые оно было применено Макалистером уже в 1879 году [4].

Логарифмически-нормальным называется распределение, имеющее нормальное распределение логарифмов признака. Плотность логарифмически-нормального распределения соответствует уравнению:

$$\varphi(x) = \frac{1}{x\beta\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{\ln^2 x/\alpha}{2\beta^2}}, \quad (I)$$

где x — значение признака;
 α, β — параметры распределения.

Функция логарифмически-нормального распределения определена уравнением:

$$D(x) = \frac{1}{\beta\sqrt{2\pi}} \int_0^x \frac{1}{x} e^{-\frac{\ln^2 x/\alpha}{2\beta^2}} dx. \quad (2)$$

Уравнение (2) нельзя выявить в элементарных функциях и для практического применения его необходимо переводить в стандартное нормальное распределение. Это делается при помощи замены

$$\frac{\ln \frac{x}{\alpha}}{\beta} = t. \quad (3)$$

После преобразований из (2) и (3) получают:

$$D(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^t e^{-\frac{t^2}{2}} dt = F(t). \quad (4)$$

Таблицы функции (4) можно найти в любой книге по теории вероятностей и математической статистике.

Определение параметров ЛН-распределения происходит следующим образом: Из таблиц стандартного нормального распределения находят значения квантилей, соответствующие наблюдаемым ситовым проходам D_i :

$$t_i = t_{F_i} = t_{D_i}. \quad (5)$$

Опытные точки изображаются графически в координатах tz , где

$$z = \ln x, \quad (6)$$

и через них проводят сглаживающую прямую. По (3) видно, что в случае действия ЛН-закона связь $t = f(z)$ должна быть линейной:

$$t = \frac{1}{\beta} z - \frac{\ln \alpha}{\beta}. \quad (7)$$

Параметр β можно определять по наклону сглаживающей прямой. Часто вместо него в качестве одного из параметров распределения применяется сам угловой коэффициент этой прямой

$$m = \frac{1}{\beta}, \quad (8)$$

называемый "показателем однородности". Параметр α можно определять несколькими способами. Из (7) получают:

$$\alpha = e^{z - \beta t}.$$

Когда определен осевой отрезок t_0 получается:

$$\alpha = e^{-\beta t_0}. \quad (9)$$

Однако графически неудобно определить осевой отрезок и поэтому, как правило, определяют α по точке пересечения прямой (7) с медиан-линией $t = 0$.

Квантили ЛН-распределения находят при помощи квантилей стандартного нормального распределения. Из (3) получают между ними следующую связь:

$$x = \alpha e^{\beta t}. \quad (10)$$

Характеристики ЛН-распределения опубликованы в ряде работ: [8, 9, 10, 11]. Их можно выразить при помощи сле-

дующих формул:

1. Среднее значение:

$$\mu = \alpha e^{\beta^2/2}. \quad (II)$$

2. Дисперсия:

$$\sigma^2 = \mu^2 (e^{\beta^2} - 1). \quad (I2)$$

3. Среднее квадратичное отклонение:

$$\sigma = \mu \sqrt{e^{\beta^2} - 1}. \quad (I3)$$

4. Коэффициент вариации:

$$v = \sqrt{e^{\beta^2} - 1}. \quad (I4)$$

5. Коэффициент асимметрии:

$$S_k = (e^{3\beta^2} - 3e^{\beta^2} + 2)(e^{\beta^2} - 1)^{3/2}. \quad (I5)$$

6. Мода:

$$x_m = \alpha e^{-\beta^2}. \quad (I6)$$

7. Медиана:

$$x_{0,5} = \alpha. \quad (I7)$$

Моментные распределения [I2] ЛН-распределения также являются ЛН-распределениями. По результатам ситовых анализов можно прямо определить только параметры третьего моментного распределения (массовое распределение). Параметры β для всех моментных распределений равны (т.е. их графики в координатах tz являются параллельными прямыми линиями). Параметры α для второго и нулевого моментного распределения (поверхностное и числовое распределение) можно вычислить при помощи следующих формул:

$$\alpha_2 = \alpha_3 e^{-\beta^2}; \quad (I8)$$

$$\alpha_0 = \alpha_3 e^{-3\beta^2}, \quad (I9)$$

где α_3 — медиана массового распределения.

Подставляя (I8) или (I9) в формулы (I1) — (I7), получают численные значения характеристик поверхностного и числового распределения.

Удельную поверхность пыли вычисляют при помощи среднего значения второго моментного распределения:

$$S_v = \frac{\kappa}{\mu_2} = \frac{\kappa}{\alpha_2} e^{-\beta^2/2} = \frac{\kappa}{\alpha_3} e^{\beta^2/2}, \quad (20)$$

где κ — абсолютный коэффициент формы.

Численное значение S_v зависит от размерности α_3 . Если x измеряется в микрометрах, а удельную поверхность желают получить в $\text{см}^2/\text{см}^3$, в формуле необходимо прибавить коэффициент 10^4 :

$$S_v = \frac{10^4 \kappa}{\alpha_3} e^{\beta^2/2}. \quad (21)$$

Для вычисления массовой удельной поверхности в формуле (21) необходимо S_v делить на плотность материала в $\text{г}/\text{см}^3$:

$$S_m = S_v / \rho, \text{ см}^2/\text{г}. \quad (22)$$

Удельное число частиц в единице объема пропорционально третьему моменту нулевого распределения:

$$N_v = \frac{1}{\kappa_v \cdot \gamma_{3,0}} \quad (23)$$

(κ_v — коэффициент объема; для кубообразной формы частиц κ_v был бы равный 1, для шарообразной — $\pi/6$).

Так как

$$\gamma_{3,0} = \alpha_0^3 e^{9\beta^2/2}, \quad (24)$$

для вычисления удельного числа частиц получают:

$$N_v = \frac{1}{\kappa_v \alpha_3^3} e^{4,5\beta^2} \text{ 1/мкм}^3 \quad (25)$$

и

$$N_v = \frac{10^{12}}{\kappa_v \alpha_3^3} e^{4,5\beta^2} \text{ 1/см}^3. \quad (26)$$

Число частиц в единице массы будет тогда:

$$N_m = N_v / \rho \text{ 1/г}. \quad (27)$$

Для работы с логарифмически-нормальными распределениями разработано большое количество специальных диаграмм, где оси t и z заменены соответствующими шкалами стандартной функции нормального распределения и логарифмической функции. Часто эта диаграммная плоскость снабжается еще 1–5 дополнительными шкалами для определения показателя однородности, моды, параметров моментных распределений, удельной поверхности и удельного числа частиц. Одной из наиболее тщательно выработанных среди таких диаграмм является диаграмма Фая и Желева [8, 13], нашедшая применение при исследовании топливной пыли.

Сглаживание логарифмически-нормальных
распределений на ЭВМ

Нахождение значений функции и квантилей нормального распределения является первым вопросом, с которым встречаются при переходе на машинное сглаживание логарифмически-нормальных распределений. В составе библиотеки стандартных программ обычно существует какая-нибудь программа для вычисления значений интеграла вероятности. Чаще всего запрограммирован интеграл вида

$$\Phi_m(t) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^t e^{-t^2} dt, \quad (28)$$

который вычисляется с любой точностью при помощи формулы:

$$\Phi_m(t) = 1 - \frac{e^{-t^2}}{t\sqrt{\pi}} \sum_{n=5}^{\infty} (-1)^n \frac{(2n-1)!!}{(2x^2)^n}. \quad (29)$$

Ошибка (29) меньше последнего удерживаемого члена [14]. Функция стандартного нормального распределения выражается через (28):

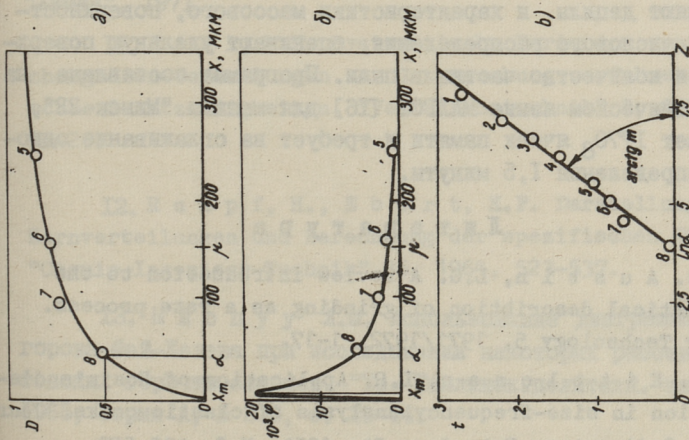
$$F(t) = \frac{1 + \Phi_m(t/\sqrt{2})}{2}. \quad (30)$$

Для нахождения квантилей нормального распределения стандартных программ, как правило, нет. Нами была разработана процедура, сущность которой в том, что квантиль находят как корень системы уравнений:

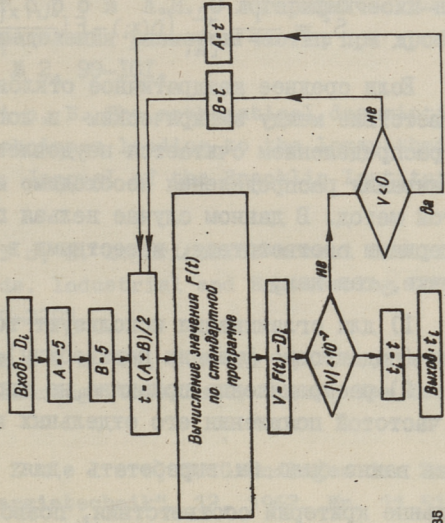
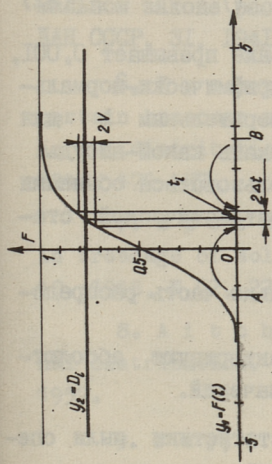
$$\begin{cases} y_1 = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^t e^{-t^2/2} dt. \\ y_2 = F. \end{cases} \quad (31)$$

Эта система решается методом половинного деления [15]. Интервал значений t был выбран от -5 до $+5$ и допустимая разность между членами (31) была $1 \cdot 10^{-7}$. Процедура работала достаточно быстро: среднее число итераций было 10–12. Процедура занимает 32₈ ячеек памяти ЭВМ "Минск-22".

Основная программа для сглаживания логарифмически-нормальных распределений, применяемая на кафедре теплоэнергетики ТПИ, работает следующим образом. После ввода данных (размеры отверстий сит и остатки на этих ситах) вычисляют проходы и соответствующие им квантили нормального распре-



Фиг. 1. Логарифмически-нормальное распределение. Складовая пыль из Прибалтийской ГЭС (молотковая мельница ММТ 1500/2510/735 с инерционным сепаратором: $\alpha = 48,44$; $\beta = 1,569$; $m = 0,6414$; $\mu = 153,2$; $x_m = 3,987$; $\sigma^2 = 2,43 \cdot 10^{-3}$; $v = 3,21$; $S_V = 4,80 \cdot 10^{-3}$; $F_M = 4461,9 \text{ см}^2/\text{г}$ (принято $k = \rho = 1,75$); $N_V = 1,15 \cdot 10^{12} \text{ 1/см}^3$; $S_D^2 = 0,0004$. а) Функция распределения; б) плотность распределения; в) t_z - диаграмма.



Фиг. 2. Определение квантиля нормального распределения

деления. После нахождения логарифмов, точки (z_i, t_i) обрабатываются методом наименьших квадратов для определения сглаживающей прямой, после чего вычисляют параметры исследуемого распределения. Точность сглаживания характеризуется средним квадратичным отклонением эмпирических значений функции распределения от вычисленных:

$$S_D^2 = \frac{1}{n-2} \sum_{i=1}^n \left(D(x_i) - F\left(\frac{\ln x_i / \alpha}{\beta}\right) \right)^2. \quad (32)$$

Если среднее квадратичное отклонение превышает 0,001, соответствие между эмпирическим и логарифмически-нормальным распределением считается неудовлетворительным и для сглаживания распределения необходимо искать какой-нибудь другой метод. В данном случае нельзя пользоваться обычными критериями соответствия, известными в математической статистике, так как:

1) для сглаживания используют только часть распределения (подситовые фракции неизвестны);

2) распределение признака не характеризуют абсолютной частотой появления его отдельных значений.

Очень важно было бы выработать для статистики пыли специальные критерии соответствия, позволяющие корректно принимать или опровергать гипотезы о типе сглаживающего распределения.

После определения параметров, по формулам (10)–(19) вычисляют децилы и характеристики массового, поверхностного и числового распределения, оценивают удельную поверхность и количество частиц в пыли. Программа составлена на алгоритмическом языке МАЛГОЛ [16] для машины "Минск-22", занимает 1770₈ ячеек памяти и требует на сглаживание одного распределения 1,5 минуты.

Л и т е р а т у р а

1. A u s t i n, L.G. A review introduction to the mathematical description of grinding as a rate process. Powder Technology 5, 1971/1972, 1–17.

2. K i t t l e m a n, L.R. Application of Rosin's distribution in size-frequency analysis of clastic rocks. Journal of Sedimentary Petrology 34, 1964, N 3, 483–502.

3. S m i r n o w, S. Zur Regressionsanalyse von Korngrößenverteilungen mit der RRSB-Funktion und der GGS-Funktion. Aufbereitungs-Technik 16, 1975, Nr. 6, 303-315.

4. H e r d a n, G. Small particle statistics. Elsevier Publishing Co., Amsterdam e.a. 1953.

5. К о л м о г о р о в А.Н. О логарифмически-нормальном законе распределения размеров частиц при дроблении. ДАН СССР, 31, 1941, № 2, 99-101.

6. E p s t e i n, B. The mathematical description of certain breacage mechnismus leading to the logarithmico-normal distribution. Journal of the Franklin Institute 224, 1947, 471-477.

7. E p s t e i n, B. Logarithmico-normal distribution in breacage of solids. Industrial and Engineering Chemistry 40, 1948, N 12, 2289-2291.

8. A i t c h i s o n, J., B r o w n, J.A. The lognormal distribution. Cambridge University Press, New York, 1957.

9. F a y, G., Z s e l e w, B. Grundlagen der Zerkleinerungstheorie. "Energietechnik", 12, 1962, Nr. 11, 518-522, Nr. 12, 531-557.

10. К о у з о в П.А. Основы анализа дисперсного состава промышленных пылей и измельченных материалов. Л., "Химия", 1971.

II. P a h l, M.H. Systematische Variation von Teilchengrößen-Verteilungen zur Untersuchung verfahrenstechnischer Gesetzmäßigkeiten. "Verfahrenstechnik" 8, 1974, Nr.1, 10-20.

12. R u m p f, H., E b e r t, K.F. Darstellung von Kornverteilungen und Berechnung der spezifischen Oberfläche. "Chemie-Ingenieur-Technik" 36, 1964, 523-537.

13. Н и с п у Л.М. Использование диаграммы Колмогорова-Сай-Желева при исследовании некоторых расщепов эстонских горючих сланцев. "Тр. Таллинск.политехн. ин-та", 1965, серия А, № 226, с. 29-44.

14. М и т р о п о л ь с к и й А.К. Интеграл вероятности. Л., Издательство Ленинградского университета, 1972.

15. Д е м и д о в и ч Б.П., М а р о н И.А. Основы вычислительной математики. М., "Наука", 1970.

16. Программы для ЭЦВМ "Минск-2". Руководство по алгоритмическому языку МАЛГОЛ. Вып. 4. Таллин, 1966.

K. Rajur, L. Öispuu, I. Öpik

Approximation of Screening Tests with Lognormal
Distribution

Summary

A MALGOL-program has been developed for computation of the parameters and characteristics of the distribution, specific surface and specific number of particles.

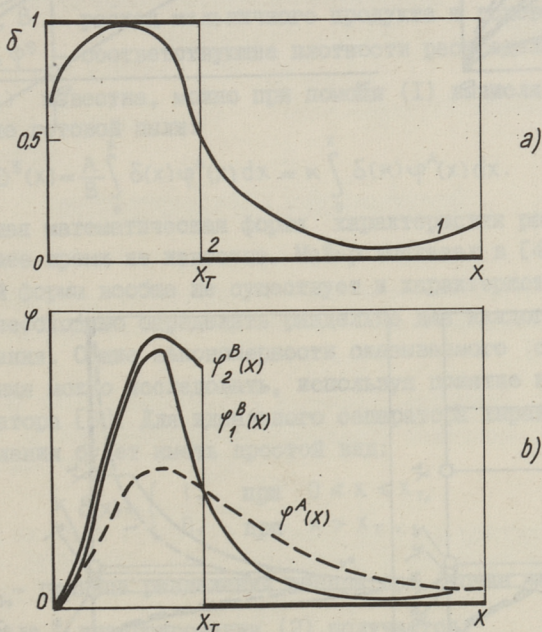
УДК 662.67:662.87:539.56.001.5

К.Э.Раур, Л.М.Ыйспуу, И.П.Эпик

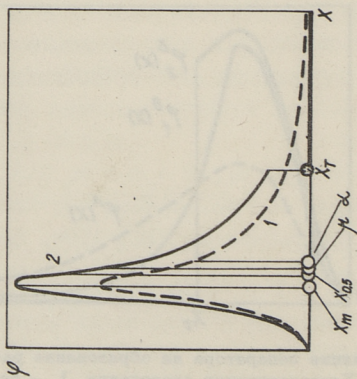
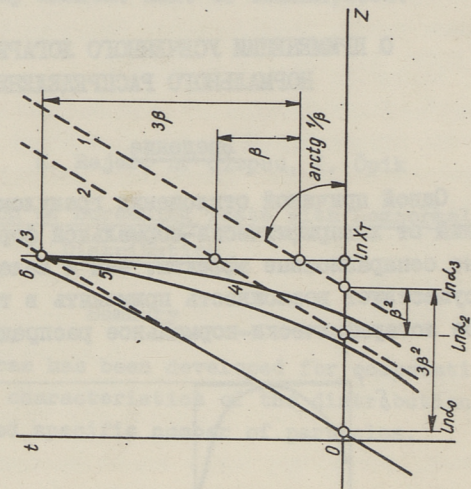
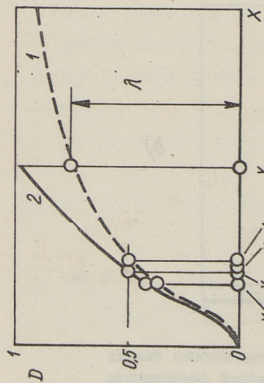
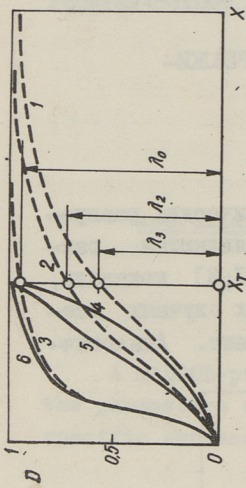
О ПРИМЕНЕНИИ УСЕЧЕННОГО ЛОГАРИФИЧЕСКИ-
 НОРМАЛЬНОГО РАСПРЕДЕЛЕНИЯ

Введение

Одной причиной отклонения гранулометрических распределений от логарифмически-нормальной формы являются различные сепарационные эффекты. Фай и Желев [1,2] показали, что существует возможность применять в таких случаях усеченное логарифмически-нормальное распределение. Аналогич-



Фиг. 1. Влияние сепаратора на образование распределения пыли:
 а) Характеристики разделения. 1 - реальный сепаратор;
 2 - идеальный сепаратор. б) Плотности распределения.



Фиг. 2. Усеченное логарифмически-нормальное распределение.

Фиг. 3. Моментные распределения.
1, 2 - массовое, поверхностное и числовое распределение; 4, 5, 6 - соответствующие усеченные распределения.

ный вывод сделал Коузов [3]. Применение данного распределения было до сих пор ограничено, так как определение необходимых трех параметров вручную затруднительно. С переходом на машинное сглаживание гранулометрических распределений усеченное логарифмически-нормальное распределение может быть применено шире, в связи с чем необходимо подробнее изучать определение параметров и характеристик этого распределения.

Образование усеченного логарифмически-нормального распределения

Влияние, которое сепаратор пылеприготовительной системы оказывает на гранулометрическое распределение входящего в него мельничного продукта, определяется характеристикой разделения [4,5]:

$$\delta(x) = \frac{B \cdot \varphi^B(x)}{A \cdot \varphi^A(x)}, \quad (I)$$

где A, B – расход мельничного продукта и готовой пыли; φ^A, φ^B – соответствующие плотности распределения.

Если $\delta(x)$ известна, можно при помощи (I) вычислять распределение готовой пыли:

$$D^B(x) = \frac{A}{B} \int_0^x \delta(x) \varphi^A(x) dx = \kappa \int_0^x \delta(\kappa) \varphi^A(x) dx. \quad (2)$$

Общая математическая форма характеристик разделения в настоящее время не известна. Майер высказал в [4] мнение, что такой формы вообще не существует и характеристики разделения необходимо определять раздельно для каждого типа оборудования. Общие закономерности оказываемого сепаратором влияния можно исследовать, используя понятие идеального сепаратора [6]. Для идеального сепаратора характеристика разделения будет иметь простой вид:

$$\delta(x) = \begin{cases} 1, & \text{при } 0 \leq x \leq x_T, \\ 0, & \text{при } x > x_T, \end{cases} \quad (3)$$

где x_T – граница разделения сепаратора (точка усечения).

После интегрирования (2) получается:

$$D^B(x) = \begin{cases} \kappa \int_0^x \varphi^A(x) dx, & \text{при } 0 \leq x \leq x_T, \\ 1, & \text{при } x > x_T. \end{cases} \quad (4)$$

Таким образом, идеальный сепаратор превращает любое распределение входящей в него пыли к виду:

$$D^B(x) = k \cdot D^A(x) = (1/\lambda) \cdot D^A(x). \quad (5)$$

Если мельничный продукт будет иметь логарифмически-нормальное распределение с параметрами α и β , то после прохождения идеального сепаратора готовая пыль будет иметь распределение:

$$D(x) = \begin{cases} \frac{1}{\lambda \beta \sqrt{2\pi}} \int_0^x \frac{1}{x} e^{-\frac{\ln^2 x/\alpha}{2\beta^2}} dx, & \text{при } x \leq x_T, \\ 1, & \text{при } x \geq x_T. \end{cases} \quad (6)$$

Третий параметр λ по существу перенормирует распределение, поэтому Фай и Желев назвали его "коэффициентом ренормирования". В настоящей работе будем называть этот параметр коэффициентом усечения [3].

Плотность усеченного логарифмически-нормального распределения (в дальнейшем УЛН-распределение) соответствует уравнению:

$$\varphi(x) = \begin{cases} \frac{1}{x \lambda \beta \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{\ln^2 x/\alpha}{2\beta^2}}, & \text{если } x \leq x_T, \\ 0, & \text{если } x > x_T. \end{cases}$$

Характеристики УЛН-распределения

Все характеристики необходимо вычислять при помощи соответствующих характеристик начального двухпараметрического логарифмически-нормального распределения, которые даны в [7].

I. Квантили. Квантили УЛН-распределения вычисляются как λD -квантили начального распределения:

$$x = \alpha e^{\beta t \lambda}. \quad (7)$$

Частным случаем формулы (7) будут формулы для расчета точки усечения и медианы:

$$x_T = \alpha e^{\beta t \lambda}, \quad (8)$$

$$x_{0,5} = \alpha e^{\beta t \lambda/2}. \quad (9)$$

2. Мода. Мода УЛН-распределения остается на месте, если граница разделения не ниже моды начального распределения x'_m . В общем случае можно записать:

$$x_m = \begin{cases} \alpha e^{-\beta^2}, & \text{при } x'_m < x_T \\ x_T, & \text{при } x'_m \geq x_T. \end{cases} \quad (I0)$$

3. Начальные моменты. Общее выражение для начальных моментов в статистике:

$$\nu_a = \int_0^{\infty} x^a \varphi(x) dx. \quad (II)$$

Для УЛН-распределения это дает:

$$\nu_a = \frac{1}{\lambda \beta \sqrt{2\pi}} \int_0^{x_T} x^{a-1} e^{-\frac{\ln^2 x/\alpha}{2\beta^2}} dx + \\ + \frac{1}{\lambda \beta \sqrt{2\pi}} \int_{x_T}^{\infty} x^{a-1} e^{-\frac{\ln^2 x/\alpha}{2\beta^2}} dx.$$

Второй интеграл здесь равняется нулю. После обычных перестановок [3], характерных при работе с ЛН-распределениями, первый интеграл приводится к виду:

$$\nu_a = \frac{\alpha^a e^{\sigma^2 \beta^2 / 2}}{\lambda \sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{t_\lambda} e^{-\frac{(t-\sigma\beta)^2}{2}} dt.$$

После замены $u = t - \sigma\beta$ этот интеграл выражается через уравнение

$$\nu_a = \frac{\alpha^a e^{\sigma^2 \beta^2 / 2}}{\lambda \sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{u_\lambda} e^{-u^2/2} du,$$

где

$$u_\lambda = t_\lambda - \sigma\beta.$$

Таким образом, начальные моменты УЛН-распределения можно вычислять по формуле:

$$\nu_a = \frac{\alpha^a e^{\sigma^2 \beta^2 / 2}}{\lambda} \cdot F\left(\frac{\ln x_T/\alpha}{\beta} - \sigma\beta\right). \quad (I2)$$

4. Среднее значение. Так как среднее значение является первым начальным моментом, то:

$$\mu = \nu_1 = \frac{\alpha e^{\beta^2/2}}{\lambda} \cdot F(t_\lambda - \beta). \quad (I3)$$

5. Дисперсия. Дисперсия вычисляется по начальным моментам первого и второго порядков:

$$\sigma^2 = \nu_2 - \nu_1^2; \quad (I4) \\ \nu_2 = \frac{\alpha^2 e^{2\beta^2}}{\lambda} \cdot F(t_\lambda - 2\beta).$$

Тогда

$$\sigma^2 = \frac{\alpha^2 e^{\beta^2}}{\lambda} \left[e^{\beta^2} \cdot F(t_{\lambda} - 2\beta) - \frac{1}{\lambda} F^2(t_{\lambda} - \beta) \right]. \quad (15)$$

6. Коэффициент вариации

$$v = \frac{\sigma}{\mu} = \sqrt{\frac{e^{\beta^2}}{F(t_{\lambda} - \beta)} - \frac{1}{\lambda}}. \quad (16)$$

7. Коэффициент асимметрии. Коэффициент асимметрии выражается через начальные моменты первых трех порядков:

$$S_k = \frac{1}{\sigma^3} (\nu_3 - 3\nu_2\nu_1 + 2\nu_1^3). \quad (17)$$

8. Удельная поверхность. Для вычисления удельной поверхности необходимо сперва определить среднее значение поверхностного распределения. Моментные распределения УЛН-распределений остаются УЛН-распределениями, но будут иметь разные коэффициенты усечения. Если определены параметры начального распределения третьего порядка (массовое распределение), то можно обычным способом вычислить параметры начальных распределений других порядков. Тогда для поверхностного распределения получается [7]:

$$\alpha_2 = \alpha_3 e^{-\beta^2}. \quad (18)$$

Отсюда коэффициент усечения:

$$\lambda_2 = F\left(\frac{\ln \frac{\lambda_1}{\alpha_2}}{\beta}\right) = F(t_{\lambda_3} + \beta). \quad (19)$$

Среднее значение поверхностного распределения:

$$\mu_2 = \nu_{1,2} = \frac{\alpha_2 e^{\beta^2/2}}{\lambda_2} \cdot F(t_{\lambda_2} - \beta),$$

$$\mu_2 = \frac{\alpha_3 e^{-\beta^2/2}}{\lambda_2} \cdot F(t_{\lambda_2} - \beta),$$

$$F(t_{\lambda_2} - \beta) = \lambda_3,$$

$$\mu_2 = \frac{\lambda_3 \alpha_3 e^{-\beta^2/2}}{\lambda_2} = \frac{\lambda_3 \alpha_3 e^{-\beta^2/2}}{F(t_{\lambda_3} + \beta)}.$$

Объемная удельная поверхность:

$$S_v = \frac{\kappa}{\mu_2} = \frac{10^4 \kappa \cdot F(t_{\lambda_3} + \beta)}{\lambda_3 \alpha_3} e^{\beta^2/2} \text{ см}^2/\text{см}^3, \quad (20)$$

где κ — абсолютный коэффициент формы.

Массовая удельная поверхность:

$$S_m = \frac{S_v}{\rho}, \text{ см}^2/\text{г}. \quad (21)$$

9. Удельное число частиц. Так как

$$\alpha_0 = \alpha_3 e^{-3\beta^2} \quad (22)$$

[7], то коэффициент усечения для числового распределения будет:

$$\lambda_0 = F\left(\frac{\ln \frac{x_T}{\alpha_0}}{\beta}\right) = F(t_{\lambda_3} + 3\beta). \quad (23)$$

Третий начальный момент усеченного числового распределения будет тогда:

$$\nu_{3,0} = \frac{\alpha_0^3 e^{4,5\beta^2}}{\lambda_0} \cdot F(t_{\lambda_0} - 3\beta) = \frac{\lambda_3 \alpha_3^3}{\lambda_0} e^{-4,5\beta^2}. \quad (24)$$

Удельное число частиц в единице объема:

$$N_V = \frac{1}{K_V \nu_{3,0}} = \frac{\lambda_0}{K_V \lambda_3 \alpha_3^3} e^{4,5\beta^2} = \frac{F(t_{\lambda_3} + 3\beta)}{K_V \lambda_3 \alpha_3^3} e^{4,5\beta^2}. \quad (25)$$

Практически можно считать, что

$$F(t_{\lambda_3} + 3\beta) \approx 1$$

и

$$N_V = \frac{1}{\lambda_3 K_V \alpha_3^3} e^{4,5\beta^2} \text{ 1/см}^3. \quad (26)$$

Определение параметров

Сглаживание усеченного логарифмически-нормального распределения связано с некоторыми трудностями. Из-за неблагоприятного вида уравнения функции распределения, ее параметры, как правило, определяют методом попыток. Нами была выработана итерационная процедура, позволяющая определять параметры распределения методом наименьших квадратов. Из-за особенностей (6) нормальное уравнение можно составить только для параметра λ . При помощи замены

$$\frac{\ln \frac{x}{\alpha}}{\beta} = t \quad (27)$$

можно (6) выразить через стандартное нормальное распределение:

$$D(x) = \frac{1}{\lambda} F(t), \quad (28)$$

где

$$F(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^t e^{-t^2/2} dt.$$

Нормальное уравнение получается из условия, что

$$Q = \sum_{i=1}^n \left[\left(\frac{1}{\lambda} F\left(\frac{\ln x_i / \alpha}{\beta}\right) - D(x_i) \right)^2 \right] = \min. \quad (29)$$

Для выявления минимизирующих условий находим:

$$\begin{aligned} \frac{\partial Q}{\partial \lambda} &= \frac{\partial}{\partial \lambda} \sum_{i=1}^n \left[1/\lambda^2 F^2\left(\frac{\ln x_i/\alpha}{\beta}\right) - \right. \\ &\quad \left. - 2/\lambda F\left(\frac{\ln x_i/\alpha}{\beta}\right) \cdot D(x_i) + D^2(x_i) \right] = \\ &= -2\lambda^{-3} \sum_{i=1}^n F^2\left(\frac{\ln x_i/\alpha}{\beta}\right) + \\ &\quad + 2\lambda^{-2} \sum_{i=1}^n F\left(\frac{\ln x_i/\alpha}{\beta}\right) \cdot D(x_i) + 0. \end{aligned}$$

Принимаем $\frac{\partial Q}{\partial \lambda} = 0$. Тогда

$$\lambda \sum_{i=1}^n F\left(\frac{\ln x_i/\alpha}{\beta}\right) \cdot D(x_i) = \sum_{i=1}^n F^2\left(\frac{\ln x_i/\alpha}{\beta}\right)$$

и

$$\lambda = \frac{\sum_{i=1}^n F^2\left(\frac{\ln x_i/\alpha}{\beta}\right)}{\sum_{i=1}^n F\left(\frac{\ln x_i/\alpha}{\beta}\right) \cdot D(x_i)}. \quad (30)$$

Расчет параметров начинается с $\lambda = 1$. Опытные точки изображают на t_z -диаграмме, как указано в [7], и через них проводят сглаживающую прямую. По наклону и осевому отрезку этой прямой вычисляют параметры α и β . Их значения переводят в (30) и вычисляют уточненное значение параметра λ . По

$$F(t_i) = \lambda \cdot D(x_i) \quad (31)$$

найдут новые значения $F(t_i)$. Снова проводят сглаживающую прямую и т.д. Процесс заканчивают, когда значения параметра λ станут равными с точностью до трех знаков или средняя квадратичная ошибка начинает увеличиваться.

Описанная в [7] программа была модифицирована для сглаживания усеченных логарифмически-нормальных распределений. Необходимо отметить, что описанная методика может давать удовлетворительные результаты только тогда, когда мельничный продукт действительно имеет логарифмически-нормальное распределение и когда работа сепаратора близка к идеальной. При выборе сглаживающего распределения надо это учитывать.

Л и т е р а т у р а

1. F a u, G., Z s e l e w, B. Grundlagen der Zerkleinerungstheorie. Energietechnik, 12, 1962, Nr. 11, 518-522, Nr. 12, 531-557.

2. F a u, G., Z s e l e w, B. Die mathematische Grundlagen der Körnungsanalyse von gemahlene Kornmengen. Acta Technica Academiae Scientiarum Hungaricae, 44, 1963, Nr. 3/4, 237-260.

3. Коузов П.А. Основы анализа дисперсного состава промышленных пылей и измельченных материалов. М., "Химия", 1971.

4. Мауер, F. Allgemeine Grundlagen der T-Kurven. Aufbereitungs-Technik, 1967, Nr. 8, 1967, Nr. 12, 1968, Nr. 1.

5. Ушаков С.Г., Зверев Н.И. Инерционная сепарация пыли. М., "Энергия", 1974.

6. Раюр К.Э., Прикк А.В., Ыйспуу Л.М. Об идеальном сепараторе и оценке работы сепараторов. —"Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1971, № 302.

7. Раюр К.Э., Ыйспуу Л.М., Эпик И.П. Сглаживание результатов ситовых анализов при помощи логарифмически-нормального распределения. См. наст. сб.с. 41.

K. Rajur, L. Ыispuu, I. Ъpik

About Application of the Truncated Lognormal Distribution

Summary

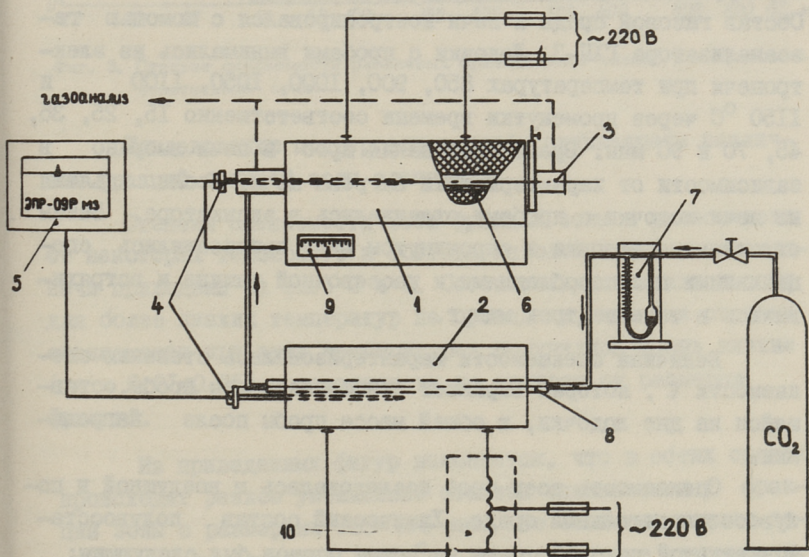
The paper gives a brief review on the properties of the truncated lognormal distribution. A method for computation of parameters is described.

УДК 662.613.12

А.А.Нурк, А.А.Мартинс, А.А.Отс,
 Р.Э.Рандманн, А.Я. Махлапуу

О СПЕКАЕМОСТИ ЛЕТУЧЕЙ ЗОЛЫ СЛАНЦЕВ

При пылевидном сжигании эстонских сланцев в топках парогенераторов на поверхностях нагрева часто образуются различного рода отложения золы, в том числе как спекшиеся, так и ошлакованные. В данной статье приводятся результаты исследования спекаемости отдельных фракций сланцевой золы в интервале температур 850–1150 °С в двух газовых средах. Исследуемые первичные пробы золы отбирались из золовых бункеров опускного газохода пароперегревателя и



Фиг. 1. Опытная установка для изучения спекаемости золы. 1, 2 – электроды; 3 – шлюза; 4 – термопары ПП-1; 5 – потенциометр ЭПР-09РМЗ; 6 – лодочка с пробой; 7 – реометр; 8 – труба с криптоловым порошком; 9 – регулирующий милливольтметр; 10 – трансформатор

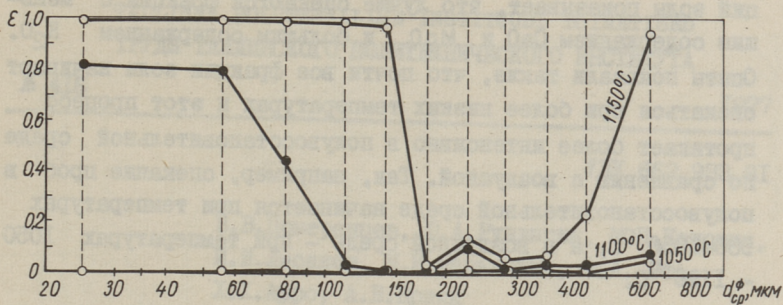
из-под циклонов парогенератора ТП-101. Пробы были разбиты на различные фракции.

Схема опытной установки для исследования спекаемости золы приведена на фиг. 1. Установка состоит из двух электропечей. В первой печи производится нагревание изучаемых проб, а во второй — восстановление двуокиси углерода. Первая электропечь снабжена шлюзом 3 для поддержания в ней газовой среды заданного состава в момент извлечения из печи лодочек с пробой. Температура в этой печи устанавливалась регулирующим милливольтметром 9. В электропечи 2 находится наполненная криптолом керамическая трубка 8. Расход CO_2 , подаваемого в опытную установку, измерялся реометром 7.

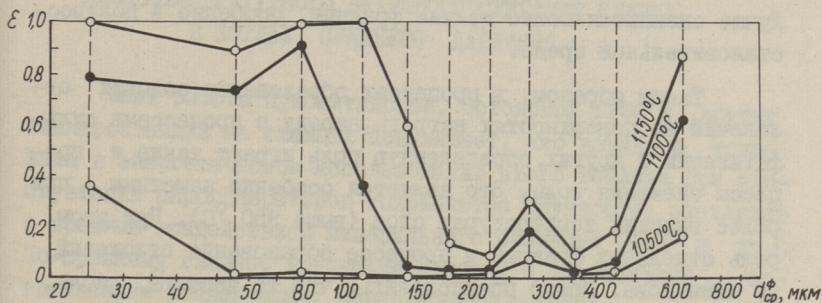
При проведении опытов была использована разработанная ранее методика [1]. Перед каждым опытом днища семи фарфоровых лодочек покрывались равномерно тонким слоем изучаемого материала по 0,5 г в каждой. При температуре печи 750°C в ней устанавливались все лодочки с пробами золы. После установки лодочек был открыт кран баллона CO_2 . Температура во второй печи была во всех опытах 1100–1200 $^\circ\text{C}$. Состав газовой среды в печи контролировался с помощью газоанализатора ГХП-3. Лодочки с пробами вынимались из электропечи при температурах 850, 900, 1000, 1050, 1100 и 1150 $^\circ\text{C}$ через промежутки времени соответственно 15, 25, 35, 45, 70 и 90 мин. Время пребывания проб в печи выбрано в зависимости от характеристики нагрева печи. После изъятия из печи лодочки с пробами охлаждались в эксикаторе. Затем охлажденные лодочки в опрокинутом виде прикреплялись специальными приспособлениями к рассеивочной машине и встряхивались в течение трех минут.

Величина спекаемости характеризовалась степенью спекаемости ε , которая выражает отношение массы пробы, оставшейся на дне лодочки, к общей массе пробы после нагревания.

Спекаемость всех проб исследовалась в воздушной и полувосстановительной среде. Химический состав полувосстановительной газовой среды во время опытов был следующим: $\text{CO}_2 = 50\div 58\%$ и $\text{CO} = 42\div 50\%$. Этот состав с достаточной точностью отвечает требованиям ГОСТ 2075-74.



Фиг. 2. Степени спекаемости различных фракций золы сланца в воздушной среде.



Фиг. 3. Степени спекаемости различных фракций золы сланца в полувостановительной среде.

Исследованию подвергались пробы одиннадцати различных фракций летучей золы сланцев.

Степени спекаемости всех фракций золы в зависимости от некоторых температур и состава газовой среды в электропечи приведены на фиг. 2 и 3. Соответствующие зависимости для более низких температур не приведены, так как степени спекаемости при этих температурах получились очень низкие ($\epsilon = 0,01-0,05$) и практически не зависят от размеров фракций.

Из приведенных фигур выясняется, что в обеих средах происходит резкое уменьшение степени спекаемости у фракций золы с размерами 125-400 мкм. Это особенно хорошо заметно при температуре 1150 °С. При этом более крупные и, особенно, более мелкие фракции спекаются лучше. Сравнение химических составов и степеней спекаемости отдельных фрак-

ций золы показывает, что лучше спекаются фракции с меньшим содержанием CaO и MgO и большим содержанием K_2O . Опыты показали также, что почти все фракции золы начинают спекаться при более низких температурах и этот процесс протекает более интенсивно в полувосстановительной среде по сравнению с воздушной. Так, например, спекание проб в полувосстановительной среде начинается при температурах $900-1050^\circ\text{C}$, а в воздушной среде — при температурах $1050-1100^\circ\text{C}$.

На основе результатов исследования можно сделать вывод, что спекаемость летучей золы сланца зависит от фракционного состава и от состава окружающей газовой среды. Лучше спекаются более мелкие фракции, особенно в полувосстановительной среде.

Таким образом, в процессах образования золовых отложений на поверхностях нагрева, наряду с процессами сульфатизации и других, определенную роль играют также и процессы спекания золы. Это является особенно заметным при более высоких температурах слоя (выше 950°C). При этом роль отдельных фракций в процессе образования отложений не одинакова. Можно предположить, что те частицы золы, которые содержат соединения щелочных металлов в большем количестве, имеют большую значимость в процессе упрочнения отложений.

Л и т е р а т у р а

И. Мартинс А.А., Нурк А.А. Пластические свойства зол и жидких шлаков, полученные при комбинированном сжигании сланца. — Сб.: Влияние минеральной части энергетических топлив на условия работы парогенераторов. Том I. Материалы Всесоюзной конференции, Таллин, 1974, с. 94-100.

A. Nurk, A. Martins, A. Ots, R. Randmann, A. Mahlapuu

About Oil-Shale Ash Clinkering

Summary

This paper gives the experimental equipment and some results of the determination of the clinkering of the oil-shale ash at temperatures $850-1150^\circ\text{C}$ in two gaseous mediums.

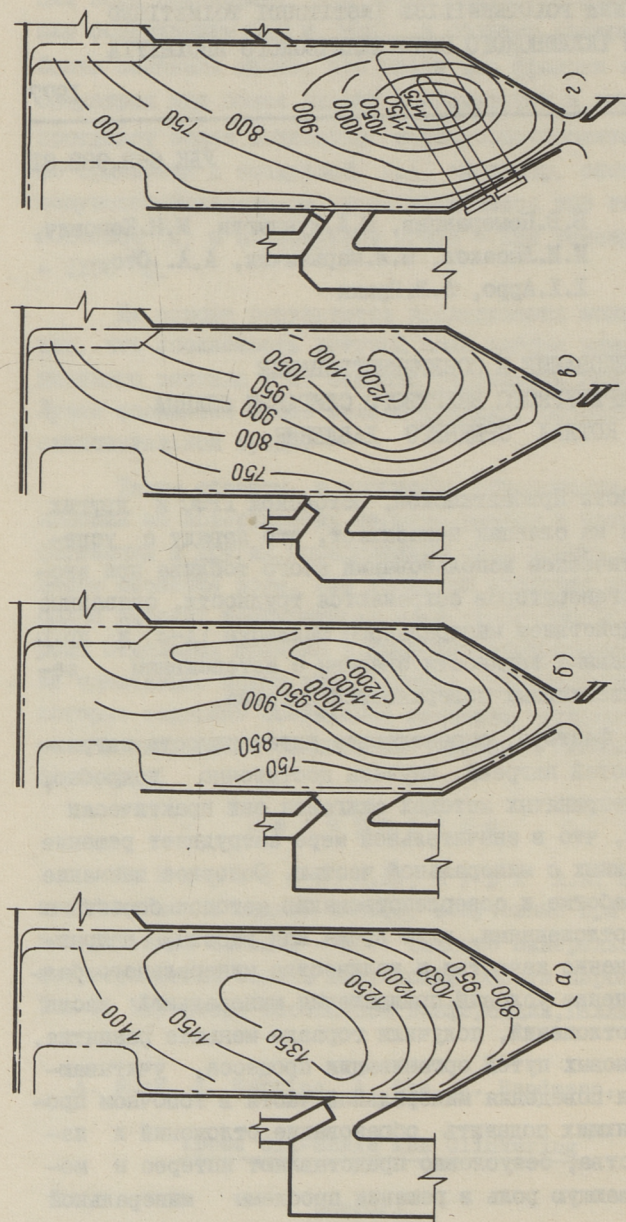
УДК 662.933.81

В.В.Померанцев, Ю.А.Рундыгин, М.Н.Конович,
И.И.Лысаков, М.И.Марьямчик, А.А. Отс,
Х.Х.Арро, А.В.Прикк

ИССЛЕДОВАНИЕ И СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ
НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОГО ВИХРЕВОГО СЖИГАНИЯ СЛАНЦА
В КОТЛАХ СРЕДНЕГО ДАВЛЕНИЯ

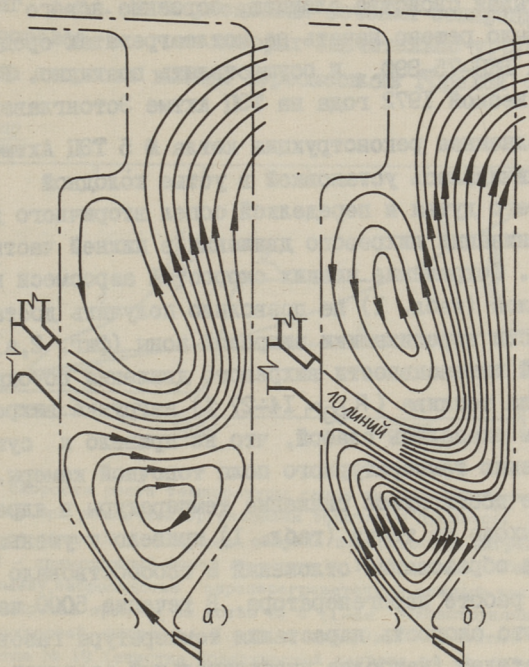
Опыт работы Прибалтийской, Эстонской ГРЭС и других электростанций на сланцах показывает, что наряду с успехами в энергетическом использовании этого топлива при эксплуатации парогенераторов сохраняются трудности, связанные с вредным воздействием минерального балласта [I-3 и др.]. По-прежнему главные трудности связаны с интенсивным загрязнением конвективных поверхностей нагрева.

Основные факторы, определяющие интенсивность загрязнения поверхностей нагрева, изучены достаточно подробно, однако при общепринятых методах сжигания они практически не учитываются, что в значительной мере затрудняет решение проблем, связанных с минеральной частью. Основное внимание уделяется разработке и совершенствованию методов борьбы с образующимися отложениями, в то время как работы, направленные на изменение качества и количества минерального балласта, на изменение условий превращения минеральной части и образования отложений, получили гораздо меньшее развитие. Однако поиски новых путей организации процесса, учитывающих особенности поведения минеральной части в топочном процессе и позволяющих подавить образование отложений и изменить их свойства, безусловно представляют интерес и могут сыграть решающую роль в решении проблемы минеральной части сланцев.



Фиг. 1.

Изогермы топочной камеры на основных этапах совершенствования топочного процесса, $D = 60$ т/ч.
 а) котел БКЗ-75-39Ф до реконструкции - сжигание в прямомочном факеле; б) котел № 5 ТЭЦ Ахтме - 1-ая реконструкция - слабонаправленный вихревой процесс, тонкий помол топлива; в) котел № 10 ТЭЦ СПК Сланцы после реконструкции - развитый вихревой процесс, грубый помол топлива; г) котел № 5 ТЭЦ Ахтме - 11-ая реконструкция - развитый низкотемпературный вихревой процесс, грубый помол топлива, тепловоспринимающие поверхности нагрева в вихревой зоне



Фиг. 2. Результаты исследования аэродинамики реконструированных котлоагрегатов. а) линии тока на котле № 5 (1-ая реконструкция) - слаборазвитый вихревой процесс; б) линии тока на котле № 10 (аналогично на котле № 5 после II-ой реконструкции) - развитый вихревой процесс.

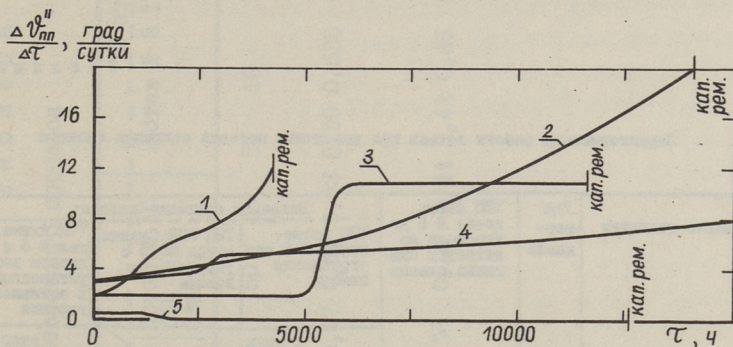
Одним из возможных направлений такого подхода к решению проблемы минеральной части сланца может явиться применение низкотемпературного вихревого метода сжигания, разработанного в ЛПИ им. М.И.Калинина при участии ряда организаций. Принципы низкотемпературного вихревого сжигания достаточно известны [4]. За счет организации интенсивного вихревого движения газового потока, многократной циркуляции частиц топлива, интенсивной внутритопочной рециркуляции газов, перераспределения масс топлива, выгорающих в различных зонах топки, происходит снижение пиromетрического уровня и максимальных лучистых потоков в топке, выравнивание температурного поля, появляется возможность сжигания топлива грубого помола. Изменение топочных условий оказывает влияние на поведение минеральной части и условия образования отложений.

Учитывая свойства сланцев, освоение нового метода сжигания было решено начать на котлоагрегатах среднего давления типа БКЗ-75-39Ф_{сл} и осуществлять поэтапно. Работы были начаты весной 1972 года на ТЭЦ Ахтме Эстонглавэнерго.

Выполненная реконструкция котла № 5 ТЭЦ Ахтме (фиг. 1, б) ограничивалась установкой в устье холодной воронки сопел нижнего дутья и переделкой сопел вторичного дутья с целью организации вихревого движения в нижней части топочной камеры. Сохранение низких скоростей аэросмеси на выходе из горелок (табл. I) не позволило получить достаточной интенсивности аэродинамики вихревой зоны (фиг. 2, а). Вследствие малой интенсивности вихревого движения потока и тонкого размола топлива ($R_{90} = 14,27\%$) загрузка вихревой зоны топливом оказалась слабой, что не привело к существенному изменению температурного поля топочной камеры. Тем не менее, даже достигнутое снижение температуры в ядре горения и на выходе из топки (табл. I) привело к уменьшению интенсивности образования отложений и способствовало более стабильной работе парогенератора. В течение 5000 часов отмечалось, что скорость нарастания температуры газов за пароперегревателем (наиболее чувствительный эксплуатационный показатель к загрязнению поверхностей нагрева) уменьшилась в 3-4 раза по сравнению с предыдущими кампаниями котла и не превышала 2-2,5 °С в сутки (фиг. 3, кривая 3). Котлоагрегат показал устойчивую и надежную работу во всем диапазоне нагрузки 40-65 т/ч. Работа на более высоких нагрузках лимитировалась отсутствием запаса по тяге, вследствие неудовлетворительного состояния дымососа. Нарушение воздушного режима топки вследствие недостатка тяги при нагрузках $D > 65$ т/ч и факторы, связанные с частичным характером реконструкции, вызвали после 5000 часов отрицательные изменения в работе котла: начался рост отложений на трубах пароперегревателя. В результате увеличилась скорость нарастания температуры газов за пароперегревателем.

С учетом первых результатов, полученных на котле №5 ТЭЦ Ахтме, в июле 1972 года была выполнена более глубокая реконструкция однотипного котла № 10 ТЭЦ СПК Сланцы, на котором кроме установки сопел нижнего дутья были реконструированы горелки с целью активизации вихревой аэродина-

мики (фиг. 1, в). Были уменьшены сечения сепарационных шахт и горелок, за счет которых значительно углублен помол и увеличена скорость выхода аэросмеси из горелок (табл. 1).



Фиг. 3.

Изменение скорости роста температуры газов за пароперегревателем в ходе эксплуатации при различной организации топочного процесса: 1 — прямоточный факел на котле № 5 (паровая обдувка поверхностей нагрева — 2 раза в смену); 2 — прямоточный факел на котле № 10 (паровая обдувка топки — 2 раза в смену, вихреочистка пароперегревателя — каждый час); 3 — слабо-развитый вихревой процесс на котле № 5 (1-ая реконструкция; паровая обдувка поверхностей нагрева — 2 раза в смену); 4 — развитый вихревой процесс на котле № 10 (очистка поверхностей нагрева та же, что и до реконструкции); 5 — развитый низкотемпературный вихревой процесс на котле № 5 (II-ая реконструкция; частота обдувок пароперегревателя снижена в 1,5 — 2 раза, топка паром не обдувается; топочные ширмы — водяная обмывка 1-2 раза в сутки).

Интенсивность вихревого движения потока (определяемая отношением расхода рециркулирующего газа в вихревой зоне к общему расходу газов на выходе из топки) на котле № 10 оказалась значительно выше, чем на котле № 5 ТЭЦ Ахтме (фиг. 2).

Исследования на котле № 10 показали, что при увеличенной интенсивности аэродинамики вихревой зоны и углубленном помоле топлива ($R_{90} \approx 50 \div 60 \%$) значительно активизировалась работа вихревой зоны: температура на выходе из топки снизилась до $T''_T = 800 \div 850$ °С, а за пароперегревателем до $T''_{гп} = 530 \div 550$ °С (при нагрузке 65 т/ч). Отмечалось резкое уменьшение загрязнения конвективного пароперегревателя. Максимальные температуры в топке не превышали 1250 °С, ядро горения стало более размытым, уменьшалась зона максимальных температур. Однако интенсивная

Таблица I

Характеристики работы котлов при различных методах сжигания сланцев

Наименование величины	Размерность	ТЭЦ Ахтме, котел № 5 до перевода на вихревое сжигание сланца	Вихревое сжигание сланцев			
			ТЭЦ Ахтме, котел № 5 без углубления помола	ТЭЦ СПК Сланцы, котел № 10 с углублением помола	ТЭЦ Ахтме, котел № 5 с углублением помола и установкой ширины в активной зоне горения	
					I этап	II этап
I	2	3	4	5	6	7
Нагрузка	т/ч	60	60	60	60	75
Скорость аэросмеси:						
- в шахте	м/с	1,7-1,8	1,6-1,8	2,5-3,1	4,7-4,8	5,0-5,1
- на выходе из амбразуры	м/с	2,9-3,2	2,7-3,2	8,4-9,7	13,6-13,8	14,4-14,8
Скорость воздуха:						
- вторичного дутья	м/с	34,0-36,0	31,0-35,0	22,0-27,6	0	0
- нижнего дутья	м/с	0	31,0-33,3	29,2-34,0	32,1-35,7	36,6-43,9
- заднего дутья	м/с	0	0	0	18-19	19-20
Для первичного воздуха	%	55,0	50,2-55,0	47,3-49,4	64,0-66,0	64,0-67,0
Для вторичного воздуха	%	45,0	25,4-27,3	18,6-21,0	0	0
Доля воздуха нижнего дутья	%	0	20,6-22,5	28,3-31,1	22,0-24,0	24,0-25,0
Доля воздуха заднего дутья	%	0	0	0	8-9	9-10
Тонна помола, R ₉₀	%	25-27	22-27	49-50	50-55	
Температура газов в ядре горения	°C	1250-1350	1200-1220	1200-1225	1170-1180	1190-1200
Температура газов за пароперегретелем	°C	720-740	630-650	600-650	550-560	600-620
Температура газов на выходе из топки	°C	1020-1050	980-1000	920-950	790-800	825-840
Коэффициент тепловой эффективности топки	-	0,35	0,38	0,44	0,46	0,54
Скорость роста температуры газов за пароперегретелем	$\frac{°C}{сутки}$	7-8	2,0-2,5	6-7 ^{x)}	0,1-0,2	
Температура уходящих газов	°C	170-185	168-173	170-179	146-152	155-160

x) Применяется виброочистка пароперегретеля.

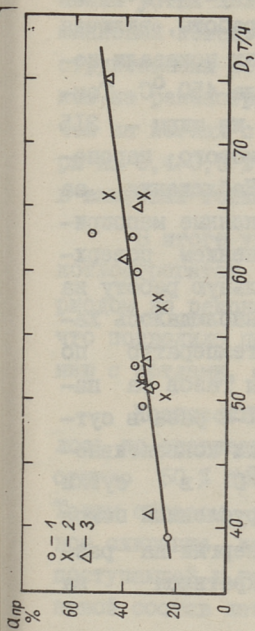
Тепловая работа топки в зависимости от организации топочного процесса

Наименование	Размер- ность	Прямоточ- ный факел	I этап		II этап		III этап			
			Котел № 5 ТЭЦ Ахтме	50 ²) 60	Котел № 10 ТЭЦ СПК Сланцы	Котел № 10 ТЭЦ Ахтме	50 60 50 60	Котел № 5 ТЭЦ Ахтме		
Нагрузка	т/ч	68	38	50 ^{I)}	50 ²) 60	50	60	50	60	75
Степень неизогер- мичности $\Delta \bar{q}$	-	0,825	0,815	0,725	0,675	0,67	0,53	0,59	0,535	0,524
Коэффициент теп- ловой эффективности	-	0,33	0,28	0,34	0,31	0,38	0,38	0,44	0,42	0,54
тп топки $\psi_{ср}$	-									
1) Доля нижнего дутья	$\tau_{н.д.} = 28 \%$									
2) Доля нижнего дутья	$\tau_{н.д.} = 20 \%$									

топливная загрузка вихревой зоны без достаточного теплоотвода вызвала повышение температуры газов в устье холодной воронки до 920–950 °С, что привело к образованию твердых отложений на фронтном скате холодной воронки, характеризующихся высоким содержанием Fe_2O_3 (до 70 %). С другой стороны, снижение λ_T'' привело к понижению температурного напора в пароперегревателе, вследствие чего даже при уменьшении его загрязнения, температура перегретого пара не превышала 400–405 °С. За счет некоторого раскрытия амбразур и уменьшения скорости аэросмеси с I5–I8 до 8–I2 м/с была понижена топливная загрузка вихревой зоны, и отложения на фронтном скате больше не образовались. Вместе с тем, это мероприятие способствовало увеличению количества топлива, выгоравшего в прямоочной части факела, и привело к росту λ_T'' до 920–950 °С. При этом снова увеличилось загрязнение конвективного пароперегревателя. Скорость нарастания $\lambda_{пп}''$ поднялась (при применении малоэффективной виброочистки) до 6–7 °С в сутки (фиг. 3).

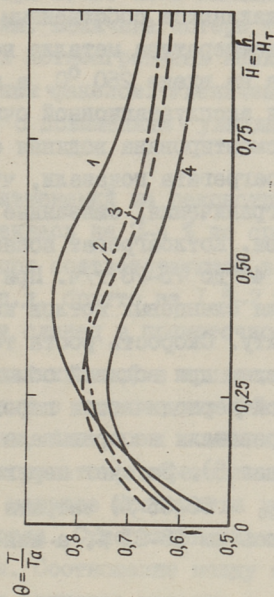
Итоги выполненных исследований и длительной эксплуатации реконструированных котлов (табл. 2) показали, что организация вихревого сжигания сланца способствует повышению надежности парогенераторов и уменьшению интенсивности образования отложений. Вместе с тем, накопленный опыт показал, что при совершенствовании процесса необходимо принимать меры не только по повышению аэродинамической активности и топливной загрузки вихревой зоны, но и по увеличению теплоотвода из этой зоны. Последнее можно организовать путем размещения в вихревой зоне тепловоспринимающих поверхностей. Учитывая, что снижение температуры газов на выходе из топки вызывает трудности в обеспечении номинального перегрева, целесообразно при этом разместить в этой зоне пароперегревательные ширмовые поверхности.

Данные реконструкции были положены в основу второго этапа освоения вихревого процесса, который был выполнен при повторной реконструкции котла № 5 ТЭЦ Ахтме осенью 1973 года. При этом на котле были заужены шахтные сеператоры и реконструированы амбразуры для угрубления помола и повышения аэродинамической интенсивности вихревой зоны. В вихревой зоне топочной камеры были размещены четыре пароперегревательные ширмы, являющиеся первой ступенью паро-



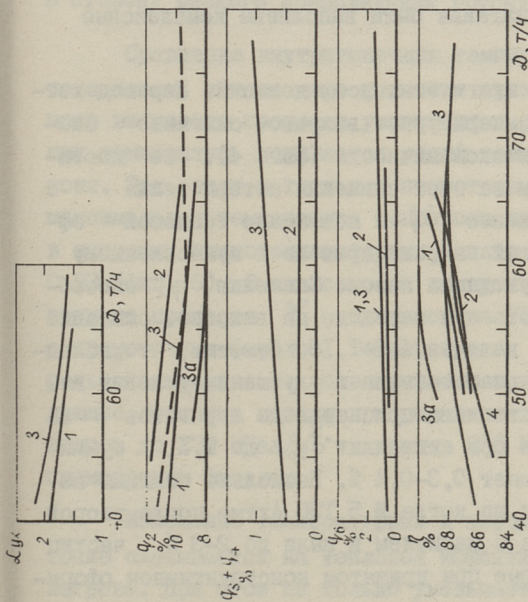
Фиг. 5.

Доля золы, уловленной в тонке котла, при выхровом сжигании сланца в зависимости от нагрузки котлоагрегата: с - котел № 5 после 1-ой реконструкции; х - котел № 10 после реконструкции; Δ - котел № 5 после II-ой реконструкции.



Фиг. 6.

Изменение относительной точной температуры по высоте точки: 1 - котел БКЗ-75-39Ф до реконструкции; 2 - котел № 5 при слаборазвитом выхровом процессе; 3 - котел № 10 при развитом процессе; 4 - котел № 5 при развитом низкотемпературном выхровом процессе.



Фиг. 4.

Результаты балансовых испытаний котлоагрегатов с различной организацией топочного процесса: 1 - котел № 5 после 1-ой реконструкции - слаборазвитый выхровой процесс; 2 - котел № 10 после реконструкции - развитый выхровой процесс; 3 - котел № 5 после II-ой реконструкции - развитый низкотемпературный выхровой процесс; 3а - котел № 5 после II-ой реконструкции в результате уменьшения приросов по тракту газоходов; 4 - котел БКЗ-75-39Ф сл при сжигании в прямоточном факеле.

перегревателя (фиг. 1, г). Ширмовые поверхности нагрева выполнены из стали 12Х1МФ и на всех режимах работы, включая растопку, охлаждаются собственным паром. Как показали исследования, температура металла не превышала 450 °С. Температура пара на входе 250 °С, а на выходе из ширм — 315 — 330 °С. Для эксплуатационной очистки ширмового пароперегревателя смонтирована водяная обдувка. Наблюдения за работой котлоагрегата показали, что выполненные мероприятия сняли ограничения, связанные с загрязнением поверхностей нагрева. Котлоагрегат показал стабильную работу на нагрузках от 40 до 75–78 т/ч. При этом не наблюдалось характерного для сланцевых котлов изменения температур по газовому тракту. Скорость роста температуры газов за пароперегревателем при водяной обмывке ширм 1–2 раза в сутки и сниженной периодичности паровой обдувки конвективного пароперегревателя не превышала 0,1–0,2 °С в сутки (фиг. 3, кривая 5). За счет перехода на угрубленный помол топлива ($R_{90} = 50\div 55\%$) затраты электроэнергии на размол уменьшились на 15–21 %, а износ бил сократился на 34 %.

Для получения всесторонней информации об условиях работы реконструированных котлов на каждом этапе совершенствования вихревого сжигания были выполнены комплексные испытания.

Отметим главные итоги этих исследований. Перевод котлоагрегатов на низкотемпературное вихревое сжигание способствует повышению их экономичности (фиг. 4). Это достигается главным образом за счет снижения потери тепла с уходящими газами. Снижение \dot{Q}_T'' и повышение тепловой эффективности поверхностей нагрева привело к существенному снижению температуры уходящих газов. Снижению q_2 способствует также возможность при переходе на вихревое сжигание понижения $\alpha_{орг}$ до величин 1,1–1,15. Отметим, что, вследствие активизации теплообмена и улучшения условий выгорания грубых частиц топлива при переводе агрегатов на вихревое сжигание даже при снижении $\alpha_{орг}$ до 1,1, сумма $q_3 + q_4$ не превышает 0,3–0,4 %. Несколько большая величина q_4 , отмеченная на котле № 5 ТЭЦ Ахтме после второй реконструкции, связана с наличием в пыли до 2–3 % частиц размером 3–5 мм, которые при принятом конструктивном оформ-

лении устья холодной воронки в основном сепарировались в шлаковый комод. Эта потеря может быть ликвидирована конструктивными мероприятиями. Величина потерь тепла со шлаком на реконструированных котлоагрегатах несколько выше, чем на котлах с прямоточным факелом. Увеличение этой потери на 0,4–0,5 % связано с повышенным улавливанием золы в вихревых топках.

В итоге указанных изменений на реконструированных котлоагрегатах η_2 понизилась на 2–4 % по сравнению с периодом до реконструкции при соответствующей величине α_{yx} , что позволило поднять к.п.д. брутто на 1,5–2 % по сравнению с котлами, сжигающими сланец в прямоточном факеле.

Количество золы, улавливаемой в топке котла, увеличилось по сравнению с топками с прямоточным факелом и достигло 50 % при нагрузках, близких к номинальным (фиг. 5). Таким образом, для котлоагрегатов, переведенных на вихревое сжигание, характерно меньшее количество летучей золы, поступающей в газоходы котла. Существенно изменился и зерновой состав летучей золы. Соотношение между мелкими частицами золы, принимающими активное участие в образовании отложений, и крупными частицами золы изменилось в 17–20 раз в сторону резкого преобладания крупных частиц.

Сравнение внутритопочных температурных полей (фиг. 1) показывает, что по мере развития принципов низкотемпературного вихревого процесса уменьшаются размеры зоны максимальных температур, понижается общий температурный уровень этой зоны. Так, если в топках с прямоточным факелом безразмерная максимальная температура топочного процесса $\theta_{max} = 0,85$, то в вихревых низкотемпературных топках она снижается до 0,75–0,78 (фиг. 6). В зависимости от организации и режима топочного процесса η_T'' снижалась на 70–250 °C по сравнению с прямоточным факелом. Температурная обстановка в свою очередь сказывается на поле лучистых потоков. Максимальные падающие лучистые потоки при развитом вихревом процессе понизились до 230 Мкал/м²·ч против 330 Мкал/м²·ч в топках с прямоточным факелом.

Изменение температурных и аэродинамических условий в топке сказывается на тепловой эффективности поверхностей нагрева. При этом не только уменьшается загрязнение поверх-

ностей нагрева (на втором этапе освоения вихревого сжигания практически полностью ликвидированы отложения на экранах котла № 5 ТЭЦ Ахтме), но меняются и условия теплообмена. С интенсификацией вихревого процесса наблюдалось снижение степени неизотермичности топки [5]. Было отмечено, что уменьшение степени неизотермичности происходит и по мере возрастания нагрузки парогенератора (табл. 2). Уменьшение степени неизотермичности способствует наряду с уменьшением загрязнения и существенному возрастанию тепловой эффективности поверхностей нагрева. Как видно из представленных данных (табл. 2), по мере возрастания интенсивности вихревого процесса и угрубления помола топлива увеличивается средняя тепловая эффективность топочных экранов.

Отмеченные изменения в топочном процессе оказали определенное влияние также на поведение минеральной части топлива, характер летучей золы, интенсивность роста и характер образующихся отложений. Исследования, выполненные в ходе освоения и совершенствования вихревого сжигания сланца, показали, что на основе этого способа сжигания в значительной мере уменьшаются трудности, связанные с минеральным балластом сланца. Материалы исследований, выполненных на котлах среднего давления, дают основания для дальнейшего развития метода сжигания на котлах высокого давления. Полученные данные убеждают, что решение проблемы, связанной с минеральным балластом сланцев, следует искать в сочетании активных методов, направленных на разработку новых методов сжигания, с прогрессивными методами очистки поверхностей нагрева.

Л и т е р а т у р а

1. Г у д к и н М.З., К о м п Э.Т. Работа поверхностей нагрева парогенераторов ТП-101 Эстонской ГРЭС имени 50-летия СССР. - Материалы Всесоюзной конференции, т. 3А, Таллин, 1974.

2. Д у б о в с к и й И.Е., Ш е м я к и н П.А. О тепловой работе и загрязнении радиационных и ширмовых поверхностей нагрева парогенераторов при сжигании эстонских сланцев. - "Теплоэнергетика", 1975, № 3.

3. Меелак Х.О., Отс А.А. Тепловая эффективность топок пылесланцевых парогенераторов при разных способах очистки. - Материалы Всесоюзной конференции, т.3А, Таллин, 1974.

4. Померанцев В.В., Финкер Ф.З. Разработка метода вихревого сжигания топлива и его освоение на котле ПК-10 ГРЭС-8 Ленэнерго на фрезерном торфе. - В кн.: Расширение добычи и использования канско-ачинских углей. Красноярск, 1972.

5. Лысаков И.И., Рундыгин Ю.А., Отс А.А., Прикк А.В., Конович М.Н., Марьямчик М.И. Тепловая эффективность поверхностей нагрева сланцевых парогенераторов БКЗ-75-39Ф_{сл} в зависимости от аэродинамических условий в топке. - Материалы Всесоюзной конференции, т. 3А, Таллин, 1974.

V. Pomerantsev, Y. Rundygin, M. Konovich,
I. Lysakov, M. Maryamchik, A. Ots, H. Arro,
A. Prikk

Research and Perfecting of Low-Temperature Vortical
Burning of Oil-Shale in Mean-Pressure Boilers

Summary

The paper gives the results of introduction and research of the perfected mean-pressure steam generator furnace converted to vortical burning technique of oil-shale. It shows the variation of gas temperature along the passage in accordance with vorticity in boiler. Coarse grinding and increase in gas vorticity in boiler contribute to steam generator reliability and economy, decrease slagging intensity and prolong the service life of the steam generator high steam output. The principal results of the integrated research of advanced low-temperature vortical burning of oil-shale are presented. Using low-temperature vortical burning the efficiency of the steam generator rises, thermal efficiency of heating surfaces grows, furnace temperature decreases and temperature-field levels down.

УДК 662.67:662.933.8

А.А.Отс, А.В.Прикк, Х.Х.Ароо,
Ю.А.Рундыгин, М.Н.Конович

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРЕВРАЩЕНИЯ МИНЕРАЛЬНОЙ ЧАСТИ СЛАНЦЕВ ПРИ ВИХРЕВОМ СЖИГАНИИ

В статье излагаются данные о химическом составе летучей золы в вихревой зоне факела в парогенераторе среднего давления БКЗ-75-39Ф_{сл}, сжигающем угрубленную сланцевую пыль [1].

Химический и гранулометрический состав летучей золы в зонах вихревого факела с различной температурой и коэффициентом избытка воздуха представляет интерес с точки зрения изучения процессов, протекающих в минеральной части сланцев при их горении в условиях грубого помола топлива ($R_{90} = 50 \div 60 \%$) и пониженного температурного уровня.

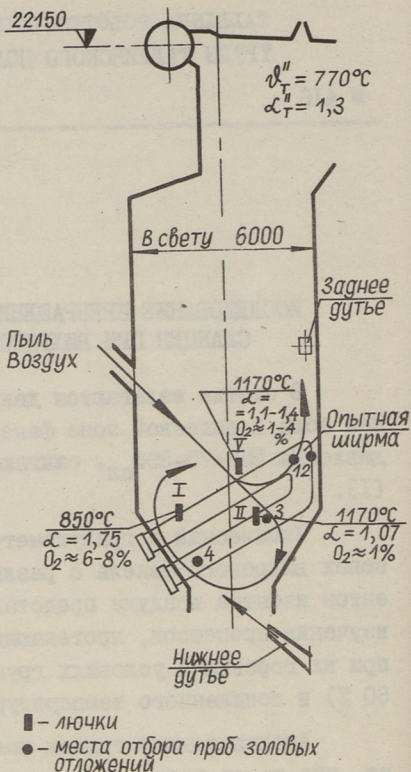
Анализ температурных полей в вихревой топке показывает, что на ее работу влияют как интенсивность вихревого потока, фракционный состав пыли, условия сепарации топлива в вихревую зону и режимные факторы, так и насыщение вихревой зоны тепловоспринимающими поверхностями. Сопоставление температурных полей топки с прямоточным факелом и вихревой топкой с грубым помолом топлива [1] указывает на то, что зона максимальных температур горения стала существенно меньше по объему и сместилась в сторону холодной воронки. Максимальные температуры уменьшились от 1350 °С до 1175-1200 °С и температура газов на выходе из топки от 1020-1050 °С до 730-840 °С при паропроизводительностях 40-75 т/ч.

Пробы летучей золы в вихревой зоне отбирались из лучков I, II и У на расстоянии ~ 2 м от правой боковой стены топки (фиг. 1) при помощи специальной пробоотборной трубки при паропроизводительности парогенератора 50 т/ч. При этом были получены две фракции золы. Под грубой фракцией в даль-

нейшем подразумевается проба, осажденная в пробоотборнике циклона, и под тонкой фракцией проба, осажденная на матерчатом фильтре циклона. Данные средних проб вычислялись на основе относительного выхода названных фракций и данных химического анализа, которые представлены в таблице I. На фиг. I приведены также локальные значения температуры факела и коэффициентов избытка воздуха в местах отбора проб летучей золы. Приведенные на фигуре значения коэффициентов избытка воздуха определялись на основе данных газового анализа.

Как видно, самая тонкая летучая зола (с медианным диаметром $d_s = 15-20$ мкм) отсасывалась из лючка У, находящегося в зоне поворота запыленного газового потока в верхнюю прямооточную зону топки. Наиболее грубая зола ($d_s = 55$ мкм) отсасывалась из лючка II у заднего ската холодной воронки. В районе лючка I за счет сепарации некоторой доли наиболее грубой части золы в шлаковый комод, летучая зола опыть утончается ($d_s = 34$ мкм). Максимальный относительный выход тончайших частичек с размерами ниже ~ 20 мкм (II, 6%), осажденных на фильтре пробоотборника, наблюдается в пробах, отобранных в районе лючка II и минимальный (7%) — в районе лючка I.

При рассмотрении данных химического анализа фракций уловленной летучей золы надо учитывать путь (время) пролета



Фиг. 1.
Схема отбора проб летучей золы и золовых отложений из вихревой зоны топки парогенератора БКЗ-75-39Ф_{сл} с низкоопущенными пароперегревательными ширмами.

частиц топлива до точки отбора проб. В условиях вихревого факела крупные частицы, в отличие от тонких, до момента их отбора могли, в основном, пройти определенные зоны различных температур и концентрации кислорода вследствие многократной циркуляции в вихревой зоне несколько раз и иметь достаточное время для выгорания горючей массы топлива. При этом следует, однако, иметь в виду, что зола, отобранная из лучка II, должна все же содержать в относительно большем количестве неполностью сгоревших частичек "свежего" топлива, не успевших еще пройти всю круговую зону вихря. О распределении отдельных фракций топлива в газовом потоке можно судить и по данным химического анализа проб золы. Как известно, при размоле и сепарации сланцев происходит перераспределение SiO_2 , Al_2O_3 и серы в сторону тонких фракций и CaO в сторону более грубых фракций.

Результаты химических анализов показывают, что в пробах золы, отобранных из потока, разворачивающегося вверх в прямоук (лучек У) наблюдается относительно увеличенное содержание SiO_2 , Al_2O_3 и серы, что говорит о том, что зола образовалась при горении более тонких фракций топлива. Наоборот, зола, отобранная из потока, изгибающегося в вихревую зону (лучки I и II), содержит больше CaO , что говорит о наличии более грубых фракций. Процесс горения топлива в районе лучка У ($T = 1170^\circ\text{C}$, $\alpha = 1,45$), судя по низкому содержанию углерода ($C = 0,04 \pm 0,25\%$) и сульфидной серы ($S_{c-d}/S_{o5} = 0,1$), протекает довольно полно.

Зола в районе лучка II ($T = 1170^\circ\text{C}$, $\alpha = 1,07$) весьма заметно отличается от золы других зон вихря (особенно тонкая фракция). Здесь имеется увеличенное количество в тонкой фракции калия, сульфидной серы и хлора и исключительно высокое содержание углерода, достигающее до 50,2%. Обращает на себя внимание и большое значение соотношения K_2O_p/K_2O (здесь K_2O — общее количество K_2O в золе; K_2O_p — количество K_2O , растворимой в воде). Основной причиной столь высокого количества углерода в этих пробах является, очевидно, незавершенное выгорание выделяющихся на пути от амбразуры до оси лучка II летучих и осаждение их в виде сажи на охлажденную поверхность фильтра пробоотборника. Об интенсивном выделении и выгорании в этой зоне (в зоне

максимального тепловыделения) летучих свидетельствует и низкое значение концентрации кислорода. При паропроизводительностях парогенератора 50 т/ч и 75 т/ч измеренные коэффициенты избытка воздуха колебались в пределах от 1,06 - 1,08 до 1,00-1,02, т.е. в нижней части вихря у заднего экрана возможно существование локальных зон с нехваткой кислорода для полного выгорания горючих, особенно при работе с $\alpha_{орг} \approx 1,1$ и недостаточно полном использовании вторичного воздуха. Окисление колчеданной серы, судя по большим содержаниям фульфидов как в тонкой, так и в грубой фракции золы ($S_{c-д} / S_{oд} = 0,66 \div 0,8$), происходит здесь относительно медленно.

В зоне лучка II с высокой температурой газов и низким коэффициентом избытка воздуха происходит также интенсивное улетучивание щелочных металлов, о чем свидетельствует большое количество водорастворимых соединений калия в золе. Как видно по данным таблицы I, соотношение K_2O_p / K_2O в тонкой фракции летучей золы из лучка У доходит до 0,33, в то время как для золы из лучка II максимальное соотношение K_2O_p / K_2O составляет 0,61.

Дальше в пути до оси лучка I условия выгорания углерода и окисления колчеданной серы улучшаются, так как частицы попадают в зону с высокой концентрацией кислорода ($\alpha = 1,75$), возникающей вследствие подачи нижнего воздуха по всей ширине топки в сторону переднего ската холодной воронки. В тонкой фракции золы из лучка I содержание углерода падает до 14,8 % и в грубой до 1,44 % и соотношение $S_{c-д} / S_{oд}$ до 0,42-0,45 в обеих фракциях.

На основе полученных данных можно высказать возможную причину увеличенного содержания хлора в тончайших фракциях летучей золы на выходе из топки [2]. Можно предположить, что из-за относительно медленного перехода серы в форму сульфатных соединений в зоне восстановительной атмосферы относительно большая доля хлора, чем в условиях окислительной атмосферы, успеет реагировать с калием. В окислительной атмосфере содержание SO_3 в дымовых газах, и соответственно ее активность больше, в результате чего образование сульфатов происходит более интенсивно, чем хлоридов.

Данные зернового и химического составов летучей золи в различных зонах взрывного факела с грубым помолом топлива

Наименование	Лучок I		Лучок II		Лучок У		средняя проба	средняя проба	средняя проба
	грубая фракция	тонкая фракция	грубая фракция	тонкая фракция	грубая фракция	тонкая фракция			
Полный остаток на сите 80 мкм, %	-	-	-	-	-	-	40,0	-	12,0
Полный остаток на сите 200 мкм, %	-	-	-	-	-	-	20,5	-	5,2
Медленный диаметр d_s , мкм	-	-	-	-	-	-	55	-	15-20
Показатель однородности, m	-	-	-	-	-	-	0,72	-	не изв.
Выход α , %	93,02	6,98	88,38	11,62	92,09	7,91	100,00	-	100,00
Содержание на прокалившую бес- сульфатную массу, %:									
SiO ₂	34,38	39,65	33,17	38,96	38,59	41,15	33,84	38,59	38,79
Fe ₂ O ₃	5,89	4,53	4,77	0,73	6,00	5,93	4,30	6,00	5,99
Al ₂ O ₃	9,02	14,06	9,74	13,10	10,25	13,62	10,13	10,25	10,52
CaO	42,06	29,46	44,08	28,56	42,28	28,61	42,28	36,84	36,19
MgO	4,62	3,63	4,42	5,61	4,56	2,95	4,56	3,93	3,85
Na ₂ O	0,29	0,27	0,28	0,45	0,30	0,33	0,30	0,28	0,28
K ₂ O	3,74	8,40	3,53	12,59	4,12	7,41	4,58	4,12	4,38
Содержание в пробе, %:									
C	1,44	14,84	1,55	50,19	0,25	0,04	7,20	0,25	0,23
CO ₂	7,05	6,11	10,58	7,24	2,25	2,85	10,19	2,25	2,30
Cl'	0,34	1,13	0,14	1,83	0,34	0,93	0,34	0,22	0,28
SO ₃ об	4,07	6,23	4,85	5,01	5,68	9,66	4,94	5,68	5,99
SO ₃ с-т	2,24	3,63	1,66	1,15	5,10	8,71	1,60	5,10	5,39
S _{c-в} /S _{об}	0,45	0,42	0,66	0,80	0,10	0,10	0,68	0,10	0,10
K ₂ O _p /K ₂ O _{об}	0,30	0,39	0,33	0,61	0,32	0,33	0,38	0,32	0,32
K ₂ O/CaO	0,09	0,29	0,08	0,44	0,11	0,26	0,11	0,11	0,12
ΣA _{so₃}	50,71	41,76	52,31	47,21	45,17	39,30	51,72	45,17	44,70
K _{so₃}	7,31	17,08	8,62	34,21	10,30	23,76	9,87	10,30	11,15

Примечание: ΣA_{so₃} и K_{so₃} см. в [2].

Л и т е р а т у р а

1. 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. См. наст. сб., с. 65-77.

2. Отс А.А., Прикк А.В., Арро Х.Х., Рундыгин Ю.А., Конович М.Н. Исследование химического состава летучей золы при вихревом сжигании сланцев. См. наст. сб., с. 91-100.

A. Ots, A. Prikk, H. Arro, Y. Rundygin,
M. Konovich

An Investigation of Oil-Shale Mineral Matter Conversion in Vortical Burning

Summary

This paper presents chemical and grain composition data of oil-shale fly-ash in vortical flame zones with different temperature and excess air coefficient in mean-pressure steam generator БКЗ-75-39 Ф_{сл}.

УДК 662.933.81

А.А.Отс, А.В.Прикк, Х.Х.Арро
Ю.А. Рундыгин, М.Н.Конович

ГРАНУЛОМЕТРИЧЕСКИЙ СОСТАВ ЛЕТУЧЕЙ ЗОЛЫ ПРИ ВИХРЕВОМ СЖИГАНИИ СЛАНЦЕВ

Работа является частью комплексных исследований вихревого метода сжигания в пылесланцевых парогенераторах [1-3].

Целью исследования летучей золы на выходе из вихревой топки и сравнения полученных результатов с соответствующими данными по топкам с прямоточным факелом является выяснение изменений, происходящих в свойствах золы при различных условиях сжигания. Такие данные являются необходимыми для объяснения особенностей механизма образования золовых отложений при различных условиях организации топочного процесса и позволяют в дальнейшем прогнозировать характер загрязнения поверхностей нагрева парогенераторов с вихревыми топочными устройствами.

Приведенные ниже исследования зернового состава летучей золы проводились на следующих парогенераторах БКЗ-75-39Ф_{сл}: 1) № 6 ТЭЦ Ахтме - метод сжигания в прямоточном факеле, тонкий помол; 2) № 5 ТЭЦ Ахтме - вихревой метод сжигания, тонкий помол; 3) № 5 ТЭЦ Ахтме - вихревой метод сжигания, топка имеет низкоопущенные ширмы, грубый помол; 4) №10 ТЭЦ СПК Сланцы - вихревой метод сжигания, грубый помол топлива. Сжигались эстонские сланцы со следующим техническим составом: ТЭЦ Ахтме - $A^C = 47,4 \div 52,4 \%$, $(CO_2)_K^C = 15,4 \div 20,3 \%$ $W^P = 10,3 \div 13,2 \%$ и ТЭЦ СПК Сланцы - $A^C = 49,4 \div 54 \%$, $(CO_2)_K^C = 14,6 \div 19,1 \%$ и $W^P = 8,8 \div 12,2 \%$.

Для иллюстрации изменений в зерновом составе летучей золы в различных зонах парогенератора при использовании вихревого топочного устройства в таблице I приводятся основные

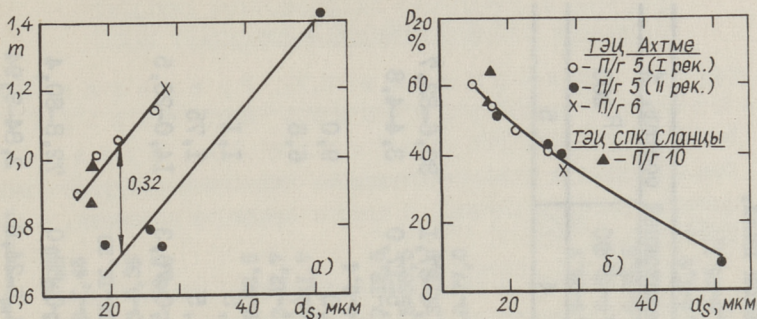
Характеристики зернового состава исходного топлива, сжигаемой пыли, летучей золы и шлака.

Эти данные показывают, что исходное топливо для всех вариантов испытываемых топок можно по своему зерновому составу считать практически одинаковым ($R_{90} = 81 \div 95,6\%$ однородность зернового состава по диаграмме Колмогорова-Фай-Желева $m = 0,3 \div 0,7$). Идентичными являются также пыли, сжигаемые в вихревых топках грубого помола топлива ($R_{90} = 41 \div 63,1\%$, $m = 0,5 \div 0,7$) и пыли, сжигаемые в топке с прямоточным факелом и в вихревой топке с тонким помолом топлива ТЭЦ Ахтме ($R_{90} = 14,1 \div 28\%$, $m = 1,2 \div 2,1$).

В то же время по зерновому составу летучей золы во всех зонах парогенератора наблюдается значительная разница между вихревой топкой грубого помола ТЭЦ Ахтме и остальными вариантами топок. Это представляет интерес с точки зрения изменения характера загрязнения поверхностей нагрева и эрозионного износа труб. Если относительное содержание тончайших фракций — с размерами ниже 20 мкм — изменяется в зависимости от медианного диаметра золы по единой закономерности при всех исследованных вариантах топок (фиг. I, б), то по содержанию относительно грубых фракций — с размерами выше 200 мкм — летучая зола вихревой топки грубого помола ТЭЦ Ахтме является в 5–8 раз грубее остальных вариантов топок (табл. I). Последнее хорошо связывается с показателем зернового состава золы (фиг. I, а): равномерность зернового состава летучей золы вихревой топки грубого помола ТЭЦ Ахтме уступает остальным вариантам приблизительно на 0,3 единицы.

В итоге соотношения между мелкими фракциями летучей золы (менее 20 мкм) и грубые фракции (более 100 мкм) изменялись более чем в 20 раз в сторону резкого увеличения доли грубых фракций и уменьшения мелких. Указанное изменение связано не только с изменением зернового состава сжигаемой топливной пыли, но и особенностями внутритопочной аэродинамики, определяющей сепарацию золых частиц.

Различие такого же порядка наблюдается и в остальных зонах парогенератора: зола из-под мультициклона по R_{200} утроблялась от 0,7–3,5% до 2,7–12,5%, зола из-под инерцион-



Фиг. 1. Зависимость однородности зернового состава летучей золы m и относительного содержания тонких частиц D_{20} от медианного диаметра d_5 .

но-осадительной камеры - от 13,2 - 23,5 % до 23,3 - 56,5 %; зола перед дымососом - от 0,3-0,4 % до 4,3 - 13,9 % и зола в шлаковом комодe - от 17,8-30,5 % до 61-77 %, т.е. зола парогенератора № 5 ТЭЦ Ахтме после угрубления пыли по своему зерновому составу может явиться с точки зрения эрозионного износа более агрессивной, чем перед угрублением пыли.

Таким образом, выполненные исследования летучей золы, образующейся при различной организации топочного процесса, показали, что значительные изменения в ней на выходе из топки при вихревом сжигании происходят в гранулометрическом составе и общем ее количестве.

Повышенный улов золы в топке, резкое изменение соотношения между мельчайшими и грубыми фракциями золы в сочетании со слабоменяющимся химическим составом мелкой и грубой частей золы [4] должны оказать существенное влияние на образование отложений на конвективных поверхностях нагрева. Следует ожидать значительного замедления роста отложений. Должен измениться и характер образующихся отложений, так как образование будет происходить в условиях повышенного эрозионного воздействия грубых частиц. При этом можно ожидать образования классических твердых сульфатно-связанных отложений с повышенным содержанием связующих компонентов.

Основные характеристики зернового состава исходного топлива, топливной пыли, летучей золы и шлака

Наименование величины	Медианный диаметр, d_s , мкм	Показатель равномерности, m	Фракционный состав, %	
			R 90	R 200
I	2	3	4	5

ТЭЦ Ахтме (прямоточный факел, тонкий помол)

П/г № 6				
Исходное топливо (данные [5])	5000-6000	0,47-0,58	85,4-87,1	80,6-82,7
Топливная пыль (шахта А)	44-49	1,30-1,66	16,5-17,0	3,4-4,8

П/г № 6

Топливная пыль: шахта А	69	2,08	28,0	9,0
шахта Б	67	I, II	25,7	6,8

Летучая зола:

перед фестоном	28	I, 20	8,5	I, I
из-под мультициклона	39	I, 05	19,5	I, 75
из-под ИОК	105-140	I, 19-I, 43	56,0-70,3	14,0-23,5

ТЭЦ Ахтме (вихревая топка, тонкий помол)

П/г № 5				
Исходное топливо	1100-3300	0,41-0,49	81,0-87,0	72,8-80,4
Топливная пыль: шахта А	41-53	I, 07-I, 90	14,1-24,6	2,84-9,94
шахта Б	35-47	I, 00-I, 08	19,0-25,0	5,37-9,92

I		2	3	4	5
Легучая зола:					
из-под мультциклона и ИОК		50-98	0,78-1,36	31,2-54,0	7,10-17,05
из-под мультциклона		24-26	0,93-1,03	7,7-12,1	0,68-1,45
из-под ИОК		98-110	1,44-1,62	54,0-59,5	13,18-16,29
перед дымососом		24-25	1,31-1,42	3,2-3,8	0,3-0,36
Зола из шваковского комода		91-115	0,90-1,06	50,8-58,5	17,8-30,5
ТЭЦ Атме (выкравая топка, грубый помол)					
П/г № 5					
Исходное топливо		4400-15000	0,32-0,59	87,0-91,6	82,9-88,5
Топливная пыль:		89-125	0,89-0,63	48,2-56,3	33,3-42,7
шахта А					
шахта Б		81-115	0,53-0,70	47,4-55,0	34,5-41,7
Легучая зола:					
за фестоном		19-51	0,75-1,42	12,0-22,0	5,0-8,4
из под мультциклона		35-60	0,90-1,17	15,3-36,0	2,7-12,5
из под ИОК		102-215	1,33-1,74	66,0-89,0	23,5-56,5
перед дымососом		19-35	0,77-0,88	10,9-24,0	4,3-13,9
Зола из шваковского комода		260-440	0,91-1,04	76,7-85,7	61,0-77,0
ТЭЦ СЛК Сланцы (выкравая топка без шпир, грубый помол)					
П/г № 10					
Исходное топливо		6100-14000	0,41-0,70	87,9-95,6	83,9-93,9
Топливная пыль:		90-200	0,51-0,62	50,0-63,1	32,5-50,0
шахта А					
шахта Б		65-95	0,60-0,71	41,0-51,5	26,6-35,5
Легучая зола:					
перед фестоном		17,5	0,88-0,98	5,5-7,5	1,4-1,9
из-под мультциклона и ИОК		44-65	0,77-1,12	26,0-39,0	5,8-15,1

Л и т е р а т у р а

1. Померанцев В.В., Рундыгин Ю.А., Конович М.П., Лысаков И.И., Марьямчик М.И., Отс А.А., Арро Х.Х., Прикк А.В. Исследование и совершенствование низкотемпературного вихревого сжигания сланцев в котлах среднего давления. - См. наст. сб., с. 65-77.

2. Участие в разработке проектов, промышленное освоение и исследование низкотемпературных методов сжигания сланца - Отчет ЛПИ-ТПИ, Ленинград-Таллин, 1975.

3. Отс А.А., Лысаков И.И., Рундыгин Ю.А., Прикк А.В., Конович М.Н., Марьямчик М.И. Тепловая эффективность поверхностей нагрева сланцевых парогенераторов БКЗ-75-39^Ф_{сл} в зависимости от аэродинамических условий в топке. - В сб.: Материалы Всесоюзной конференции, т. 3, Таллин, 1974.

4. Отс А.А., Прикк А.В., Арро Х.Х., Рундыгин Ю.А., Конович М.Н. Исследование химического состава летучей золы при вихревом сжигании сланцев. - См. наст. сб., с. 91-100.

5. Анализ работы реконструированных шахтных мельниц котлов ТЭЦ Ахтме типа ММАТ-1500/1181/735. - Отчет ТПИ, Таллин, 1974.

A. Ots, A. Prikk, H. Arro,
Y. Rundygin, M. Konovich

Fly-Ash Grain Composition in Vortical Burning of Oil-Shale

Summary

The paper gives comparative data of grain composition research of fly-ash on leaving the furnace burning oil-shale in mean-pressure steam generators БКЗ-75-39^Ф_{сл} with different furnace arrangement. The data are essential to predict the nature of ash deposit formation in vortical burning of oil-shale.

УДК 662.67:662.933.8

А.А.Отс, А.В.Прикк, Х.Х.Арро
Ю.А.Рундыгин, М.Н.Конович

ИССЛЕДОВАНИЕ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА ЛЕГУЧЕЙ ЗОЛЫ ПРИ ВИХРЕВОМ СЖИГАНИИ СЛАНЦЕВ

В работе дается сравнительный анализ химического состава летучей золы на выходе из топок с различной организацией сжигания топлива в парогенераторах среднего давления БКЗ-75-39Ф^{сл}.

Исследование проводилось на парогенераторах, перечисленных в статье [1] данного сборника, продолжением которой настоящая статья является.

Пробы летучей золы отбирались из выходного сечения топки в плоскости, проходящей через центр правой амбразуры. Полученные пробы разделялись на две части: грубая фракция, которая осаждалась в пробоотборнике циклона, нагретого выше температуры точки росы дымовых газов, и тонкая фракция, уловленная на матерчатом фильтре циклона.

Сводные данные химических составов и усредненные фракционные характеристики золы представлены в таблицах I - 2.

Эти данные показывают, что по содержанию SiO_2 , Fe_2O_3 и Al_2O_3 в золе топок испытуемых парогенераторов заметной разницы как в грубой, так и в тонкой фракциях не наблюдается.

Однако, с точки зрения образования золовых отложений горючих сланцев, интерес представляет, прежде всего, содержание в золе склонных к сульфатизации компонентов MgO , Na_2O , CaO и K_2O . Данные таблицы I показывают, что и по содержанию CaO и MgO как в тонкой, так и в грубой фракциях нет заметной разницы между топками различной конструкции.

Т а б л и ц а I

Сводные данные по содержанию химических компонентов в легучей золе
на выходе из топки

Химический компонент	Фракция	ТЭЦ Ахтме, Ц/Г № 5 (прямоток, тонкий помол)	ТЭЦ Ахтме, Ц/Г № 5 (вихр., тонкий помол)	ТЭЦ Ахтме Ц/Г № 5 (вихр., грубый помол, оп. ширмы)	ТЭЦ СПК Сланы, Ц/Г № 10 (вихр. грубый помол)
I	2	3	4	5	6
SiO ₂	тонкая	35,96-40,56	36,06-40,37	35,50-42,13	36,41-38,53
	грубая	35,87-37,80	35,18-36,74	35,12-39,86	25,05-35,54
Fe ₂ O ₃	тонкая	3,98-7,23	4,10-5,09	4,46-6,16	6,58-6,78
	грубая	4,43-66,33	4,30-5,33	4,02-5,30	5,82-6,37
Al ₂ O ₃	тонкая	11,20-18,58	12,81-16,10	10,52-18,97	16,66-18,02
	грубая	9,91-13,51	8,97-13,09	9,27-16,87	12,91-14,96
CaO	тонкая	24,60-29,36	24,29-27,12	24,74-31,42	28,01-28,33
	грубая	36,65-37,13	37,30-39,73	30,79-39,86	32,18-35,83
MgO	тонкая	2,04-3,22	3,70-5,82	3,52-5,04	2,73-3,16
	грубая	3,77-4,40	4,33-6,11	4,26-7,33	5,17-6,56
Na ₂ O	тонкая	0,40-0,50	0,34-0,48	0,11-0,39	0,25-0,29
	грубая	0,29-0,93	0,38-0,64	0,14-0,56	0,14-0,24

I	2	3	4	5	6
K ₂ O	тонкая	10, 20-13, 15	8, 87-14, 81	6, 07-10, 23	6, 81-7, 45
	грубая	3, 74-5, 25	3, 61-4, 24	3, 75-5, 24	3, 69-5, 54
Cl'	тонкая	0, 27-0, 56	1, 94-3, 82	1, 28-3, 56	0, 17-0, 25
	грубая	0, 43-0, 68	0, 49-0, 79	0, 59-0, 97	0, 21-0, 58
SO _{3об}	тонкая	13, 95-17, 95	10, 40-14, 09	9, 49-19, 80	8, 39-9, 05
	грубая	5, 75-6, 92	5, 69-8, 26	5, 09-7, 90	4, 74-7, 87
SO _{3с-т}	тонкая	8, 96-15, 43	7, 41-12, 75	8, 66-15, 60	8, 03-8, 75
	грубая	5, 01-5, 67	4, 09-6, 68	4, 19-6, 38	4, 52-4, 61
SO _{3с-р} /SO _{3об}	тонкая	0, 14-0, 36	0, 04-0, 30	0, 05-0, 21	0, 03-0, 04
	грубая	0, 13-0, 18	0, 05-0, 32	0, 09-0, 27	0, 05-0, 41
K ₂ SO ₃	тонкая	31, 48-42, 50	26, 56-37, 12	26, 09-36, 20	17, 63-19, 06
	грубая	10, 40-13, 05	10, 29-11, 64	8, 35-17, 39	8, 13-17, 63
K ₂ O _p /K ₂ O _{об}	тонкая	0, 69	0, 25-0, 51	0, 28-0, 73	0, 39-0, 40
	грубая	0, 19-0, 21	0, 16-0, 32	0, 13-0, 25	0, 38-0, 42

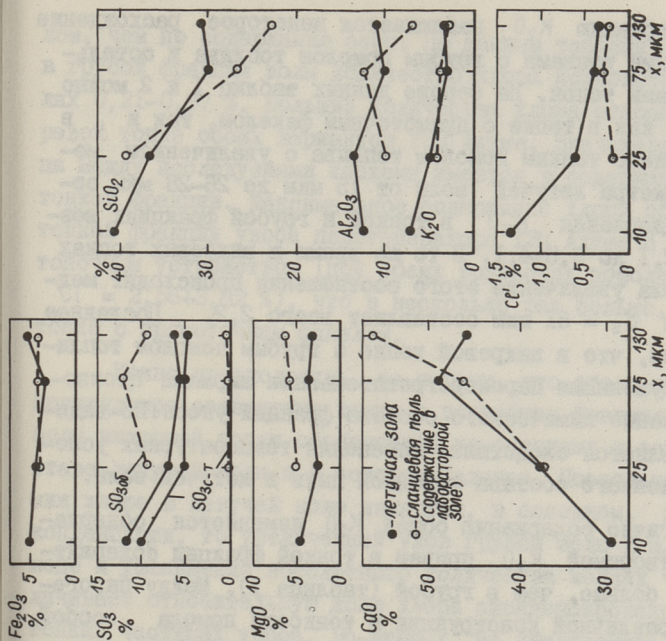
Примечания: 1) Таблица составлена на основе 46 полных химических анализов тонких и грубых фракций уноса.

2) SiO₂, Fe₂O₃, Al₂O₃, CaO, MgO, Na₂O и K₂O приведены в пересчете на бессульфатную массу.

Характеристики зернового и химического состава фракций соли на выходе из тонок различной конструкции

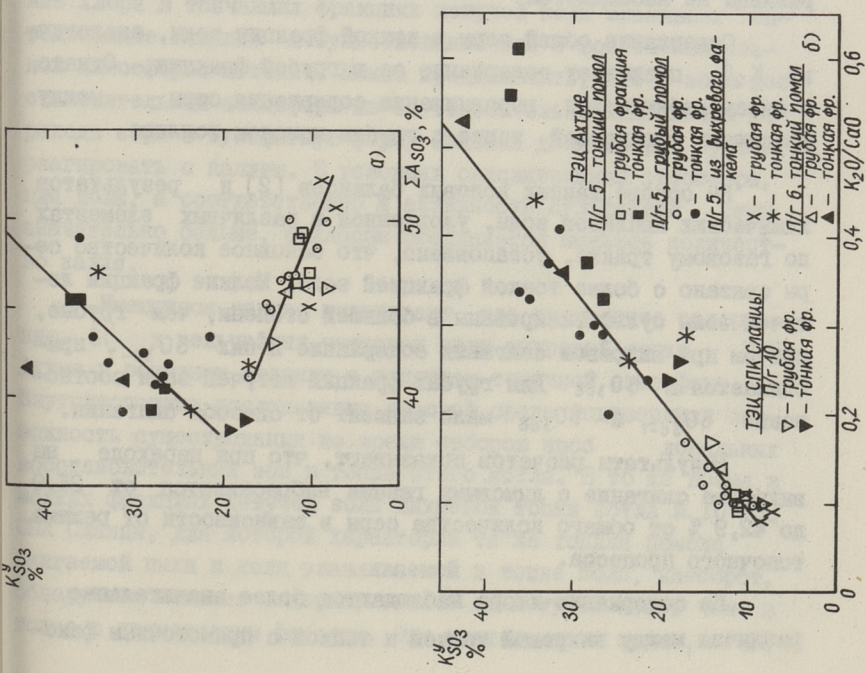
Дорожно-вазели- тельность п/г, т/ч	Характеристики зернового состава				Соотношения		
	2	3	4	5	$\frac{K_2O \text{ тонк}}{K_2O \text{ груб}}$	$\frac{Cl' \text{ тонк}}{Cl' \text{ груб}}$	$\frac{SO \text{ тонк}}{SO \text{ груб}}$
I					15	6	7
	ТЭД Агме, п/г № 6 (прямоточный факел)						
60	34,5	28	1,20		3,52	1,30	3,12
	ТЭД Агме, п/г № 5 (выклевая топка без опытных шпур, тонкий помол)						
51,7	40,0	26	1,13		4,07	6,00	2,23
51,2	47,5	21,5	1,05		3,91	5,54	2,80
51,5	53,5	18	1,01		2,26	3,96	1,87
59,0	59,5	15	0,90		2,09	2,72	1,68
	ТЭД СМК Станиц, п/г № 10 (выклевая топка без опытных шпур, грубый помол)						
51,5	65,0	17,5	0,98		1,34	1,19	1,07
67,1	55,0	17,5	0,88		1,85	0,29	1,97
	ТЭД Агме, п/г № 5 (выклевая топка с задним дутьем и с опытным шпуром, грубый помол)						
50	51,0	19,0	0,75		1,76	2,06	1,72
60	8,5	51,0	1,42		2,15	2,50	1,59
70	40,0	28,0	0,74		-	-	-
75	41,5	26,0	0,79		-	-	-

Примечание: Соотношение $K_2O_{\text{тонк}}/K_2O_{\text{груб}}$ вычислено на основе данных, перечисленных на бессульфатную массу.



Фиг. 1. Зависимость стенок сульфатации K_2SO_4 от общего содержания окислов и сульфатидов компонентов ΣA_{SO_3} (а) и от соотношения K_2O/SiO_2 (б)

Фиг. 2. Содержание, в пересчете на бессульфатную массу, основных химических компонентов во фракциях легкой зоны и тонкой пыли (п/г № 5 ТЭЦ Ахтме, D = 50 т/ч)



По содержанию K_2O наблюдается некоторое расхождение между вихревыми топками с грубым помолом топлива и остальными вариантами топок. На основе данных таблиц I и 2 можно сказать, что как в топке с прямоточным факелом, так и в вихревой топке с тонким помолом топлива с увеличением среднего диаметра летучей золы от 15 мкм до 26–28 мкм соотношение содержания K_2O в тонкой и грубой фракциях возрастает от 2,1 до 3,5–4,1. В то же время в вихревых топках грубого помола увеличение этого соотношения происходит медленнее – при $d_s = 5I$ мкм составляет всего 2,2. Последнее говорит о том, что в вихревой топке с грубым помолом топлива и низкоопущенными пароперегревательными ширмами произошло выравнивание химического состава фракций уноса. По-видимому, это является следствием изменения температурных условий и фракционного состава исходной пыли и летучей золы.

Аналогично содержанию общей K_2O изменяется содержание водорастворимой K_2O , причем в тонкой фракции содержится K_{2O_p} больше, чем в грубой (таблица I). Между парогенераторами различной конструкции и тонкости помола особой разницы не наблюдается.

Содержание общей серы в тонкой фракции золы, аналогично K_2O , превышает содержание ее в грубой фракции. Однако и здесь наблюдается выравнивание содержания серы между фракциями в вихревой топке с грубым помолом топлива.

На основе данных золовых балансов [2] и результатов химических анализов золы, уловленной в различных элементах по газовому тракту, установлено, что основное количество серы связано с более тонкой фракцией золы. Мелкие фракции летучей золы сульфатизированы в большей степени, чем грубые, причем при вихревом сжигании содержание в них SO_{3c-t} приближается к $SO_{3об}$. Для грубых фракций летучей золы соотношение SO_{3c-t} и $SO_{3об}$ мало зависит от способа сжигания.

Результаты расчетов показывают, что при переходе на вихревое сжигание с дымовыми газами выбрасывается от 25,9 до 42,9 % от общего количества серы в зависимости от режима топочного процесса.

По содержанию хлора наблюдаются более значительные различия между вихревой топкой и топкой с прямоточным факелом.

лом, чем по содержанию серы. По данным таблицы I видно, что в грубой фракции золы количество хлора колеблется в пределах 0,21-0,97 %. Большие количества хлора относятся к вихревой топке обоих вариантов ТЭЦ Ахтме. Значительная разница между исследуемыми топками имеется в содержании хлора в тонкой фракции. Максимальное содержание хлора обнаружено в тонкой фракции уноса парогенератора ТЭЦ Ахтме с вихревым топочным устройством (при обеих тонкостях помола топлива $Cl' = 2,56 \div 3,82 \%$), что в несколько раз больше, чем в топке с прямоточным факелом.

Можно предположить, во-первых, что столь высокое относительное содержание хлора в тончайших фракциях летучей золы вихревой топки объясняется изменениями в зерновом составе летучей золы и в золовом балансе. Поскольку соединения хлора в летучей золе являются, в основном, продуктами конденсации, то увеличенный улов грубой золы в шлаковом комодe и уменьшение абсолютного количества мелких частиц увеличивает относительную долю хлора сконденсированного на тонких частицах уноса. Во-вторых, на увеличенное содержание хлора в тончайших фракциях летучей золы оказывает определенное влияние и существование зон с восстановительной атмосферой в топке. Можно предположить, что в зоне восстановительной атмосферы из-за относительно медленного перехода серы в сульфатную форму большая доля хлора успеет реагировать с калием. В условиях окислительной атмосферы, где доля, а соответственно и активность сульфатной серы значительно больше, с хлором соединяется меньшее количество калия.

Имеющиеся данные показывают, что повышенное содержание Cl' в мельчайших частицах золы вихревой топки ТЭЦ Ахтме в основном связано с влиянием топочной атмосферы. Внутритопочные исследования газовой среды подтвердили возможность существования во время отборов проб локальных восстановительных зон в топке этого котла. В то же время в мелких фракциях летучей золы вихревой топки котла № 10 ТЭЦ СПК Сланцы, для которой характерна та же тонина помола сжигаемой пыли и доля улавливаемой в топке золы, наоборот, обнаружено меньшее содержание Cl' в летучей золе, чем в топке с прямоточным факелом. Это подтверждает также, что

определяющим фактором является газовая среда и воздушный режим топки.

Полнота реагирования содержащихся в летучей золе CaO , MgO , K_2O и Na_2O с серой характеризуется условной степенью сульфатизации, которая представляет собой соотношение фактического SO_3 в золе к теоретически возможному (учитывая, что хлориды постепенно превращаются в сульфаты, Cl условно пересчитывается на SO_3):

$$K_{\text{SO}_3}^y = \frac{\text{SO}_{3,\text{действ}} + 1,129 \cdot \text{Cl}'}{1,428 \cdot \text{CaO} + 1,986 \cdot \text{MgO} + 1,292 \cdot \text{Na}_2\text{O} + 0,850 \cdot \text{K}_2\text{O}} \cdot 100\%.$$

Данные таблицы I показывают, что в степени сульфатизации как грубой, так и тонкой фракции между испытываемыми вариантами топок большой разницы нет. Однако степень сульфатизации фракций зависит от суммарного содержания в них склонных к сульфатизации компонентов (ΣA_{SO_3}). При этом в характере этой зависимости имеется разница между грубой и тонкой фракциями (фиг. 1а). Если $K_{\text{SO}_3}^y$ грубой фракции с увеличением ΣA_{SO_3} падает, то в тонкой фракции, наоборот, возрастает. Последнее объясняется тем, что в грубой фракции ΣA_{SO_3} увеличивается за счет содержащегося CaO в различных силикатах, алюминатах, карбонатах и т.д., в то время как в тонкой фракции увеличение величины ΣA_{SO_3} происходит в основном за счет калиевых соединений. Об этом свидетельствует приведенная на фиг. 1б зависимость условной степени сульфатизации золы от соотношения $\text{K}_2\text{O}/\text{CaO}$. Видно, что в этом случае для грубой и тонкой фракций золы характерна единая зависимость.

Поскольку приведенные выше данные о грубой и тонкой фракциях не охватывают промежуточных размерных фракций, то для более детального исследования распределения химических компонентов между фракциями производился анализ более узких фракций — 0-20 мкм, 0-50 мкм, 50-100 мкм и 100-160 мкм — летучей золы вихревой топки ТЭЦ Ахтме с грубым помолом топлива. На фиг. 2 приведено изменение количества отдельных химических компонентов золы и лабораторной золы сланцевой пыли в этих фракциях золы. Видно, что с уменьшением размеров частичек от 100 мкм до ~10 мкм происходит резкое уменьшение содержания CaO и увеличение SiO_2

в золе. Количества Al_2O_3 , Fe_2O_3 , K_2O , MgO , $SO_{3,0,8}$ и $S_{зс-т}$ аналогично SiO_2 увеличиваются с уменьшением размера частичек, но более медленно. Одновременно видно, что такие же изменения происходят в содержании химических компонентов и во фракциях сланцевой пыли. Последнее определяется процессами размола и сепарации при измельчении топлива.

Одновременно с уменьшением размеров частичек летучей золы от 130 мкм до ~10 мкм происходит существенный рост хлора — от 0,33 до 1,34 %, т.е. около четырех раз.

Эти данные указывают на то, что в топочном процессе происходит существенное перераспределение таких важных компонентов, как сера, щелочные металлы и хлор. Что касается количеств окиси кальция и окиси кремния в отдельных фракциях летучей золы, то их распределение в основном определяется поведением минеральной части сланца при их размоле.

По своему химическому составу, независимо от способа сжигания, наиболее агрессивными, с точки зрения образования подслоя отложений и высокотемпературной коррозии, являются тончайшие фракции уноса с размерами частичек 10–15 мкм и ниже. В дальнейшем представляется целесообразным провести более углубленное исследование изменения химической активности именно наиболее мелких фракций летучей золы, обратив особое внимание на наличие в них $CaO_{св}$, степень предварительной сульфатизации, способность к спеканию и другие факторы, определяющие химическую активность в отношении образования загрязнений и коррозионную активность.

Данные химических анализов хорошо согласуются с данными рентгеновского анализа. Судя по относительным интенсивностям линий отдельных компонентов на дифрактограммах, можно отметить, что относительное содержание $\alpha-SiO_2$ и CaO в грубой фракции больше, чем в тонкой. Последняя отличается несколько повышенным содержанием $CaSO_4$ и KCl , подтверждая этим, что степень сульфатизации и содержание агрессивных с точки зрения коррозии поверхностей нагрева компонентов в тонких фракциях больше, чем в грубых.

На основе вышеприведенного анализа по химическому составу летучей золы можно отметить, что переход на вихревое топочное устройство с грубым помолом топлива не оказывает

существенного влияния на содержание основных химических компонентов в грубой и мелкой частях летучей золы, выходящей из топки.

Л и т е р а т у р а

1. Отс А.А., Прикк А.В., Арро Х.Х., Рундыгин Ю.А., Конович М.Н. Гранулометрический состав летучей золы при вихревом сжигании сланцев. См. наст. сб., с. 85-90.

2. Участие в разработке проектов, промышленное освоение и исследование низкотемпературных методов сжигания сланца. Отчет ЛПИ-ТПИ, Ленинград-Таллин, 1975.

A. Ots, A. Prikk, H. Arro, Y. Rundygin,
M. Konovich

An Investigation of Fly-Ash Chemical Composition in Vortical Burning of Oil-Shale

Summary

The paper gives the comparative analysis of the chemical-mineralogical composition of fly-ash on leaving the furnace burning oil-shale in mean-pressure steam generator БКЗ-75-39Фсл with different furnace arrangement.

УДК 662.67:662.933.8

А.А.Отс, А.В.Прикк, Х.Х.Арро
Ю.А.Рундыгин, М.Н.Конович

О ХАРАКТЕРЕ ЗОЛОВЫХ ОТЛОЖЕНИЙ НА ТОПОЧНЫХ ШИРМАХ ПРИ ВИХРЕВОМ СЖИГАНИИ СЛАНЦЕВ

Размещенные в нижней вихревой части топки парогенератора № 5 ТЭЦ Ахтме Эстонглавэнерго пароперегревательные ширмы [1] используются при сжигании горючих сланцев впервые. Результаты эксплуатации и исследования тепловой работы этого ширмового пароперегревателя показали высокую эффективность и надежность таких поверхностей нагрева [2]. Вместе с тем, данные о характере и химико-минералогическом составе золовых отложений, а также о механизме их образования на таких поверхностях нагрева практически отсутствуют, что затрудняет прогнозирование эффективности работы низкоопущенных ширм в других условиях, например, при применении данного метода сжигания на более мощных сланцевых парогенераторах. С целью устранения упомянутого пробела, в данной работе приводятся результаты исследования химико-минералогического состава золовых отложений на пароперегревательных ширмах котла № 5 ТЭЦ Ахтме.

Как известно, в процессах образования золовых отложений большое влияние оказывают температурные и другие условия работы поверхностей нагрева. Что касается работы топочных ширм, то последние очищаются водяной обмывкой (один раз в сутки). Температура насыщенного пара на входе в ширмы составляет 250 °С и на выходе из ширм 300–320 °С (при растопках кратковременно до 380 °С). Температура металла труб ширм (I2XIMФ) не превышала 360 °С (при растопках доходила до 420 °С кратковременно).

Внешний осмотр золовых отложений на ширмах показал, что они всду имеют двухслойный характер. Непосредственно

на трубах находится подслоя отложений небольшой толщины (0,2-0,5 мм). Над подслоем располагаются связанные с ним более плотные отложения, которые часто имеют вид гребней (т.н. гребневидные отложения). Поэтому с труб шири были взяты пробы как нижних, так и наружных слоев отложений.

Ширмы загрязняются отложениями золы неравномерно. Наиболее интенсивный рост отложений имеет место в области до 2-2,5 м от заднего экрана, где толщина их доходила до 5-7мм, в то время как на средней части ширмы толщина отложений не превышала 0,5-1 мм.

Такое структурное различие отложений в различных участках ширмы объясняется тем, что по длине вихря (факела) происходит непрерывное изменение физико-химической характеристики наносимых на трубы поверхности нагрева частиц золы, а также таких параметров, как температура газов, концентрация кислорода, дисперсность золы и т.д. [3].

Химические составы проб золовых отложений с труб топочного ширмового пароперегревателя представлены в таблице I. Места отбора проб отмечены в [3]. Изменение химического состава отложений по длине вихревого факела характеризует следующая последовательность проб: I-3-4. В этой же таблице приведены данные химического анализа проб отложений с заднего экрана парогенератора (точка отбора № 2).

Все пробы подслоя характеризуются по сравнению с летучей золой [3] повышенным содержанием серы. Общее количество серы в отдельных пробах подслоя мало отличается, изменяясь в пределах $S_{0,306} = 19 \div 20 \%$. Особенностью подслоя на трубах ширмы в вихревой зоне факела, как и на экранных трубах пылесланцевых топок [4], является высокое соотношение сульфидной серы к общей $S_{c-0}/S_{0,06}$. Это соотношение уменьшается по длине вихревого факела и колеблется в пределах от 0,4 до 0,1.

Количество железа в подслое изменяется в широких пределах, от 10 до 42% (в пересчете на Fe_2O_3). Бросается в глаза, что содержание Fe_2O_3 в подслое по длине вихря быстро снижается.

Количество окиси кальция в подслое изменяется в относительно узких пределах - от 26 до 31 %.

Таблица I

Данные химических анализов золовых отложений
на ширмах и экранных трубах

Наименование величины	5 проб (см. рис. I в [3])							
	1		2		3		4	
	верхняя лента ширмы у заднего экрана		задний экран топки		нижняя лента (2 м от заднего экрана)		нижняя лента (1 м от фронта)	
тип отложения								
	гребневидные	нижний слой	гребневидные	нижний слой	гребневидные	нижний слой	гребневидные	нижний слой
I	2	3	4	5	6	7	8	9
На проделенную бессульфатную массу, %								
SiO ₂	19,07	19,73	17,41	21,76	27,68	23,59	25,17	30,21
Fe ₂ O ₃	28,76	42,32	42,91	36,36	11,11	30,44	30,56	10,42
Al ₂ O ₃	2,24	5,52	5,60	9,38	7,34	8,01	6,08	9,53
CaO	31,60	25,76	26,52	25,78	26,70	25,27	29,88	31,15
MgO	1,89	1,90	2,86	3,33	2,33	0,66	1,58	3,66
Na ₂ O	0,51	0,27	0,26	0,19	0,33	0,25	0,33	0,61
K ₂ O	15,92	4,50	4,43	3,21	24,53	11,78	6,40	14,42
K ₂ O/CaO	0,50	0,17	0,17	0,13	0,92	0,47	0,21	0,46
Σ A _{SO₃}	49,92	32,43	34,07	32,51	53,89	37,96	38,19	49,84
K _{SO₃} ^у	67,33	54,14	50,25	50,54	27,94	63,77	62,15	66,94
Содержание в пробе, %								
SO ₃ c-т	28,55	11,80	18,33	12,94	13,11	17,46	23,62	16,59
SO ₃ об	28,44	19,33	19,25	19,49	13,37	19,41	24,32	20,24
Cl'	0,11	0,56	0,36	0,21	0,34	2,93	0,03	0,22
S _{c-т} /S _{об}	0	0,39	0,05	0,34	0,02	0,10	0,03	0,18
K ₂ O _p /K ₂ O _{об}	-	-	0,62	0,46	0,94	0,95	0,80	0,81

Из щелочных металлов подслоя содержит в заметном количестве калия. Количество калия в подслое отложений по длине факела непрерывно увеличивается. Видно, что большинство соединений калия, находящихся в подслое, легко растворяется в воде. Соотношение $K_2O_p/K_2O_{об}$ доходит до 0,95.

Химический состав гребневидных отложений по приведенным в таблице I данным весьма заметно отличается от химического состава подслоя.

Если значительное количество серы в подслое находится в сульфидной форме, то в гребневидных отложениях сульфидная сера почти отсутствует (соотношение $S_{с-г}/S_{об} = 0 \div 0,03$).

Гребневидные отложения, как и подслоя, обогащены соединениями железа ($Fe_2O_3 = II \div 3I$ %), а в отдельных случаях количество железа в гребневидных отложениях даже превышает количество его в нижнем слое. Кроме того, эти отложения также обогащены растворимыми в воде соединениями щелочных металлов ($K_2O_p/K_2O = 0,8 \div 0,94$).

Что касается окиси кальция, то ее количество в гребневидных отложениях колеблется в пределах 27–32 %.

По данным рентгенофазового анализа гребневидные отложения, образовавшиеся как на трубах ширм, так и на заднем экране, содержат $CaSO_4$ и Fe_2O_3 . Кроме того, на рентгенограммах имеются также относительно сильные линии, принадлежащие еще не успевшему полностью разложиться ортоклазу, а также образующемуся в топочном процессе двухкальциевому силикату.

Обращает на себя внимание, что трещины в гребневидных отложениях часто заполнены кристаллическим веществом белого цвета, образующем своеобразные прослойки. Исследования показали, что такое же явление имеет место и в отложениях на экранных трубах, и на трубах пароперегревателей в парогенераторах ТП-I7 и ТП-67. На рентгенограммах этих белых отложений наблюдаются, в основном, сильные линии почти чистого KCl , который только в качестве примесей содержит небольшое количество $CaSO_4$ и Fe_2O_3 . Образование таких прослоек объясняется, очевидно, относительно высокой миграционной способностью паров KCl в отложениях.

Химический состав отложений и золы [3], а также результаты их рентгенофазового анализа позволяют сделать некоторые выводы о механизме загрязнения низкоопущенных пароперегревательных ширм.

Одной особенностью подслоя отложений на трубах ширм, как уже было сказано, является высокое содержание сульфидной серы по сравнению с ее количеством в гребневидных отложениях. Видно, что соотношения S_{c-0}/S_{06} в подслое и в пробах летучей золы из вихря вполне сравнимы. Отсюда можно сделать, однако, вывод, что основное количество сульфидной серы в подслое отложений попадает в результате непосредственного переноса ее на поверхность труб частицами золы. При этом, на основании результатов ранее проведенных исследований по загрязнению экранных труб [4], можно предположить, что основное количество сульфидной серы наносится на поверхность труб в виде FeS , который является продуктом неполного окисления колчеданной серы топлива. Сцеплению частиц золы, содержащих сульфид железа, способствует относительно низкая температура плавления FeS ($1193^{\circ}C$) и возможное образование эвтектик, например, $FeS-FeO$ с температурой плавления $950^{\circ}C$.

Обогащение подслоя растворимыми в воде соединениями щелочных металлов объясняется их непосредственной конденсацией из продуктов сгорания на более холодные трубы ширм. Можно предполагать, что из продуктов сгорания на поверхность труб конденсируются непосредственно сульфаты и хлориды щелочных металлов [5]. При этом последние на поверхности нагрева под воздействием окислов серы и кислорода постепенно превращаются в сульфаты.

Видно, что количество щелочных металлов в подслое по ходу вихря (факела) несколько увеличивается. Такое повышение содержания щелочных металлов в подслое объясняется углублением процессов разложения различных минералов и увеличением степени улетучивания щелочных металлов в ходе процесса сгорания топлива.

Можно еще отметить, что преимущественное количество сульфатной серы в подслое связано в сульфатах щелочных металлов и кальция.

С ростом толщины золowych отложений на трубах ширм температура слоя, при прочих равных условиях, постепенно возрастает. При достижении определенного значения температуры внешней поверхности отложений, процесс окисления сульфидов в слое резко увеличивается и ее количество в отложениях становится ничтожным. Наряду с процессами окисления сульфидов происходит также сульфатизация свободной окиси кальция.

Особенностью образовавшихся на низкоопущенных топочных ширмах гребневидных отложений является относительно высокое количество железа в них. Можно предположить, что кроме отложения на поверхности ширм FeS имеет место также селективное отложение на ширмах других, богатых железом частиц золы. Как известно, увеличение содержания железа обычно понижает температуру плавления золы (особенно в случае полувосстановительной среды), а размягченные или распыленные частицы относительно легко сцепляются с поверхностью, что приводит к образованию шлаково-связанных отложений. По данным [6] отдельные частицы летучей золы эстонских сланцев плавают уже при температуре ниже 1050°C . Поскольку температура в зоне ширм превышает названную цифру, то вполне возможно возникновение шлаково-связанных отложений.

Если уплотнение золowych отложений на топочных экранах обычно происходит в результате периодического удаления рыхлых отложений при очистке, то здесь, по-видимому, уплотнение отложений происходит под воздействием ударных сил содержащихся в газовом потоке более крупных частиц золы, имеющих достаточно высокую кинетическую энергию.

Что касается возможного коррозионного воздействия золowych отложений на топочные ширмы, то, судя по данным химического анализа их, в частности, по содержанию соединений щелочных металлов (KCl , K_2SO_4), можно отметить, что в менее благоприятных условиях находятся задние части опытных ширм в районе, где возможно существование восстановительной атмосферы. Однако, учитывая, что содержание коррозионно-активных соединений в этих отложениях не превышает их обычное содержание в отложениях, возникающих на пароперегревателях пылесланцевых парогенераторов, можно предположить, что коррозия все же не должна превышать коррозию

на конвективной части пароперегревателя при таких же температурах. Исследования в этой части продолжаются на парогенераторе № 5 ТЭЦ Ахтме. В части остальных участков ширм коррозионная активность отложений существенно меньше.

Следует отметить, что образующиеся на ширмах отложения слабо связаны с металлом труб и легко удаляются при эксплуатационных очистках, что способствует стабильной тепловой работе ширмового пароперегревателя.

На основании результатов выполненных исследований можно рекомендовать принять меры для полной ликвидации восстановительных зон в районе заднего экрана. Этого можно достигнуть за счет улучшения использования вторичного воздуха путем улучшения его смешивания с аэросмесью, либо путем подачи части вторичного воздуха в зону разворота вихревого факела у заднего экрана. Достигнутые при этом улучшения выгорания горючих и серы, активизация окислительных процессов в минеральной части золы будут способствовать еще большему уменьшению коррозионной активности золы и отложений в районе ширмового пароперегревателя.

Л и т е р а т у р а

1. 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. См. наст. сб., с. 65-77.

2. Отс А.А., Лысаков И.И., Рундыгин Ю.А., Прикк А.В., Конович М.Н., Марьямчик М.И. Тепловая эффективность поверхностей нагрева сланцевых парогенераторов БКЗ-75-39Ф_{сд} в зависимости от аэродинамических условий в топке. — Материалы Всесоюзной конференции, т. 3А, Таллин, 1974.

3. Отс А.А., Прикк А.В., Арро Х.Х., Рундыгин Ю.А., Конович М.Н. Исследование превращения минеральной части сланцев при вихревом сжигании. См. наст. сб., с. 79-84.

4. Э п и к И., О т с А. Энергетическое использование эстонских сланцев, I. Таллин, "Валгус", 1967.

5. А р р о Х.Х., В а л л и к в и В.Э., Т а л - л е р м о Х.И., Э п и к И.П. Исследование образования первичного слоя отложений на пароперегревателях котлоагрегатов, сжигающих эстонские сланцы. - "Тр. Таллинск. политехн. инт-та", 1967, серия А, № 255.

6. Э п и к И.П. Влияние минеральной части сланцев на условия работы котлоагрегата. ЭПИ, Таллин, 1961.

A. Ots, A. Prikk, H. Arro, Y. Rundygin,
M. Konovich

On the Nature of Ash Deposits on Furnace Screen
in Vortical Burning of Oil-Shale

Summary

The paper gives the results of chemical-mineralogical composition research of ash deposits on lowered superheater screens of the oil-shale steam generator БКЗ-75-39_{сл} with low-temperature vortical furnace arrangement. Such superheater screens are used in oil-shale burning for the first time.

УДК 662.933.81

А.А.Отс, А.В.Прикк, Х.Х.Арро
Ю.А. Рундыгин, М.Н. Конович,
И.А. Щучкин

ХАРАКТЕР ЗОЛОВЫХ ОТЛОЖЕНИЙ НА КОНВЕКТИВНОМ ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЕ ПРИ ВИХРЕВОМ СЖИГАНИИ СЛАНЦЕВ

В статье дается сравнительный анализ химического состава золовых отложений на трубах первой ступени конвективного пароперегревателя парогенераторов БКЗ-75-39Ф с различными топочными устройствами и различной тонкости помола сланцев [1-2].

Как показали исследования гранулометрического состава летучей золы [2], при переходе на вихревое сжигание резко изменяется соотношение между мелкими и крупными фракциями летучей золы. Так содержание частичек с размерами выше 200 мкм возросло в уносе вихревой топки котла № 5 ТЭЦ Ахтме в 5-8 раз по сравнению с прямоточным факелом. Крупные частицы летучей золы оказывают ввиду их большой кинетической энергии на отложения изнашивающее действие. Одновременно относительное количество мелких фракций с размерами частичек ниже 20 мкм, являющихся основными в образовании золовых отложений, уменьшилось.

Указанные изменения условий должны были привести к существенному изменению характера и состава образующихся отложений в парогенераторах с вихревыми топками.

При внешних осмотрах поверхностей нагрева наблюдалась типичная, описанная в [3] картина развития сульфатно-связанных лобовых (основных) и боковых отложений. Наблюдалось значительное уменьшение роста отложений даже в условиях повышенных нагрузок парогенератора.

Ход роста золовых отложений на первой ступени конвективного пароперегревателя и на трубе IV-го ряда фестоны, парогенератора ТЭЦ Ахтме с вихревым топочным устройством для сжигания угрубленной пыли иллюстрируют снимки на фиг. 1 и 2. На них хорошо видно образование типичных для чисто сульфатно-связанных отложений "перьев". При продолжительной работе парогенератора на больших паропроизводительностях по мере увеличения высоты и количества гребней (фиг.1) наблюдается заполнение промежутков между гребнями сыпучими золовыми отложениями. Со временем растет толщина нижнего, плотного слоя, особенно при промежуточных стряхиваниях гребней во время экстренных стоянок и текущих ремонтов парогенератора.

Данные химических анализов отложений, представленные в таблицах 1 и 2, показывают, что нижние слои отложений конвективных поверхностей нагрева в парогенераторе ТЭЦ Ахтме с вихревым топочным устройством по своему химическому составу при существенно разной тонкости помола являются практически одинаковыми. По сравнению с топкой с прямоточным факелом наблюдается пониженное содержание CaO , Al_2O_3 , MgO и SiO_2 и резкое увеличение содержания K_2O . Количество K_2O , в пересчете на бессульфатную массу, доходит до 28,7 - 32,3 %, против 3,6 % при топке с прямоточным факелом.

В гребневидных отложениях после угрубления помола сланцев при вихревой топке по R_{90} до 55-60 % падало содержание SiO_2 , K_2O , Al_2O_3 и сульфидной серы и увеличивалось содержание CaO . В содержании остальных компонентов (Fe_2O_3 , MgO , Na_2O и Cl^-) особой разницы нет.

При этом, однако, наблюдается увеличение в гребневидных отложениях содержания активных компонентов. Об этом говорит увеличение в них содержания растворимых в воде соединений щелочных металлов, а также рост условной степени сульфатизации (K_{303}^y , [2]). По данным таблиц 1 и 2 относительная доля Na_2O и K_2O в растворимых в воде соединениях увеличивалась в гребневидных отложениях от 78 % до 93 %, т.е. подавляющая часть щелочей является растворимой в воде, а степень сульфатизации гребневидных отложений от 60,9 % до 70,5-79,5 %.

Т а б л и ц а I

Данные химических анализов золовых отложений
на конвективных поверхностях нагрева парогенераторов
№ 5 и 6 ТЭЦ Ахтме при тонком помоле топлива

Химический компонент	П/г № 6 (прямоточный факел)		П/г № 5 (вихревая топка, тонкий помол)	
	первая ступень паро- перегревателя, I-й ряд		первая ступень паро- перегревателя, I-й ряд	
	гребне- видные	нижний слой	гребне- видные	нижний слой

На бессуль-
фатную
массу:

SiO_2	20,05	22,69	18,43	18,63
Fe_2O_3	3,81	10,43	5,80	11,81
Al_2O_3	12,47	17,49	5,36	6,27
CaO	51,05	41,85	45,05	24,52
MgO	3,34	3,36	7,81	5,85
Na_2O	0,40	0,58	0,40	0,59
K_2O	8,89	3,60	17,15	32,33
K_2O/CaO	0,17	0,09	0,98	1,32
ΣA_{SO_3}	63,88	49,39	70,41	63,29
$K_{SO_3}^y$	60,94	83,48	70,54	63,38

В пробе:

SO_{3c-t}	35,80	34,11	26,02	30,90
$SO_{3o\delta}$	35,91	34,87	39,29	31,70
Cl'	0,48	0,45	0,38	0,46
$S_{c-t}/S_{o\delta}$	0,003	0,02	0,34	0,03
$K_{2Op}/K_{2Oo\delta}$	0,06	0,11	0,78	0,51

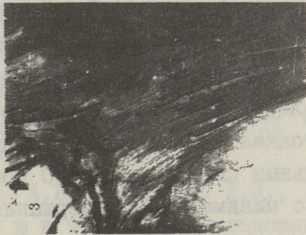
Примечание: ΣA_{SO_3} и $K_{SO_3}^y$ см. в [2].

Что касается нижнего слоя, то относительная доля Na_2O и K_2O в растворимых в воде соединениях в нем также увеличилась (от 51 до 91 %), однако степень сульфатизации умень-

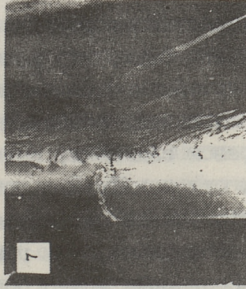
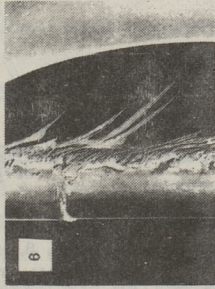
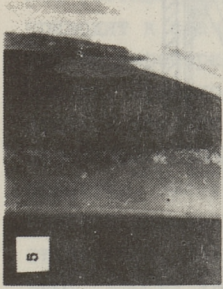
Данные химического анализа золотых отложений на конвективных поверхностях
нагрева парогенератора ТЭЦ Алтме при грубом помоле топлива

Химический компонент	Первая ступень пароперегревателя I ряд. Возраст 4 недели		Первая ступень паро-перегревателя I ряд. Возраст 2 недели		Первая ступень паро-перегревателя I ряд, сечение А (рис. 3)		Первая ступень паро-перегревателя I ряд (фиг. 3)		IV ряд фесто-на
	гребне-видные	лобовые гребни	нижний слой	боковые гребни	нижний слой	гребне-видные	нижний слой	гребне-видные	
I	2	3	4	5	6	7	8	9	10
На осесульфатную массу:									
SiO ₂	9,57	11,97	11,14	18,42	16,30	26,73	25,96	28,78	12,15
Fe ₂ O ₃	4,25	5,09	4,49	13,84	4,70	14,16	5,58	9,17	3,92
Al ₂ O ₃	3,36	4,51	4,58	7,90	5,13	8,22	7,32	8,47	4,52
CaO	59,83	60,86	58,76	24,00	54,17	29,62	37,23	35,45	54,05
MgO	6,40	6,91	6,40	6,61	3,18	3,85	4,95	4,49	6,49
Na ₂ O	0,39	0,37	0,39	0,56	0,51	0,43	0,48	0,43	0,47
K ₂ O	16,20	10,28	14,55	28,67	16,01	17,00	18,49	13,22	18,60
K ₂ O/CaO	0,27	0,17	0,25	0,19	0,30	0,57	0,50	0,37	0,34
Σ A _{SO₃}	82,82	78,42	79,80	59,84	73,87	50,90	61,15	53,58	79,61
K ^y SO ₃	56,80	65,22	51,85	68,77	79,47	56,41	79,50	51,04	66,77
В пробе									
SO _{3г-т}	38,28	37,30	34,68	33,07	42,40	25,41	38,28	24,49	42,15
SO _{3об}	40,25	42,10	36,08	33,40	43,06	26,40	38,44	25,64	44,30
Cl'	0,38	0,25	1,25	0,48	0,01	0,27	0	0,24	0,11
S _{с-д} /S _{об}	0,05	0,11	0,04	0,01	0,02	0,04	0,004	0,04	0
K ₂ O _p /K ₂ O _{об}	0,87	0,93	0,85	0,91	0,88	0,86	0,85	0,84	0,77

Примечание: Σ A_{SO₃} и K^y SO₃ см. в [2].



- 1 -- после 1-квартальной работы
- 2 -- после 2-недельной работы
- 3 -- после 1-месячной работы
- 4 -- характер отложений после длительной эксплуатации
- 5 -- после 1-квартальной работы
- 6 -- после 2-недельной работы
- 7 -- после 1-месячной работы



Фиг. 2. Рост золыстых отложений ТЭЦ Ахтме. Рост золыстых отложений на трубе 19-го ряда фестоном при выхровой тошке с густым помолом топлива.

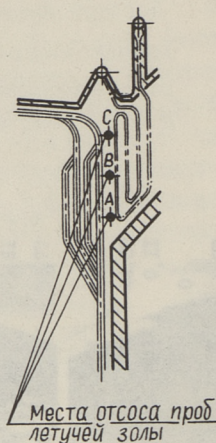
Фиг. 1. ТЭЦ Ахтме. Рост золыстых отложений на трубах 1-ой ступени комбинированного пароперегревателя (за фестоном) при выхровой тошке с густым помолом топлива.

шилась от 83,5 % для золовых отложений из топки с прямоточным факелом до 51–68 % для отложений из вихревой топки. Такое явление можно объяснить уменьшением общего количества соединений щелочных металлов в подслое при вихревом сжигании.

Существенным результатом является тот факт, что условная степень сульфатизации у гребневидных отложений, возникающих при вихревом сжигании, выше, чем у нижних отложений. Это говорит о том, что нижние отложения менее прочно связаны, чем гребневидные. Последним можно объяснить то обстоятельство, что при вихревом методе сжигания сланцев отложения на конвективном пароперегревателе легче отделяются от труб, чем обычно, что повышает эффективность обдувок.

С целью выяснения изменения состава отложений по высоте змеевика анализировались также пробы отложений с нижней и средней частей змеевика (соответственно сечения А и В на фиг. 3, табл. 2). Видно, что нижние слои отложений сечения В содержат больше CaO (29,6 % в сечении А, 35,5 % в сечении В), SiO_2 и MgO , меньше Fe_2O_3 и K_2O . В гребневидных отложениях сечения В имеется значительно больше SiO_2 (до 26 %), несколько больше Al_2O_3 , K_2O , Fe_2O_3 и MgO и значительно меньше (60,9 % в сечении А, 37,2 % в сечении В) CaO . Вышеизложенные данные хорошо связываются с данными химического анализа летучей золы в тех же сечениях по высоте газохода: более тонкая зола с максимальным содержанием Al_2O_3 , K_2O и минимальным содержанием CaO проходит сечение В и более грубая зола с минимальным содержанием SiO_2 – нижнее сечение А.

В таблице 2 дополнительно для сравнения приводятся данные химических анализов лобовых гребневидных отложений с различным возрастом (2 и 4 недели), гребневидных отложений с



Фиг. 3.
Схема отбора проб золовых отложений по высоте ширмы 1-ой ступени конвективного пароперегревателя.

труб IV-го ряда фестона, а также боковых гребневидных отложений. Как видно, в химическом составе перечисленных отложений существенной разницы не наблюдается. Поэтому можно предполагать, что химический состав гребневидных отложений стабилизируется довольно быстро.

Таким образом, в ходе выполненных исследований установлено, что изменения в золовом балансе котла и фракционном составе летучей золы при переходе на вихревое сжигание приводят к значительному замедлению роста золовых отложений на пароперегревателе, особенно в верхней половине газохода. Происходят значительные изменения в химическом составе и степени сульфатизации отдельных слоев отложений, отложения образуются только за счет наиболее активных компонентов. Вместе с тем, вследствие меньшей сульфатизации подслоя отложения слабее связаны с металлом труб и легче отделяются. Данные анализов нижних слоев отложений показывают, что их химическая активность в отношении высокотемпературной коррозии не повысилась, а увеличение плотности нижних и гребневидных отложений может способствовать уменьшению высокотемпературной коррозии. Уменьшение скорости роста отложений позволяет уменьшить частоту очистки поверхностей нагрева, что способствует снижению коррозионно-эрозионного износа труб пароперегревателей. В итоге при вихревом сжигании появляется возможность увеличения непрерывной кампании работы парогенераторов, возрастает надежность и тепловая эффективность пароперегревателей.

Л и т е р а т у р а

1. По мер ан цев В.В., Рундыгин Ю.А., Ко нов ич М.Н., Лы с аков И.И., Марьям - ч и к М.И., От с А.А., Ар ро Х.Х., При к к А.В. Исследование и совершенствование низкотемпературного вихревого сжигания сланца в котлах среднего давления. - См. наст. сб., с. 65-77.

2. От с А.А., При к к А.В., Ар ро Х.Х., Рундыгин Ю.А., Ко нов ич М.Н. Исследование химического состава летучей золы при вихревом сжигании сланцев. См. наст. сб., с. 91-100.

З. Э п и к И.П., М и к к И.Р. О механизме образования твердых отложений летучей золы на конвективных поверхностях нагрева. "Изв. вузов - Энергетика", 1958, № 3.

A. Ots, A. Prikk, H. Arro, Y. Rundygin,
M. Konovich, T. Shchuchkin

The Nature of Ash Deposits on the Tubes of
Convective Super-Heater in Vortical Burning
of Oil-Shale

Summary

The paper gives the comparative analysis of the chemical composition of ash deposits on the first-stage tubes of the convective super-heater of the steam generator БКЗ-75-39 Ф_{СЛ} with different furnace arrangement and various fineness of oil-shale grinding in use. It notes changes in ash balance and fraction composition of fly-ash, when passing to vortical burning, will slow down the growth of ash deposits which now are formed from the most active component parts and are loosely bounded to tubes.

УДК 621.181.8;662.987-977

В.А. Варес, А.П. Пообус

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ВОЗДУХА В ЗАВИСИМОСТИ
ОТ СПОСОБА ЕГО ПОДОГРЕВА ПРИ РАЗЛИЧНЫХ НАГРУЗКАХ
ПАРОГЕНЕРАТОРА ПРИ СЖИГАНИИ БЕРЕЗОВОГО УГЛЯ

Одной из основных проблем, возникающих при сжигании в топках с жидким шлакоудалением твердых топлив с пироплавкой золой, является обеспечение в камере сгорания постоянства температуры во всем диапазоне изменения нагрузок парогенератора. Значение этой температуры должно быть в пределах 1800-2100 °С. Для достижения таких температур в камерах сгорания экономически целесообразным является использование воздуха высокой температуры.

В литературе [1,2] останавливаются на выборе способа высокотемпературного подогрева воздуха с технико-экономических соображений, причем отмечается целесообразность применения для этой цели жидкометаллического промежуточного теплоносителя. В настоящей статье приводятся данные расчетного анализа с точки зрения обеспечения устойчивого режима жидкого шлакоудаления при изменяющихся нагрузках по двум способам высокотемпературного подогрева воздуха — по высокотемпературному рекуперативному воздухоподогревателю (ВВП) и по воздухоподогревателю с жидкометаллическим промежуточным теплоносителем (ЖМПТТ).

Для проведения такого анализа был выбран парогенератор БКЗ-420-140 пт с двумя полукрытыми восьмигранными предтопками, предназначенный для сжигания назаровского бурого угля с жидким шлакоудалением, реконструированный для сжигания березовского бурого угля с теплотворной способностью $Q_H^P = 15660$ кДж/кг, влажностью $W^P = 33\%$, зольностью $A^C = 4\%$. $T_0 = 1650$ °С.

Расчеты выполнялись на ЭВМ "Минск-32" на входном языке ФОРТРАН в диапазоне нагрузок от 100 до 50 % включительно. На фиг. I и в таблице I приводятся схемы и основные конструктивные данные поверхностей нагрева по реконструированным вариантам парогенератора: вариант I - с ВНИ и вариант 2 - с ЖМГГ.

При составлении алгоритма для программы в основу были приняты формулы и рекомендации [3].

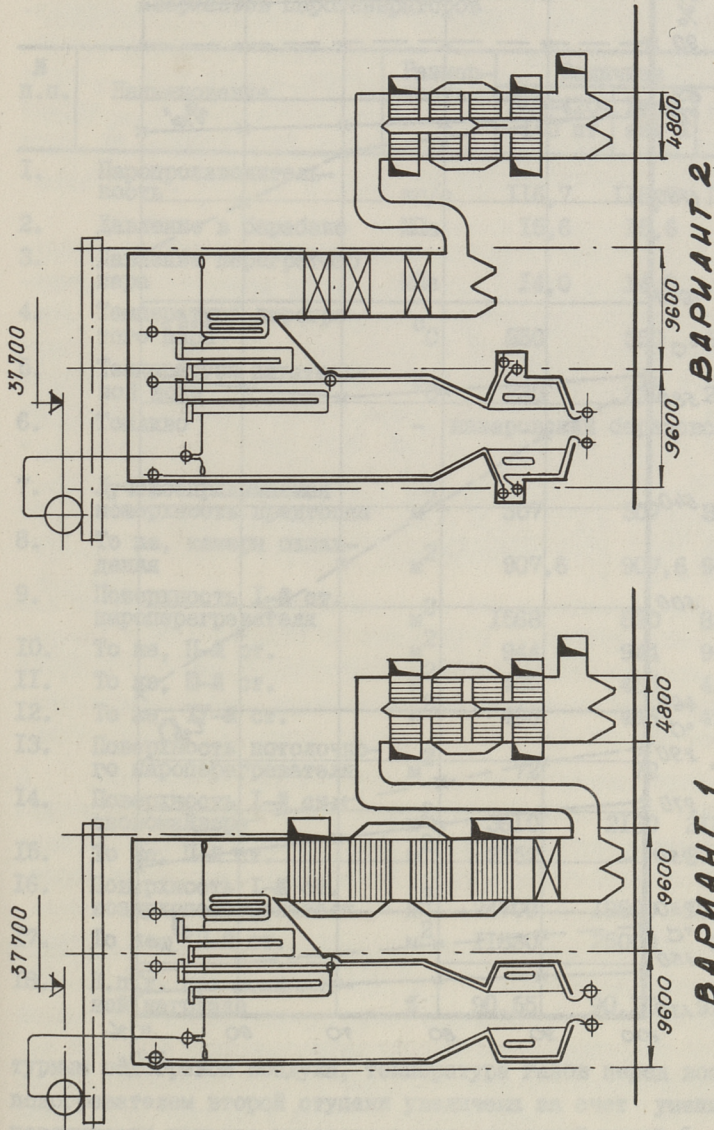
Размол и сушка топлива производится в четырех молотковых мельницах с инерционным сепаратором. Сушка топлива осуществляется топочными газами, отбираемыми из верхней части топки с температурой $\sim 1000^{\circ}\text{C}$; снижение температуры до необходимой по сушке $\sim 580^{\circ}\text{C}$ производится воздухом перед воздухоподогревателем первой ступени. Расчет сушки топлива был произведен только при номинальной нагрузке парогенератора; при остальных нагрузках принимались те же относительные доли и температуры воздуха и продуктов сгорания. Влажность пыли принята 14 %. Из сепараторов мельниц пылегазовая смесь поступает в пылевые циклоны, где происходит отделение пыли, а сушильный агент с помощью мельничных вентиляторов сбрасывается через восемь сбросных сопел в пережим топки.

Расчет теплообмена в двухкамерной топке был произведен различно для камеры сгорания и камеры охлаждения по методу ВТИ-ЭНИН [3] с учетом диссоциации продуктов сгорания, учитываемой при определении температуры газов на выходе из предтопка.

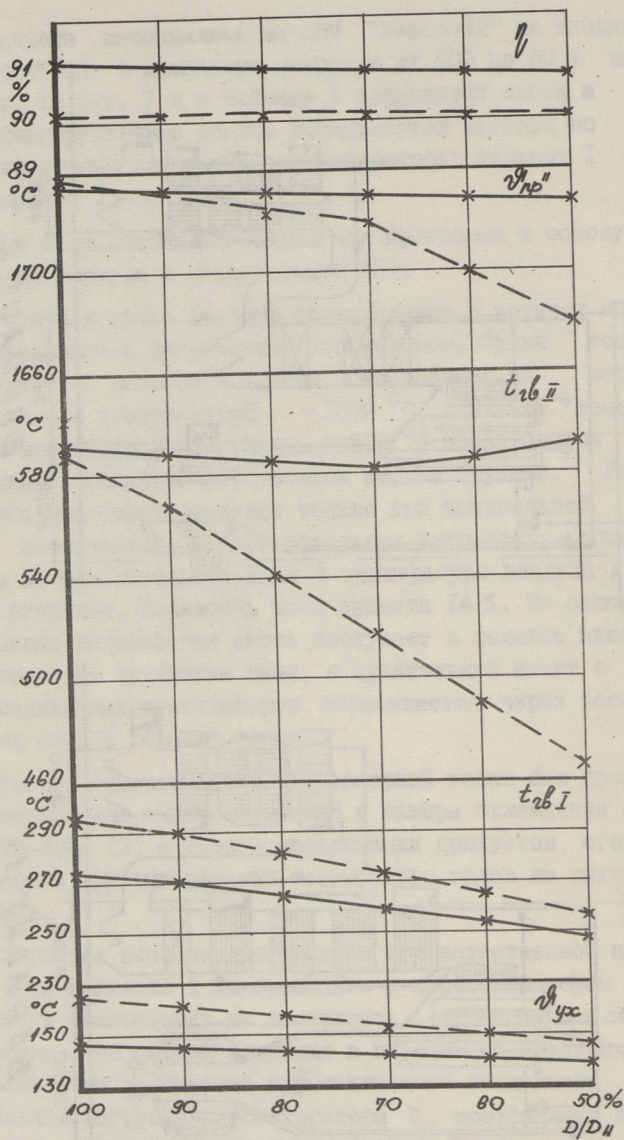
Экранная система, работающая при естественной циркуляции, при варианте I по сравнению с парогенератором БКЗ-420-140 пт практически не изменилась, только сопла сброса перенесены из камеры сгорания в пережим за предтопком. Для уменьшения количества впрыскиваемого конденсата при номинальной нагрузке парогенератора D_n коэффициент избытка воздуха за топкой α_T при нагрузках $D < D_n$ определялся по формуле

$$\alpha_T = \alpha_{T_0} + 0,25(1 - D/D_n).$$

Поверхность нагрева пароперегревателя по сравнению с БКЗ-420-140 пт несколько изменена. В связи с высокотемпера-



Фиг. 1. Схема рассчитанных парогенераторов, Вариант 1 - с высокотемпературным recuperативным трубчатым воздухоподогревателем, Вариант 2 - с высокотемпературным воздухоподогревателем с применением жидкометаллического теплоносителя.



Фиг. 2. Зависимости температуры подогрева воздуха, уходящих газов, на выходе из предтопка и к.п.д. парогенераторов от нагрузки.
 - - - - вариант 1; ————— вариант 2.

**Основные технические и конструктивные
характеристики исходного и анализируемых
вариантов парогенераторов**

№ п.п.	Наименование	Размер- ность	Величина		
			БКЗ-420- -140 пт	Вари- ант I	Вари- ант II
1.	Паропроизводитель- ность	кг/с	116,7	116,7	116,7
2.	Давление в барабане	МПа	15,6	15,6	15,6
3.	Давление перегретого пара	МПа	14,0	14,0	14,0
4.	Температура перегре- того пара	°С	550	550	550
5.	Температура питатель- ной воды	°С	230	230	230
6.	Топливо	-	назаровский березовский		
7.	Лучевоспринимаемая поверхность предтопка	м ²	307	307	307
8.	То же, камеры охлаж- дения	м ²	907,6	907,6	907,6
9.	Поверхность I-й ст. пароперегревателя	м ²	1568	820	820
10.	То же, II-й ст.	м ²	944	944	944
11.	То же, III-й ст.	м ²	435	435	435
12.	То же, IV-й ст.	м ²	496	496	496
13.	Поверхность потолочно- го пароперегревателя	м ²	72	72	72
14.	Поверхность I-й ст. экономайзера	м ²	3610	2130	2130
15.	То же, II-й ст.	м ²	2352	-	3704
16.	Поверхность I-й ст. воздухоподогревателя	м ²	24700	19800	19800
17.	То же, II-й ст.	м ²	11830	25000	375
18.	К.п.д. при номиналь- ной нагрузке	%	90,55	90,11	91,18

турным подогревом воздуха, температура газов перед воздухо-
подогревателем второй ступени увеличена за счет уменьшения
поверхности нагрева пароперегревателя первой ступени с
1568 до 820 м². Ширмовые пароперегреватели второй, треть-
ей и четвертой ступеней остаются такими же, как в пароген-

нераторе БКЗ 420-140 пт. Регулирование температуры перегретого пара производится впрыском собственного конденсата, получаемого от конденсационной установки производительностью II, I кг/с, размещенной на потолке парогенератора. Охлаждающей средой в конденсаторе служит вода после первой ступени экономайзера. Поверхность нагрева первой ступени пароперегревателя рассчитана так, чтобы во всем диапазоне рассматриваемых нагрузок количество впрыска $D_{\text{впр}} > 0$.

В конвективной шахте парогенератора размещен воздухоподогреватель второй ступени, затем экономайзер и вынесенная колонна воздухоподогревателя первой ступени. Воздухоподогреватель второй ступени выполнен в виде четырехходового горизонтального воздухоподогревателя, два верхних пакета из труб $\phi 40 \times 2$ мм, сталь 0Х23Н18, нижние пакеты из труб $\phi 40 \times 2,5$ мм, сталь 12Х1МФ. Шаги труб $S_1 = 100$ мм, $S_2 = 50$ мм, первые два ряда труб верхнего пакета выполнены увеличенного диаметра ($\phi 51 \times 2$ мм, $S_1 = 125$ мм). Вес аустенитной части воздухоподогревателя составляет 103 т, перлитной - 127 т.

Для размещения его в опускной газодход последний следует реконструировать и удлинить до отметки 3.00. Поверхности нагрева экономайзера и воздухоподогревателя первой ступени будут несколько сокращены по сравнению с парогенератором БКЗ-420-140 пт.

Экранная система при варианте 2 будет изменена. В нижней и вертикальной части предтопков водяные экраны будут заменены экранами для нагрева ЖМПТ. Полная площадь экранов с ЖМПТ составляет 42 % от общей поверхности предтопков.

Воздухоподогреватель второй ступени (охладитель ЖМПТ) с поверхностью нагрева 375 м^2 (по гладкой стороне труб) будет разбит на 8 отдельных пакетов - по одному для каждой горелки. Пакеты изготовлены из ребристых труб $\phi 20 \times 2$ мм, сталь 0Х23Н18. Ребра круглые с шагом 6 мм, толщиной 1,5 мм и высотой 7 мм. Шаги труб $S_1 = 44$ мм и $S_2 = 26$ мм, размеры пакета в плане 1500 x 1500 мм, длина между осями крайних труб 390 мм. Они будут установлены в непосредственной близости от горелочных устройств. Общий вес воздухоподогревателя второй ступени 15 т.

Поскольку часть экранной поверхности предтопок используется для высокотемпературного подогрева воздуха и воздухоподогреватель второй ступени выведен из газохода, то на его место устанавливается экономайзер второй ступени, поверхность нагрева которого составляет 3600 м^2 . При этом реконструкции отпусчного газохода не требуется. В остальной части парогенератора поверхности нагрева остаются такими же, как в первом варианте.

На фиг. 2 приведены зависимости температур подогрева воздуха на выходе из первой и второй ступени воздухоподогревателя, температуры на выходе из предтопка, уходящих газов и к.п.д. от нагрузки парогенератора. Температура перегретого пара оставалась постоянной и составляла 550°C , при этом количество регулирующего впрыска изменялось в зависимости от нагрузки от 5,14 до 0,97 кг/с. Коэффициенты загрязнения вычислялись по формулам, рекомендуемым в [3]. Коэффициент использования при расчете воздухоподогревателя первой ступени принимался равным 0,85, а для воздухоподогревателя второй ступени, размещенного в газоход парогенератора, 0,5.

Поверочный расчет выполнялся с точностью $\pm 2\%$ от максимального значения вычисляемой величины.

Анализ данных расчета, приведенных на рис. 2, позволяет сделать следующие выводы:

1. Использование ЖМПТ (вариант 2) для высокотемпературного подогрева воздуха и нагрев ее в экранах предтопок позволяет сохранить постоянность температуры воздуха и газов на выходе из предтопка во всем рассматриваемом диапазоне нагрузок; при использовании ВВП (вариант 1) температура подогрева воздуха снижается при уменьшении нагрузки от 100 до 50 % от номинального с 591 до 465°C .

В связи с этим при I-м варианте снижается температура газов на выходе из предтопка и составляет 1680°C , превышая T_0 только 30 К, которая может оказаться недостаточной для устойчивого жидкого шлакоудаления.

2. В связи с увеличением поверхности нагрева водяного экономайзера по второму варианту уменьшается температу-

ра уходящих газов на 10–15 К, которая в свою очередь приводит к увеличению к.п.д. парогенератора в среднем на 1 % и позволяет сократить расход топлива для производства электроэнергии.

3. Парогенератор с ВВГ уступает своими экономическими и эксплуатационными характеристиками парогенератору с использованием ЖМПТ для высокотемпературного подогрева воздуха.

Л и т е р а т у р а

1. Ансон П.И. "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1963, серия А, № 205, с. 55–62.

2. Ансон П.И., Пообус А.П., Лойгом В.В. "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1970, серия А, № 290, с. 21–31.

3. Тепловой расчет котельных агрегатов. Нормативный метод. М., "Энергия", 1973.

V.Vares, A.Poobus

Feststellung der Lufttemperatur in Abhängigkeit
von der Art der Erhitzung bei ver-
schiedener Belastung der Dampfgeneratoren

Zusammenfassung

Im Aufsatz ist eine Rechenanalyse der Verwendung von zwei Typen von Hochtemperaturluftvorwärmern – Rohrrekuperatoren mit metallisch-flüssigen Zwischenwärmträgern angeführt. Letztere werden in den Heizflächen der Vorbrennkammern in bezug auf die Dampferzeuger erhitzt.

Aus der Analyse geht hervor, dass Hochtemperatur-Rekuperativluftvorwärmer infolge ihrer wirtschaftlichen und betrieblichen Eigenschaften als Luftvorwärmer entfallen.

УДК 620.193

А.А.Отс, Э.Л.Томанн,
Р.В.Тоуарт

НЕКОТОРЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ ИЗУЧЕНИЯ КОРРОЗИОННО-
СТОЙКОСТИ КОТЕЛЬНЫХ СТАЛЕЙ В ВОЗДУШНОЙ АТМОСФЕРЕ

Коррозионностойкость котельных сталей – это одна из важнейших проблем в современной теплоэнергетике. Наружная коррозия труб поверхностей нагрева парогенераторов является сложным физико-химическим процессом взаимодействия продуктов сгорания топлива и золовых отложений с металлом. Несмотря на ускоряющее влияние продуктов сгорания и золовых отложений, наряду с исследованиями коррозии сталей в различных средах немаловажное значение имеют также данные коррозии металлов в воздушной атмосфере. Во-первых, эти данные могут быть основой для оценки относительной коррозионной стойкости котельных сталей в различных условиях и, во-вторых, их можно с успехом использовать при разработке разных методов расчета. Вопросы коррозии перлитных сталей в воздушной атмосфере рассмотрены в работах [1, 2 и др.]. При этом наблюдаются существенные расхождения между данными разных авторов. Причиной этого, очевидно, являются разные методики и условия проведения исследований. Большое влияние на характеристику окисления сталей оказывает температурный режим проведения опытов. С этой точки зрения всякие промежуточные охлаждения опытных образцов (расхолаживание печей, выемка образцов и т.д.) могут существенно ускорить коррозию.

В настоящей статье приводятся некоторые результаты лабораторных коррозионных испытаний котельных сталей I2X1MФ, I2X2MФCP, ЭИ-53I (I2X2MФБ), ЭИ-756 (X12B2MФ) и X18H12T в воздушной атмосфере. Опыты проводились в усло-

виях без промежуточных охладений печей и без промежуточной выемки опытных образцов.

Испытания с перлитными сталями проводились в интервале температур 540–650 °С, а со сталями ЭИ-756 и Х18Н12Т-580–700 °С на базе времени 1200 часов. Опыты проводились с плоскими шлифованными образцами размером 40x10x3мм. Количество корродированного металла определялось по разности масс чистого образца до и после испытания. Оксидная пленка с образцов снималась в жидком натрии при пропускании аммиака.

Результаты экспериментов для сталей 12Х1МФ и Х18Н12Т в виде зависимости логарифма глубины коррозии ΔS от логарифма времени приведены на фиг. 1.

До сих пор для математического описания процесса окисления металлов применялось уравнение, по которому количество корродированного металла выражается:

$$q = k\tau^n, \quad (1)$$

где k — постоянная скорости реакции;

τ — время;

n — показатель окисления.

Влияние температуры на скорость коррозии в этом уравнении связано в основном с зависимостью константы скорости коррозии от температуры, которая в ее классическом виде выражается уравнением Аррениуса:

$$k = k_0 \exp\left(-\frac{E}{RT}\right), \quad (2)$$

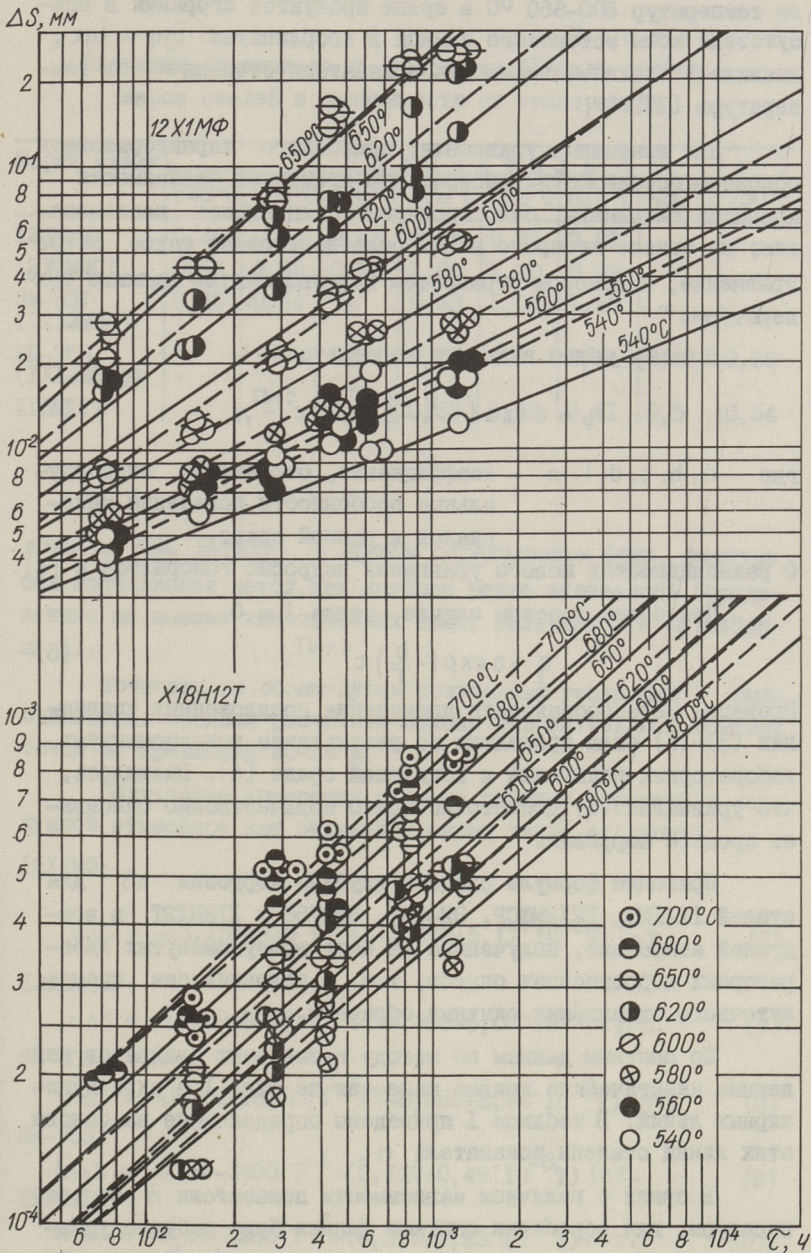
где E — энергия активации.

Следовательно,

$$q = k_0 \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) \tau^n. \quad (3)$$

Анализ результатов коррозионных испытаний котельных сталей показал, что уравнение (3) не всегда характеризует с необходимой точностью действительные закономерности окисления стали разных классов в различных условиях.

Так, например, при изображении данных лабораторных коррозионных опытов сталей 12Х1МФ, 12Х2МФСР, ЭИ-531, ЭИ-756 и Х18Н12Т, полученных на базе 5000 часов в интерва-



Фиг. 1. Глубина коррозии сталей 12X1MΦ и X18H12T в воздушной атмосфере. (Кинетические линии пунктирные, расчетные линии - сплошные).

ле температур 500–650 °С в среде продуктов сгорания в присутствии золы эстонского сланца в координатах $\lg q - \lg \tau$, выявилась четкая зависимость показателя степени n от температуры [1].

Для изыскания уравнения, способного характеризовать основные особенности температурно–временной зависимости процесса окисления, было проведено специальное исследование, на основе которого в [4] было предложено такое новое уравнение, в котором отражается вышеупомянутое влияние температуры.

В самом общем виде оно выражается:

$$q = a \exp\left(-\frac{b + lT^{m+1}}{T}\right) \tau^{c+dT}, \quad (4)$$

где a, b, c, d, l, m – коэффициенты, отражающие индивидуальные особенности поведения материалов в данной среде.

О разновидностях нового уравнения подробно говорилось в [4].

При более простом случае, когда $l = 0$

$$q = a \exp\left(-\frac{b}{T}\right) \tau^{c+dT}. \quad (5)$$

Проверка целесообразности применения предложенных уравнений (3)–(5) была проведена по результатам вышеупомянутых лабораторных испытаний в воздушной среде [4]. Выявилось, что уравнение (5) достаточно точно количественно описывает процесс коррозии.

Приводим формулы расчета глубины коррозии ΔS для сталей I2X1MФ, I2X2MФCP, ЭИ–53I, ЭИ–756 и X18H12T в воздушной атмосфере, полученные на базе вышеупомянутых лабораторных коррозионных опытов, т.е. в условиях без промежуточного охлаждения опытных образцов.

По опытным данным по методу наименьших квадратов найденные кинетические кривые нанесены на фиг. I в виде пунктирных линий. В таблице I приведены определенные на основе этих линий степени показателя n .

В связи с наличием зависимости показателя n от температуры, для обработки опытных данных было выбрано уравнение (5). Коэффициенты уравнения a, b, c, d были най-

Т а б л и ц а I

Значения показателя n уравнения (I) для разных марок сталей в зависимости от температуры

Марка стали	Показатель n							
	540°C	560°C	580°C	600°C	620°C	650°C	680°C	700°C
I2XIMФ	0,46	0,48	0,56	0,73	0,82	0,87	-	-
I2X2MФCP	0,56	0,58	0,76	1,05	1,20	0,99	-	-
ЭИ-53I (I2X2MФБ)	0,45	0,54	-	0,63	1,06	1,30	-	-
ЭИ-756 (IXI2B2MФ)	-	-	0,58	0,45	-	0,54	0,57	0,60
XI8HI2T	-	-	0,5I	0,53	0,58	0,5I	0,5	0,54

дены на ЭВМ. Наряду с прямым определением этих величин был использован метод, при котором ранее задавались определенные на основе кинетических линий величины s и d (таблица I).

Точность по обоим путям полученных уравнений была одинакова. Средняя расчетная ошибка относительно опытных точек не превышала 20-25 %.

Полученные уравнения расчета глубины коррозии в воздушной атмосфере для отдельных марок стали следующие:

I2XIMФ:

$$\ln \Delta S = -13,15 + 4820 T^{-1} + (-3,772 + 5,12 \cdot 10^{-3} T) \ln \tau, \quad (6)$$

I2X2MФCP:

$$\ln \Delta S = -19,89 + 9270 T^{-1} + (-4,388 + 6,06 \cdot 10^{-3} T) \ln \tau, \quad (7)$$

ЭИ-53I:

$$\ln \Delta S = -39,51 + 26350 T^{-1} + (-6,883 + 8,84 \cdot 10^{-3} T) \ln \tau, \quad (8)$$

ЭИ-756:

$$\ln \Delta S = -7,65 - 3480 T^{-1} + (0,117 + 0,49 \cdot 10^{-3} T) \ln \tau, \quad (9)$$

XI8HI2T:

$$\ln \Delta S = -6,30 - 4280 T^{-1} + (0,297 + 0,23 \cdot 10^{-3} T) \ln \tau. \quad (10)$$

Здесь ΔS - глубина коррозии, мм;
 T - температура, К;
 τ - время, ч.

По уравнениям (6) и (10) на фиг. 1 изображены также расчетные линии сплошными.

Л и т е р а т у р а

1. Э п и к И.П., То м а н н Э.Л., О т с А.А. Лабораторное исследование кинетики окисления котельных сталей в среде продуктов сгорания сланцев. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1971, серия А, № 316.
2. А н т и к а й н П.А., Р ы т в и н с к и й А.И., З у с м а н В.М. "Теплоэнергетика", 1969, № 3.
3. К о н т о р о в с к и й А.З., В а с ю ч к о в а К.И., К у з н е ц о в а Т.П. "Теплоэнергетика", 1964, № 2.
4. Т р у н и н И.И., Т ю л ь п и н К.К., Л о г и н о в Э.А., О т с А.А., А н т и к а й н П.А., З у с м а н В.М., М а к с и м о в А.И. Влияние минеральной части энергетических топлив на условия работы парогенераторов. - Материалы Всесоюзной конференции, том ШБ, Таллин, 1974.

A. Ots, E. Tomann, R. Touart

Some Results of Corrosion Resistance Study of Boiler Steels in the Air

Summary

In this article the results of the laboratory investigations of high-temperature corrosion resistance of the boiler steels 12X1MФ, 12X2MФCP, ЭИ-531, ЭИ-756 and XI8H12T in the air are presented. The tests were carried out at temperatures in the range of 500-700 °C during 1200 h. The formulas of calculating the loss of wall thickness are given.

УДК 662.94:620.193

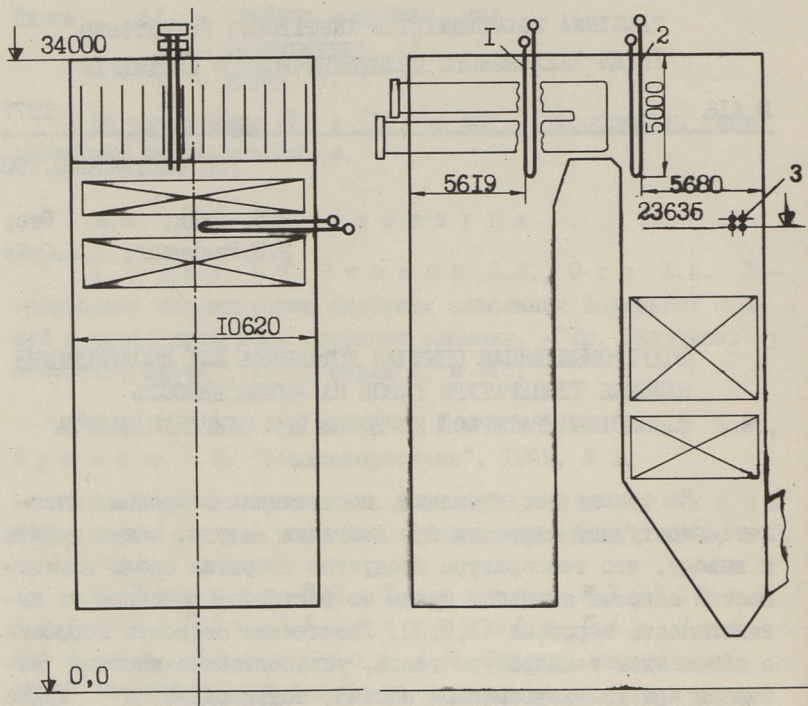
Я.П. Лайд, А.А. Отс,
Р.Э.Рандманн, Х.Х.Суйк

ПОЛУПРОМЫШЛЕННАЯ ОПЫТНАЯ УСТАНОВКА ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ
ВЛИЯНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ ГАЗОВ НА ИНТЕНСИВНОСТЬ
ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ КОРРОЗИИ ПРИ СЖИГАНИИ МАЗУТА

На основе исследований, посвященных вопросам высокотемпературной коррозии при сжигании мазута, можно прийти к выводу, что температура продуктов сгорания около поверхностей нагрева является одним из факторов, влияющих на интенсивность коррозии [1,2,3]. Увеличение скорости коррозии с повышением температуры газов, установленное многими авторами при кратковременных опытах, подтверждается также исследованиями, проведенными в стендовых условиях [4]. В то же время данных о влиянии температуры газов на интенсивность высокотемпературной коррозии в промышленных условиях при длительной эксплуатации поверхностей нагрева весьма мало. Кроме того, согласно доступным данным, не проведены специальные исследования в промышленных условиях, целью которых было бы определение, независимо от других факторов, влияния температуры продуктов сгорания на интенсивность коррозии.

С целью проверки на работающем парогенераторе действия закономерности, установленной во время стендовых опытов, т.е. для выявления влияния температуры газов на глубину коррозии при постоянных температурах металла в промышленных условиях при длительности экспериментов от 2 до 5 тысяч часов и более была создана опытная установка.

В настоящей статье приводится описание полупромышленной установки для исследования влияния температуры продуктов сгорания на интенсивность высокотемпературной кор-

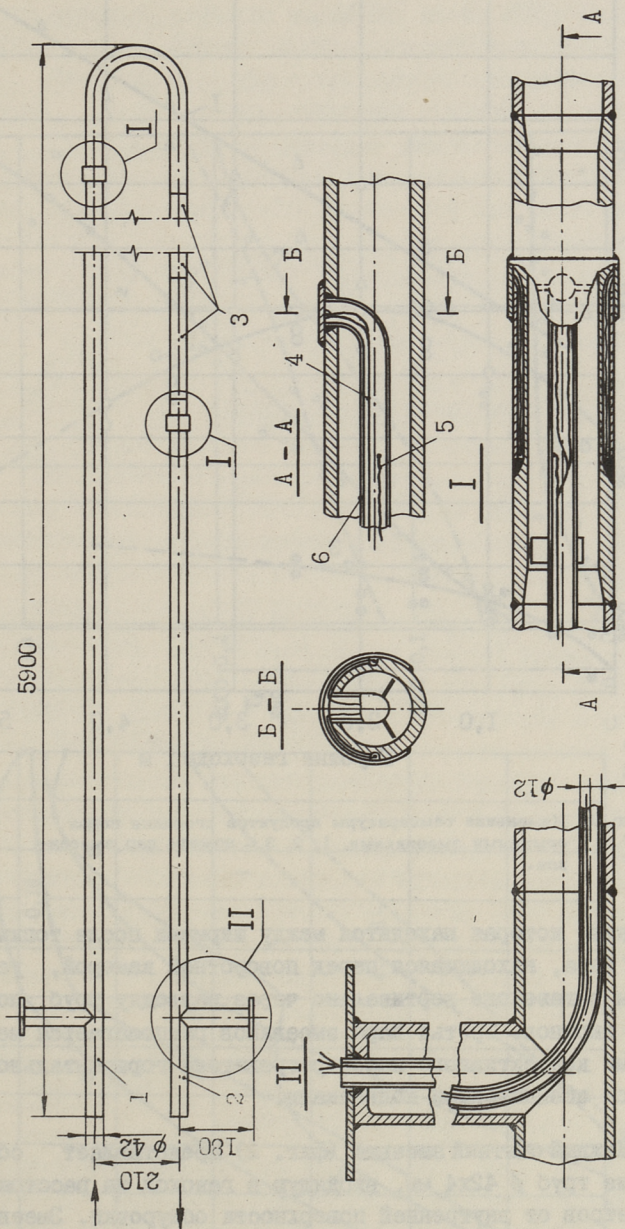


Фиг. 1. Схема расположения опытных змеевиков в газо-
ходе парогенератора ТИМП-114.

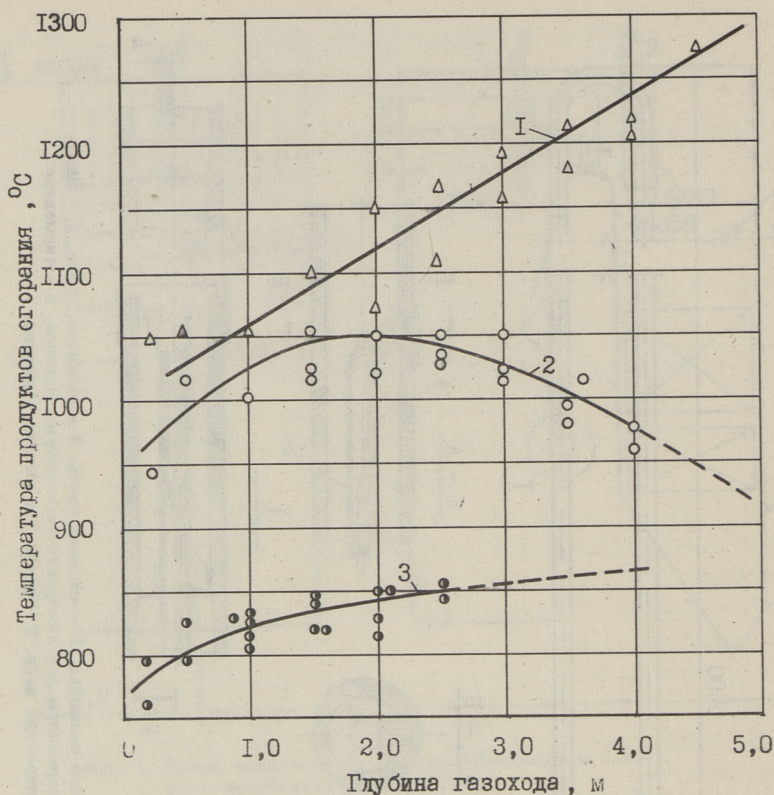
1 - в диапазоне температуры газов 950-1250 °С,
2 - 900-1050 °С, 3 - 700-850 °С.

розии котельных сталей, изложена методика проведения исследований и пример обработки опытных данных.

Полупромышленная опытная установка, состоящая из нескольких опытных змеевиков, была создана на газомазутном парогенераторе Таганрогского котельного завода ТИМП-114 (паропроизводительность по первичному пару $D = 264$ кг/с (950 т/ч), давление $p_{не} = 255/37$ кгс/см², температура пара $t_{не} = 565/570$ °С). В газоходе одного корпуса парогенератора блока № 8 Литовской ГРЭС были установлены опытные змеевики в трех температурных зонах (фиг. 1). Средняя температура продуктов сгорания при нагрузках котла от 50 до 100 % имеет в названных трех зонах следующие величины: 950-1250, 900-1050 и 700-850 °С. В каждой зоне установлены по два змеевика. Первая по ходу газов пара



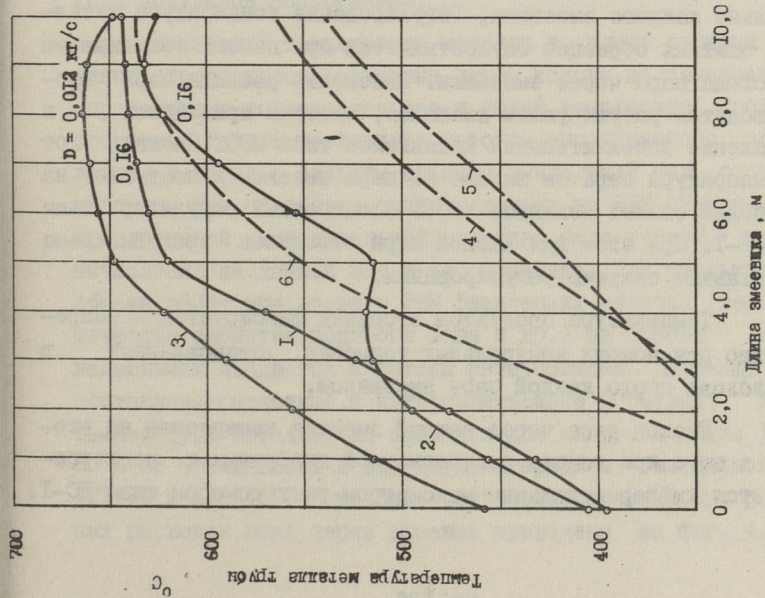
Фиг. 2. Конструкция опытного змеевика. 1 - входная труба, 2 - выходная труба, 3 - опытные образцы, 4 - термометры для измерения температуры металла, 5 - термометры для измерения температуры пара, 6 - труба для вывода термометра.



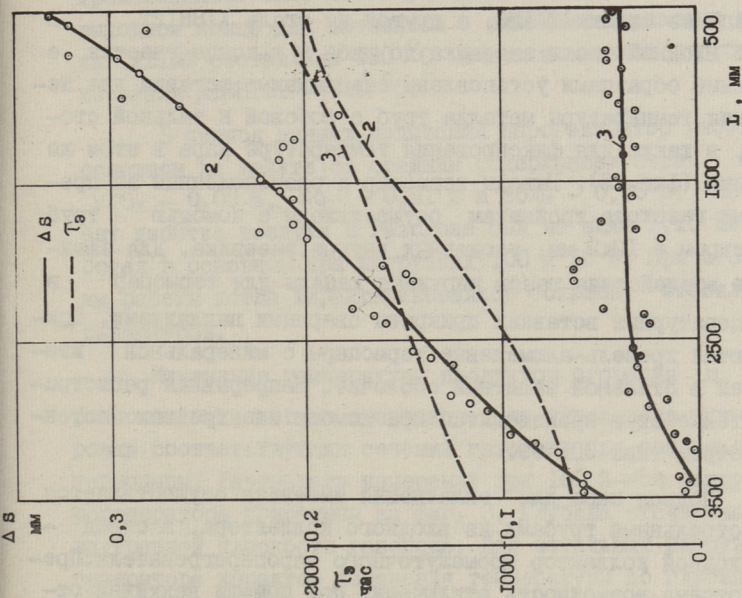
Фиг. 3. Изменение температуры продуктов сгорания перед опытными змеевиками. 1, 2, 3 - номера пар змеевиков.

змеевиков, которая находится между ширмами после топки, и вторая пара, находящаяся перед поворотной камерой, установлены в газоходе вертикально через разводку труб потолочных экранов. Третья пара змеевиков располагается между пакетами конвективного пароперегревателя горизонтально и крепится специальными подвесками.

Каждый опытный змеевик (фиг. 2) представляет собой петлю из труб ϕ 42x4 мм, входящую в газоход на расстояние пяти метров от внутренней поверхности обмуровки. Змеевики включены параллельно вторичному пароперегревателю и охлаждаются паром с максимальным давлением 39 кгс/см². Пер-



Фиг. 4. Расчеты температуры металла змеевиков из стали 12Х1МФ. 1 - температура металла в диапазоне температуры продуктов сгорания 850-1250 °C, 2 - 800-1050 °C, 3 - 700-850 °C, 4, 5 и 6 - температура пара. D - расход пара через змеевик.



Фиг. 5. Изменение глубины коррозии ΔS стали Х18Н12Т и эквивалентного времени τ_3 по длине змеевика (L - расстояние от замеряемого сечения) в разных диапазонах температуры продуктов сгорания, 2 - 900-1050 °C, 3 - 700-850 °C. Расчетная температура металла 620 °C.

вая половина змеевика со стороны входа пара изготовлена из цельной трубы стали 12Х1МФ, а выходная половина состоит от 12 опытных образцов, каждый длиной в среднем 300 мм, и отводящей трубы, соединенных между собой сваркой. В каждой паре из опытных змеевиков один имеет опытные образцы из стали 12Х1МФ, а другой из стали Х18Н12Т. В конце входной части змеевика догиба и в конце участка с опытными образцами установлены специальные вставки для измерения температуры металла труб с лобовой и тыльной стороны, в также для фиксирования температуры пара в этом же сечении (фиг. 2). Выводы термопар к расположенным за пределами газохода тройникам осуществлены с помощью труб диаметром ϕ 12x2 мм, уложенных внутри змеевика. Для защиты от воздействия газов наружные каналы для термопар в температурных вставках прикрыты сварными накладками. Применяются хромель-алюмелевые термопары с минеральной изоляцией в стальной защитной оболочке. Непрерывная регистрация температур производится при помощи электронных потенциометров типа ЭПР-09.

Подвод пара для охлаждения змеевика осуществляется магистральными трубами из входного коллектора, а отвод — в выходной коллектор промежуточного пароперегревателя. Предусмотрена возможность отключения при помощи вентилей отдельно каждого змеевика. Регулирование температуры металла опытных образцов осуществляется при помощи изменения расхода пара через змеевики. Изменение расхода пара производится регулирующим клапаном, который приводится в движение исполнительным механизмом типа МЭО. Сигнал от температуры пара на выходе из пары змеевиков поступает на исполнительный механизм через электронный регулятор типа РПИБ-Т. При этом для каждой пары змеевиков предусмотрена отдельная система регулирования.

Температура продуктов сгорания фиксируется непрерывно при помощи контрольных термопар, установленных в газоходе около каждой пары змеевиков.

Расход пара через каждый змеевик измеряется на входе в него при помощи расходомерной диафрагмы и регистрируется дифференциальным манометром-расходомером типа ДС-1.

Рассмотрим некоторые результаты опытов с общей продолжительностью работы змеевиков около 3500 часов. Из этого времени примерно 1500 часов парогенератор проработал при 100 %-ной нагрузке. Регулировка охлаждения змеевиков производилась так, чтобы рабочая температура металла на выходном конце для змеевиков с опытными образцами из стали I2XIMФ составляла 580°C и для змеевиков с образцами из стали XI8NI2T - 620°C .

В период данных испытаний парогенератор работал в основном на мазуте со средним содержанием серы 2,7 %, V_2O_5 - 0,02 %, Nd_2O - 0,01 % и золы - 0,05 %. Коэффициент избытка воздуха в газоходе был не ниже 1,1. Котел работал в основном при нагрузках 100 и 50 %. При этом режимы работы котла характеризовались большой стабильностью параметров.

Изменение температуры продуктов сгорания в местах расположения опытных змеевиков было определено путем тарировки соответствующих сечений газохода при помощи отсосной термопары. Результаты измерений при 100 %-ной нагрузке парогенератора приведены на фиг. 3. Глубина отсчитана от внутренней плоскости газохода. Для остальных нагрузок парогенератора характер изменения температуры по глубине газохода получился аналогичным.

Изменение температуры металла по длине опытных змеевиков определялось расчетным путем исходя из температур в определенных точках змеевика и полей температур продуктов сгорания. Расчет проводился методом многократного приближения. В связи с большим объемом вычислений был составлен алгоритм для обработки опытных данных на ЭВМ "Минск-22". В предложенной вычислительной методике были учтены порядок вычислений на данной ЭВМ и ее специфика. Для уменьшения объема работ при вводе в ЭВМ физических величин (термодинамические свойства водяного пара и др.) на основе метода наименьших квадратов и метода интерполяции Ньютона были составлены расчетные и интерполяционные формулы. Расчет температуры металла был проведен для нагрузок котла 100 и 50 % от номинальной и для двух материалов змеевиков - I2XIMФ и XI8NI2T. Некоторые результаты расчета при различных расходах пара через змеевик приведены на фиг. 4. При-

веденная здесь величина температуры металла представляет собой усредненную по окружности трубы температуру. Эквивалентное время работы опытных змеевиков определялось согласно методике [5]. За расчетные температуры были выбраны 580 и 620 °С.

Определение глубины коррозии исследуемых трубных образцов заключалось в точном измерении их наружного диаметра до и после испытания. После испытания образцы подвергались очистке от окалины в жидком натрии. Диаметры измерялись микрометром с ценой деления 0,01 мм в трех сечениях по длине каждого образца и в четырех плоскостях через 45°. При этом измерительные точки размечались на поверхности трубы при помощи шаблона. Некоторые результаты определения глубины коррозии и эквивалентного времени по длине змеевика представлены на фиг. 5, где сопоставляются эти величины для змеевиков, работающих в диапазонах температур газов 900–1050 и 700–850 °С. Видно, что при равных эквивалентных временах интенсивность коррозии стали X18Ni2T при более высокой температуре газов значительно больше.

В результате проведенных исследований достигнута основная цель – проверено в промышленных условиях действие закономерностей коррозионного процесса, полученных ранее на стенде. Установлено существенное влияние температуры продуктов сгорания на интенсивность высокотемпературной коррозии.

Л и т е р а т у р а

1. Chaikivsky M., Siegmund C.W. Low-Excess-Air Combustion of Heavy-Fuel. High-Temperature Deposits and Corrosion. "Trans.ASME", ser. "A", vol. 87, No 4, 1965, 56–69.
2. Hansen W.A., Kessler G.W. Fuel-Ash Corrosion and Its Effect on Boiler Design. "Trans. ASME", ser. "A", vol. 87, No 2, 1965, 103–109.
3. Phillips N.D., Wagoner C.L. Oil-Ash Corrosion of Superheater Alloys in a Pilot-Scale Furnace – Reduction by Use of Additives. "ASME Paper" No 59-A-281, Dec., 1959, 1–8.

4. Ансон П.И., Лайд Я.П., Христич Л.М.
Резник В.И. О влиянии температуры продуктов сгорания
на скорость высокотемпературной коррозии. - "Известия ву-
зов. Энергетика", 1972, № I, 78-81.

5. ОСТ 108.030.01-75. Котлы паровые. Методика корро-
зионных испытаний.

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

A Pilot Plant to Investigate the Effect of Flue-Gas
Temperature on High-Temperature Corrosion Intensity
when Burning Residual Oil

Summary

A test rig operating on a large oil-burning boiler was used to determine the effect of fuel-oil combustion products temperature on the fireside corrosion of heat-resisting steels. The experimental investigation procedure has been described and an example of experimental data handling has been given.

В.А.Варес, В.П.Глебов, В.М.Зусман,
Р.А.Круус, Х.А.Кяар, И.Р.Микк,
Г.С.Либинсон, Н.Б.Эскин

ИССЛЕДОВАНИЕ НЕКОТОРЫХ СТРУКТУРНЫХ
ХАРАКТЕРИСТИК ВНУТРЕННИХ ЖЕЛЕЗООКИСНЫХ
ОТЛОЖЕНИЙ

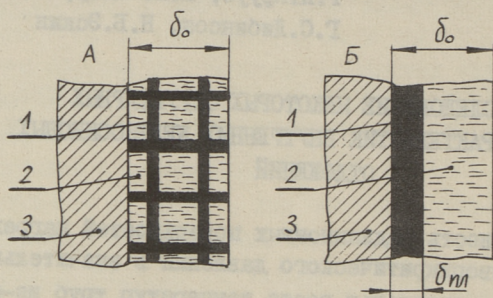
Надежность радиационных поверхностей нагрева котлоагрегатов сверхкритического давления в значительной мере определяется скоростью роста температур труб из-за постепенного накопления в них слоя железистоокисных отложений. Необходимость учета термического сопротивления этих отложений при расчете температурного режима работы обогреваемых труб очевидна.

Известно, что термическое сопротивление отложений в значительной степени зависит от их структурных характеристик.

В настоящей статье приводятся результаты исследований некоторых структурных характеристик внутренних железистоокисных отложений образовавшихся в трубах нижней радиационной части котлоагрегата.

Эти исследования являются частью комплексной программы работ, изложенной в [1]. Микроструктурный анализ образцов труб показал, что все железистоокисные отложения, состоящие преимущественно из магнетита (Fe_3O_4), несмотря на многообразие их структур, в основном сходны между собой. Это сходство заключается в наличии двух слоев — наружного рыхлого (эпитактического), обычно легко удаляемого при механической очистке, и внутреннего (топотактического), плотно прилегающего к металлу трубы. Оба слоя сформированы из кристаллов. Ниже приводится методика экспериментального определения толщины топотактического слоя.

Предполагается существование проникающих (вентилируемых) пор в эпитактическом слое и отсутствие их в топотактическом слое. Учитывая значительную разницу в удельных электрических проводимостях магнетита ($\sigma_1 = (0,2 \dots 1) \cdot 10^{-3}$ I/(Ом.см)) и электролита (1,0 Н раствор KCl, $\sigma_2 = 0,2$ I/(Ом.см)) можно судить о толщине непроницаемого (топотактического) слоя по величине электрической проводимости.



Фиг. 1. Предельные структуры отложений:
 А - проникающая структура, Б - двухслойная структура, 1 - магнетит, 2 - жидкость, 3 - стенка трубы, δ_0 - суммарная толщина слоя отложений, $\delta_{пл}$ - толщина плотного магнетитового слоя

Влияние структуры на проводимость рассмотрим на примере двух гипотетических материалов. На фиг. 1, А изображена взаимопроникающая структура, в которой компоненты образуют ортогональную трехмерную решетку с кубической симметрией. Объемная доля магнетита $n_{v1} = 0,3$, электролита соответственно $n_{v2} = 0,7$. Эффективная проводимость определяется по [2], с учетом $\nu = \sigma_1/\sigma_2 = 0$

$$\sigma_{эфф}^A = c^2 \sigma_2, \quad (1)$$

где c является безразмерным коэффициентом, зависящим от объемного содержания компонента, при $n_{v2} = 0,7$, $c = 0,37$. В случае двухслойной структуры (фиг. 1, Б), где пористость магнетитового слоя принимается равной нулю, эффективная проводимость выражается как

$$\sigma_{эфф}^B = \frac{\sigma_1 \cdot \sigma_2}{n_{v1} \sigma_2 + n_{v2} \sigma_1}. \quad (2)$$

Сравнивая результаты расчета по (1) и (2), можем сделать заключение ($\sigma_{эфф}^A \gg \sigma_{эфф}^B$), что структура существенно влияет на эффективную проводимость материала.

Действительная структура железистоокисных отложений представляет собой комбинацию из двух приведенных слоев; при этом эпитактический слой приближается к А, а топотактический к - Б (фиг. 1).

Методика основывается на сравнительных опытах определения электрического сопротивления слоя электролита с железистоокисными отложениями и без них. Разность электрических сопротивлений преимущественно обусловлена наличием и толщиной топотактического слоя. Тогда

$$n_{v1} = \frac{\Delta R \cdot \sigma_2}{K(\sigma_2/\sigma_1 - 1)},$$

где n_{v1} - относительная толщина топотактического слоя, если принять за характерный геометрический размер δ_0 ;

ΔR - разность электрических сопротивлений, Ом;

K - геометрическая постоянная измерительной ячейки, 1/см.

Экспериментальная установка позволяет определить электропроводность при давлениях от атмосферного до 25 МПа и в интервале температур от комнатных до 100 °С.

В рабочем блоке из нержавеющей стали смонтирован опытный образец длиной ~ 50 мм, вырезанный из экранной трубы с натурными отложениями. Внутренний электрод из нержавеющей стали тщательно центрирован и образует зазор между электродом и образцом ~ 3 мм.

Рабочий блок помещен в водяной термостат, давление в блоке создается масляным прессом. Рабочее тело пресса и заполняющий блок электролит рассоединены ртутным затвором.

Измерение электрического сопротивления производится по мостовой схеме, которая питается от генератора звуковой частоты.

При повторном опыте отложения механически удаляются до металлического блеска стенки трубы.

Погрешность методики определяется в первую очередь несоответствием действительной структуры железистоокисных отложений к расчетной, которая принята в основу методики, а также погрешностью при выборе σ_1 [3, 4].

Интегральную толщину эпитаكتического слоя по образцу можно определить как разность между общей толщиной слоя отложений и толщиной топотактического слоя.

Толщина топотактического слоя для натуральных отложений из котла ПК-4I лежит в пределах от 15 до 25 мкм. Путем непосредственных измерений методом "ступеньки" [1] установлено, что для исследованных образцов средняя толщина внутреннего слоя составляет 20 мкм.

Результаты экспериментов свидетельствуют о полном заполнении наружного слоя отложений жидкостью в исследуемом интервале давлений.

С использованием фотографий, полученных на растровом микроскопе при увеличениях от 400 до 2000 раз, проведен анализ обоих слоев железистоокисных (магнетитовых) отложений.

У большинства образцов поверхность наружного слоя покрыта сеткой сообщающихся макропор, ориентированных преимущественно по периметру стенки трубы. На поверхности внутреннего слоя сетка макропор выражена менее ярко.

Проведен статистический подсчет суммарной протяженности и средней ширины сообщающихся макропор, а также пор между кристаллами (микропор). Анализ этих данных позволил установить, что средняя ширина макропор в наружном слое составляет около 5 мкм, во внутреннем — около 1 мкм. Средний размер микропор для наружного слоя отложений составляет 1 мкм, для внутреннего — 0,5 мкм.

Статистический анализ показал также, что общая пористость слоев отложений определяется в основном количеством микропор. Если величину общей пористости наружного слоя принять за 1, то вклад микропор составит 0,75. Для внутреннего слоя этот вклад еще больше и равен примерно 0,85.

Определение эффективного размера пор слоев отложений проводили методом капиллярного смачивания.

Известно, что при частичном погружении капиллярной системы в жидкость, последняя поднимается по капиллярам под действием сил поверхностного натяжения. Скорость этого движения зависит, в частности, от величины диаметра капилляра, которую можно определить по формуле:

$$d = \frac{4h^2\eta}{\sigma \cdot t}, \quad (3)$$

где d — диаметр капилляра, М;
 η — динамическая вязкость жидкости, Н·с/м²;
 σ — коэффициент поверхностного натяжения жидкости, Н/м;
 t — время подъема жидкости по капилляру на высоту h , с.

Полученное таким образом значение d для пористых систем, каковой является слой отложений, можно интерпретировать следующим образом: если бы образец содержал систему капилляров с диаметром, равным найденному значению, жидкость в такой модели перемещалась бы с такой скоростью, как и в испытуемом образце.

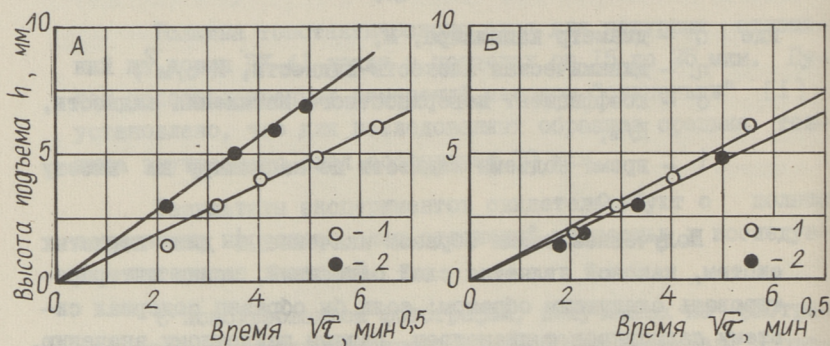
Опыты для определения эффективного диаметра пор проводили по следующей методике.

Торцевая часть образца с железистоокисными отложениями, представляющего собой полосу длиной 60 мм, шириной 10 мм и толщиной 6 мм, вырезанную из трубчатого образца, погружалась в вазелиновое масло на 3–5 мм. Выбор вазелинового масла в качестве жидкости для опытов определялся хорошей смачиваемостью его с отложениями и малой упругостью паров. За образцом укрепляли миллиметровую шкалу и при различных моментах времени фиксировали высоту подъема масла h по шкале.

По результатам опытов строили зависимости $h - \sqrt{t}$ (фиг. 2), используя которые с помощью уравнения (3) подсчитывали величину эффективного диаметра пор образца в направлении, совпадающем с осью труб.

По аналогичной методике были измерены значения диаметров пор при движении масла по периметру испытуемой трубы. В качестве образцов использовали вырезанные из

труб полукольца шириной 10–15 мм, на которых в одном случае имелись оба слоя отложений (наружный и внутренний), а в другом – только внутренний. Учитывая, что внутренний слой имеет существенно меньший эффективный диаметр пор, чем наружный, можно в первом приближении считать, что при наличии двух слоев скорость распространения масла определяется в основном его движением в наружном слое.



Фиг. 2. Результаты опытов по определению эффективного диаметра пор.

А – Костромская ГРЭС, котлоагрегат типа ТГМП-114,

Б – Конаковская ГРЭС, котлоагрегат типа ПК-41,

1, 2 – номера опытов

Из анализа результатов измерений следует, что эффективный диаметр пор в наружном слое в направлении, совпадающем с осью трубы, в 1,5–2 раза меньше, чем по периметру трубы. Кроме того, диаметр пор в наружном слое примерно в два раза больше, чем во внутреннем.

Это позволяет сделать вывод, что система макропор преимущественно ориентирована по периметру трубы.

Приведенные опытные данные подтверждают наличие двухслойного строения отложений с резко различающимися характеристиками структуры, что заставляет их рассматривать раздельно при расчете теплопереноса.

Л и т е р а т у р а

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

2. Дульнев Г.И. Перенос тепла через твердые дисперсные системы. ИФЖ, т. 9, 1965, № 3.

3. Техническая энциклопедия. Справочник физических, химических и технологических величин. Под ред. Л.К. Мартенса, М., 1936.

4. Eliäek J. et al. Beitrag zur Bewertung der Oxidschichten in Siederöhren von Dampferzeugern. Acta hydrochim et hydrobiol., 2, Nr. 3, 1974.

V. Vares, V. Glebov, V. Zussmann, R. Kruus,
H. Käär, G. Libinson, I. Mikk, N. Eskin

An Investigation of Some Structural Characteristics
of the Inner Ferrous-Oxide Deposits of the Steam

Generators

Summary

The experimental data of the layers thickness of the inner ferrous-oxide deposits of the supercritical pressure steam generators are given. The thickness of the lower layer of the deposits lie within the range of 15 to 25 micrometers.

Determining the effective diameter of pores is performed by the capillary-wetting method.

Considerable difference between structural characteristics of the lower and upper layers is supported by experimental data.

А.А. Варес, В.А. Варес, Р.А. Круус,
Х.А. Кяар, Л.А. Лыхмус

ОБ ОПРЕДЕЛЕНИИ ТЕРМИЧЕСКОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ
ЖЕЛЕЗОКИСНЫХ ОТЛОЖЕНИЙ НА ВНУТРЕННЕЙ
ПОВЕРХНОСТИ ТРУБ

Известно, что в трубах теплонапряженных поверхностей нагрева парогенераторов образуется нарастающий со временем слой железокисных отложений, вследствие чего температурный режим труб ухудшается. Это приводит к разрушению труб при длительной эксплуатации.

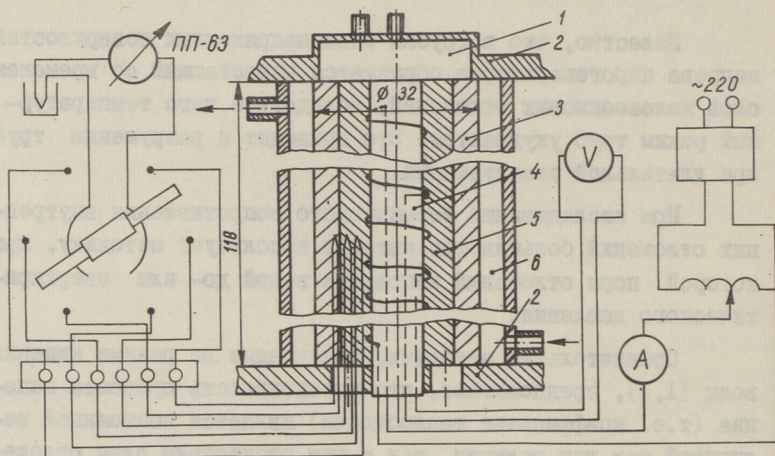
При исследовании термического сопротивления внутренних отложений большинство авторов использует методику, при которой поры отложений наполнены водой до- или сверхкритического давления.

Сравнительные методики, основанные на режиме кипения воды [1,2], предполагают, что интенсивность процесса кипения (т.е. коэффициент теплоотдачи) является постоянной величиной как при наличии, так и при отсутствии слоя отложений на поверхности теплообмена. Известно, что пористые покрытия существенно влияют на интенсивность процесса кипения [3].

Экспериментальные данные, полученные на стендах со сверхкритическими параметрами [4], дают действительные значения термического сопротивления. Однако изменение свойств наполнителя (воды сверхкритического давления) в порах отложений не позволяет определить влияние скелета железокисных отложений на термическое сопротивление слоя. Поэтому был разработан абсолютный метод определения термического сопротивления отложений, в котором физические свойства наполнителя в порах не меняются по толщине слоя, а с наружной поверхности теплообмен происходит теплопроводностью.

При проектировании установки особое внимание обращалось на следующие вопросы:

- уменьшение контактного термического сопротивления на границе отложение-наполнитель;
- получение максимального полезного сигнала (отношение термического сопротивления слоя отложений к измеряемому термическому сопротивлению);
- точное определение координат точек измерения температур;
- организация максимальных тепловых потоков через слой отложений.



Фиг. 1. Схема опытной установки.

На фиг. 1 показана схема установки. Опытный образец, вырезанный из парогенератора труб с железистыми отложениями 3, центрирован по отношению к нагревателю 4 фланцами 2. Высокоомный нагреватель из манганиновой проволоки $d = 0,4$ мм намотан на сердечник с диаметром $d = 7$ мм. С внешней стороны нагреватель покрыт тонким слоем эпоксидной смолы. Потенциальные выводы (длина активного участка ~ 50 мм) находятся в соответствующих пазах сердечника. Объем между слоем отложений и нагревателем наполнен сплавом Вуда 5. Снаружи находится водяная рубашка. Для

заполнения пор водой на верхнем фланце образца имеется водной патрубком I. Нагреватель включен в схему питания через стабилизатор напряжения и автотрансформатор.

Измерительная схема для определения теплового потока состоит из амперметра Э 59 (класс точности 0,5) и вольтметра Д 523 (класс точности 0,5).

Температура измеряется ХК термопарами ($d = 0,2$ мм), изолированными намотанной нитью стекловолкна и слоем эпоксидной смолы. Термопары расположены в стенке трубы (в отверстиях диаметрами 2 мм) непосредственно около слоя отложений и вблизи нагревателя. По периметру трубы монтировались 4 термопары в стенке трубы, 4 около слоя отложений и 2 около нагревателя.

Сплав Вуда выбран в качестве наполнителя по следующим соображениям:

- низкая температура плавления, $t_{пл} = 70 \div 74$ °С;
- относительно высокое значение коэффициента теплопроводности $\lambda = 13$ Вт/(м·К);
- при затвердении объем не уменьшается.

Наполнение установки сплавом Вуда проведено в вакуумной камере (остаточное давление $\sim 5 \cdot 10^{-1}$ мм рт.ст.) с целью улучшения контакта с шероховатой поверхностью отложений и предотвращения окисления жидкого сплава.

Опыты проводились на стационарном тепловом режиме, и максимальная температура сплава Вуда не превышала температуру плавления. На основе опытных данных определялись термические сопротивления отложений и коэффициент теплопроводности сплава Вуда. Данные по теплопроводности сплава Вуда являются тарировкой установки и дают представление о надежности экспериментальных данных.

После опытов исследуемые образцы разрезались, шлифовались и под микроскопом определяли координаты местонахождения спаев термопар, а также толщину слоя отложений.

Расчетная формула для определения линейного термического сопротивления слоя отложений имеет вид:

$$R_l^0 = \frac{2n\Delta t}{q_l} - (R_l^B + R_l^M), \quad (\text{м.к/Вт})$$

где R_l^0 , R_l^B и R_l^M — соответственно линейные термические сопротивления слоя отложений, слоя сплава Вуда между отложениями и термопарой вблизи отложений, стенки трубы образца до местонахождения термопары в стенке; Δt — измеряемый перепад температур между термопарами в стенке и вблизи отложений; q_l — линейный тепловой поток.

R_l^B и R_l^M определяли по измеряемым под микроскопом соответствующим толщинам и коэффициентам теплопроводности из опытов (для R_l^B) или из [5] (для R_l^M).

Эксперименты проведены на трех образцах, вырезанных из нижней радиационной части парогенератора ПК-4Г Конаковской ГРЭС (образцы 1, 2 и 3), и на одном образце, вырезанном из парогенератора ПК-4Г Литовской ГРЭС (образец 4).

Основные режимные характеристики опытов следующие:

— средняя температура слоя отложений изменяется в пределах от II до 35 °С;

— линейный тепловой поток находится в пределах от 400 до 4200 Вт/м;

— измеряемый перепад температур колеблется в пределах от I до 12 °С;

— стационарный тепловой режим устанавливается относительно быстро (~ 10 минут);

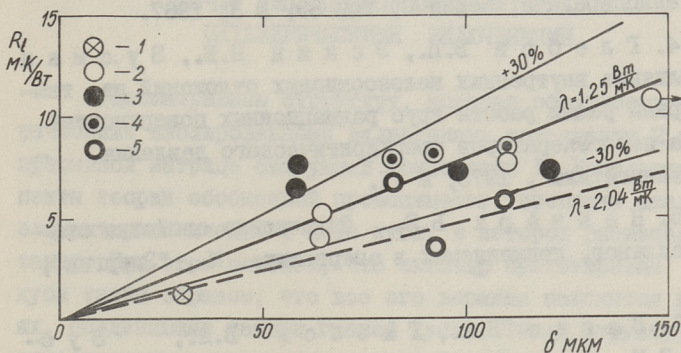
— опыты проведены в сторону увеличения и в сторону уменьшения тепловых потоков между соседними режимами. При этом систематического расхождения данных не наблюдается;

— термическое сопротивление слоя отложений составляет 30–70 % от измеряемого термического сопротивления.

Опыты с образцами 1, 2 и 3 проведены в условиях, когда в порах отложений был воздух. С образцом 4 провели две серии опытов. После опытов в условиях, когда в порах отложений был воздух, через верхний патрубок опытной установки в поры нагнетали воду под давлением 0,15 МПа до появления капель жидкости у нижнего торца образца и провели измерения.

Осредненные экспериментальные данные приведены на фиг. 2. Опытные данные для четырех образцов можно в первом приближении осреднить линейной зависимостью. Опытные данные характеризуют суммарное линейное термическое сопротив-

ление отложений. Как известно [6], железистые отложения состоят из двух слоев: наружного рыхлого слоя и внутреннего, плотно прилегающего к металлу труб слоя. Термическое сопротивление слоя в значительной степени зависит от его структурных характеристик. У образцов доля внутреннего слоя может быть различной. В зависимости от этого при одинаковой толщине отложений их суммарные термические сопротивления могут отличаться.



Фиг. 2. Зависимость линейного термического сопротивления отложений от толщины слоя. 1, 2, 3, 4 - опыты с образцами 1, 2, 3, 4, поры отложений наполнены воздухом. 5 - опыты с образцом 4, поры отложений наполнены водой.

Кроме того, разброс опытных точек объясняется и погрешностью при определении толщины слоя отложений.

По опытным данным определен средний коэффициент теплопроводности отложений при наличии в порах воздуха и воды. Так как заполнение образца сплавом Вуда производится в вакууме, то можно полагать, что неровности на наружной поверхности отложений были заполнены сплавом Вуда. Это позволяет пренебречь контактным сопротивлением и рекомендовать данную методику для определения термического сопротивления скелета железистых отложений.

Л и т е р а т у р а

1. Macbeth R.V., Tranberth R., Wood R.W. An investigation into the effect of crud deposits on surface temperature, dryout and pressure drop, with forced convection boiling of water at 69 bar in annular test section. AEEW-R-705, 1971.

2. K e l é n T., A r v e s e n J. Temperature increment from deposits on heat transfer surfaces: the thermal resistivity and thermal conductivity of deposits of magnetite, calcium hydroxy apatite, humus and copper oxides. AE-459, Aktiebolaget Atomenergi, Sweden 1972.

3. Э л р о д В.К. и др. Результаты исследования теплообмена при кипении в области низких тепловых нагрузок. Теплопередача, серия С, том 89, № 3, 1967.

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

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

6. В а р е с В.А., Г л е б о в В.П., З у с м а н В.М., К р у у с Р.А., К я а р Х.А., М и к к И.Р., Л и б и н с о н Г.С., Э с к и н Н.Б. Исследование некоторых структурных характеристик внутренних железокислых отложений. См. наст. сб. с. 141-147.

A. Vares, V. Vares, R. Kruus, H. Käär,
L. Lõhmus

On Determining the Thermal Resistivity of the
Ferrous-Oxide Inner Deposits on the Tubes

Summary

In this paper the installation for experimental determining of the thermal resistivity of thin ferrous-oxide layers formed on inner surfaces of steam generators tubes, is described.

The absolute steady-state method for cylindrical geometry is based on complementary layer of the solid material with high thermal conductivity.

Experimental data for some specimens are presented.

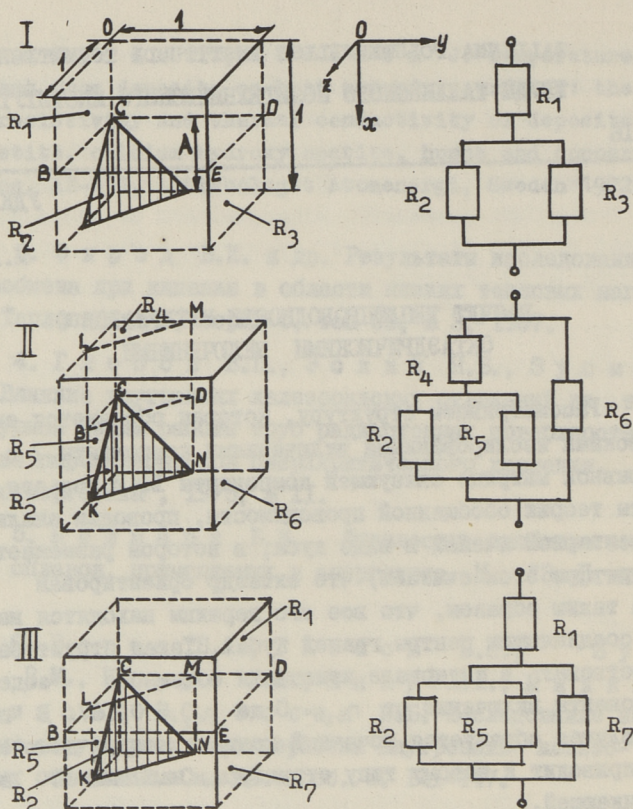
РАСЧЕТ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ МАТЕРИАЛОВ С
ОКТАЭДРИЧЕСКИМИ ВКЛЮЧЕНИЯМИ

Рассматриваем структуру, которая образуется октаэдрическими изолированными включениями компоненты 2 в непрерывной матрице связующей компоненты I. Используя аспекты теории обобщенной проводимости, проводим анализ для элементарной ячейки в виде куба, в которой размещается октаэдр. При этом считаем, что октаэдр ориентирован внутри куба таким образом, что все его вершины находятся на линиях, соединяющих центры граней куба. Такая структура может существовать в интервале изменения объемного содержания компоненты включений от $n_{v2} = 0$ до $n_{v2} = 0,167$. В последнем случае образуется точечный контакт между включениями, что приводит к новому типу структуры, называемой взаимопроницающей.

Известно, что форма изолированных невытянутых включений мало влияет на эффективную теплопроводность материала, если тип структуры остается неизменным. Но тип структуры существенно зависит от формы. Так, например, для матричной структуры включения в виде куба могут существовать в $0 < n_{v2} < 1$, в виде шара $0 < n_{v2} < 0,53$ (кубическая кладка) и т.д. Дополнительно нужно отметить, что октаэдр является широко распространенной формой для кристаллов различных веществ.

Ввиду наличия симметрии элементарной ячейки, дальнейший анализ проводим для ее $1/8$ части (см. фиг. I).

При выводе расчетной зависимости для эффективного коэффициента теплопроводности принимаем следующие упрощения: - на поверхностях раздела компонент отсутствуют контактные термические сопротивления;



Фиг. 1. Расчетная ячейка и соответствующие схемы соединения термических сопротивлений при различных способах разделения ее: I - изотермической поверхностью BCDE; II - изотермической (BCD) и адиабатической (KLMN) поверхностями; III - изотермической (BCDE) и адиабатической (KLMN) поверхностями.

- перенос тепла осуществляется только путем теплопроводности.

Весьма важным вопросом при выводе расчетной зависимости является способ линеаризации линий тока с целью упрощения формул без существенной потери точности.

Возможные схемы разделения элементарной ячейки адиабатическими и изотермическими поверхностями, а также соответствующие схемы соединения термических сопротивлений показаны на фиг. 1.

Считаем, что тепловой поток направлен по оси x . Безразмерный параметр A характеризует объемное содержание компонента включения $A = \sqrt{6n_{v2}}$; $0 \leq n_{v2} \leq 0,167$; $0 \leq A \leq 1$.

Поверхности BCDE и BCD являются изотермическими, KLMN — адиабатической.

В этом случае термические сопротивления выражаются

$$R_1 = \frac{1-A}{\lambda_1}; \quad R_4 = \frac{2(1-A)}{A^2\lambda_1}; \quad R_6 = \frac{2}{(2-A^2)\lambda_1}; \quad R_7 = \frac{2A}{(2-A^2)\lambda_1};$$

$$R' = f_1(R_2, R_3) = \int_0^A \frac{2dx}{x^2\lambda_2 + (1-x^2)\lambda_1};$$

$$R'' = f_2(R_2, R_5) = \int_0^A \frac{2dx}{x^2\lambda_2 + (A^2-x^2)\lambda_1}.$$

Эффективный коэффициент теплопроводности двухкомпонентного материала $\lambda_{\text{эфф}}$ находим с помощью суммарного термического сопротивления R_z

$$\lambda_{\text{эфф}} = \frac{L}{R_z \cdot S},$$

где высота и площадь поперечного сечения расчетного куба соответственно $L = 1$ и $S = 1 \cdot 1$.

На основе приведенных термических сопротивлений можно получить три формулы, результаты расчета по которым различаются до 35%. Выбор зависимости, которая дает результаты, наиболее близкие к истине, необходимо провести путем сопоставления их с точным решением.

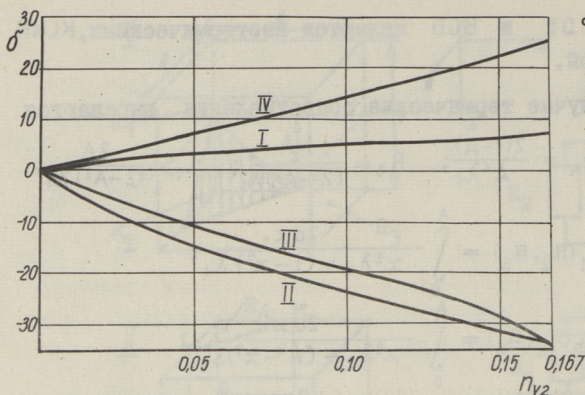
В качестве точного решения пользуемся данными численного решения на ЭЦМ, приведенными в [1]. Данные получены для наиболее неблагоприятного случая, когда коэффициент теплопроводности включения $\lambda_2 = 0$, что соответствует наибольшим искривлениям линии тока в ячейке.

Результаты сопоставления приводятся на фиг. 2.

Для примера на фиг. 2 нанесены также данные, найденные по формуле для включений в форме дипирамиды [2], которая выведена для случая $\lambda_2 < \lambda_1$.

Наиболее близкие результаты к численному решению дает схема I, и соответствующие расчетные зависимости можно рекомендовать для определения эффективного коэффициента теплопроводности.

$$\text{Если } \lambda_2 < \lambda_1, \quad \lambda_{\text{эфф}} = \lambda_1 \cdot \left[\frac{1}{1-A + \frac{1}{\sqrt{2(1-\nu)}} \ln \frac{\sqrt{2} + A\sqrt{1-\nu}}{\sqrt{2} - A\sqrt{1-\nu}}} \right] \quad (I)$$



Фиг. 2. Сопоставление результатов расчета с численным решением: I, II, III - соответственно по расчетным ячейкам; IV - [2]

$$\delta = \frac{\lambda_i - \lambda_{\text{числ.}}}{\lambda_{\text{числ.}}} \cdot 100 \%,$$

где $\lambda_{\text{числ.}}$ - данные численного решения, а

$i = I, II, III, IV$.

$$\text{При } \lambda_2 > \lambda_1 \quad \lambda_{\text{эфф}} = \lambda_1 \cdot \left[\frac{1}{1 - A + \sqrt{\frac{2}{\gamma - 1}} \arctan A \sqrt{\frac{\gamma - 1}{2}}} \right], \quad (2)$$

где $\gamma = \lambda_2 / \lambda_1$.

Формулы (I), (2) дают физически объяснимые результаты при предельных случаях.

Л и т е р а т у р а

1. Дульнев Г.Н., Заричняк Ю.П. Теплопроводность смесей и композиционных материалов. Справочная книга. Л., "Энергия", 1974.

2. Миснар А. Теплопроводность твердых тел, жидкостей, газов и их композиций. М., "Мир", 1968.

H. Käär

Thermal Conductivity Calculation of the Materials with Octahedronal Particles

Summary

A theoretical technique to predict the thermal conductivity of two-phase solid mixture is given. The mixture consists of a continuous phase and octahedronal particles of the discontinuous phase. The equivalent thermal conductivity of a unit cube of the mixture is derived in terms of volume fraction and thermal conductivity of the constituents.

УДК 536.244:261.181.5

А.Ю.Вески, С.Х.Аннус, А.М.Копелиович,
Г.И. Левченко, И.Р. Микк

О КОНВЕКТИВНОЙ ТЕПЛОТДАЧЕ МЕМБРАННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ НАГРЕВА

В настоящее время ведется широкий комплекс работ в целях промышленного освоения мембранных конвективных и ширмовых поверхностей нагрева котельных агрегатов. Выяснено, что применение мембранных поверхностей вместо традиционных трубных пучков и ширм может дать сокращение габаритов котельного агрегата, уменьшение расхода металла, упрощение конструкции крепления трубных пакетов, уменьшение аэродинамического сопротивления, уменьшение шлакования ширм. Целью настоящей работы является получение данных для расчета теплоотдачи и температурного режима, выяснение более эффективных геометрических характеристик мембранных поверхностей.

Теплоотдачу определили на моделях, установленных в аэродинамическом канале. Средний ряд моделей был собран из изолированных друг от друга круглых и плоских калориметров регулярного режима, имитирующих трубы и проставки (мембраны).

Калориметрические трубы были составлены из пяти стальных цилиндров, соединенных на резьбе. Калориметрируемые мембраны были тоже многосоставными. В сверления и пазы в цилиндрах и мембранах закладывали хромелькопелевые термопары, спаи которых были приварены или припаяны к металлу калориметров. Между трубами и мембранами была изоляция из текстиля толщиной 0,5 мм. Дополнительной тепловой изоляцией служил воздушный зазор порядка 0,1 мм между текстильной лентой и трубой.

Перед опытом модель подогревалась потоком горячего воздуха в круговом канале. При достижении температуры модели 80–90 °С выключали электрические подогреватели и при помощи шиберов переводили канал в разомкнутую схему, включали основной вентилятор и производили охлаждение модели в потоке холодного воздуха. Запись температуры калориметров производилась за определенные промежутки времени при помощи многоточечных самопишущих потенциометров. Скорость воздуха v измерялась перед мембранным пучком при помощи трубки Прандтля. Скорость воздуха между трубами находили из равенства

$$w = vh / (h - Rd),$$

где h — ширина канала;

R — количество рядов поперек потока;

d — диаметр трубы.

Температура потока измерялась перед пучком при помощи экранированной термопары. Температуру потока между трубами находили по тепловому балансу. Повышение средней температуры воздуха за какой-то промежуток времени за счет теплообмена с j -ым калориметром находят из равенства

$$C_{kj} \Delta t_{kji} = C_b \Delta t_{bji},$$

где C_{kj} — теплоемкость калориметра j ;

Δt_{kji} — уменьшение температуры калориметра начиная с момента времени i за время $\Delta \tau$;

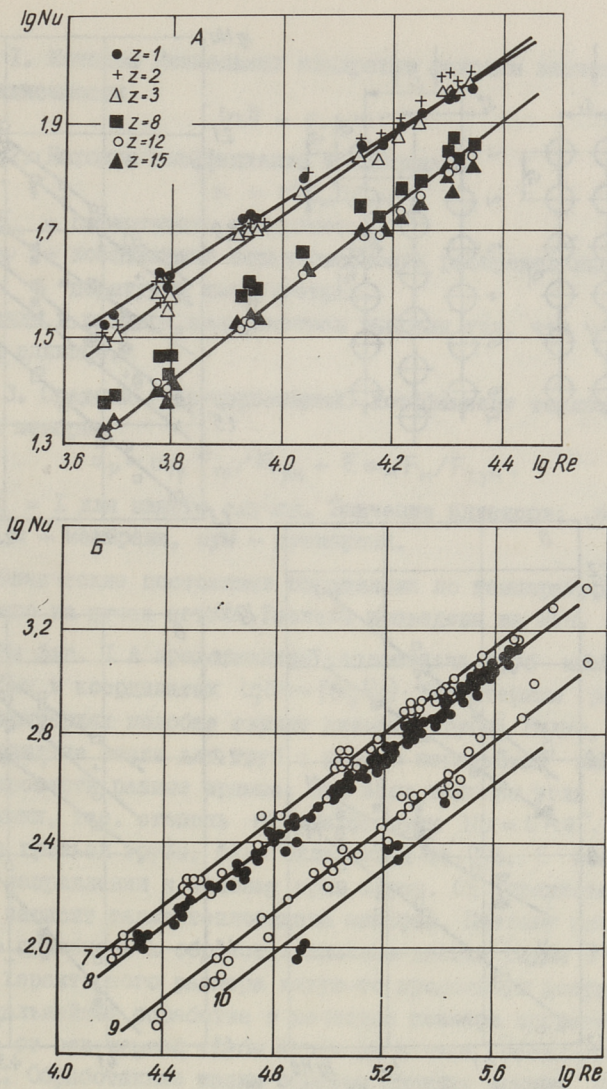
C_b — теплоемкость воздуха, проходящего мимо калориметра в течение времени $\Delta \tau$;

Δt_{bji} — повышение температуры потока за время $\Delta \tau$ начиная с момента времени i из-за теплообмена с калориметром j .

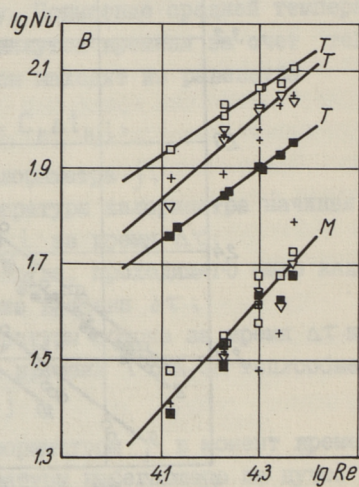
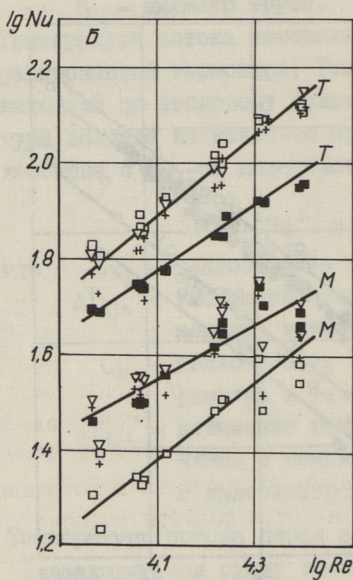
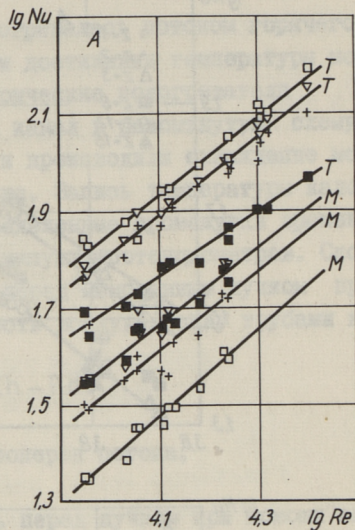
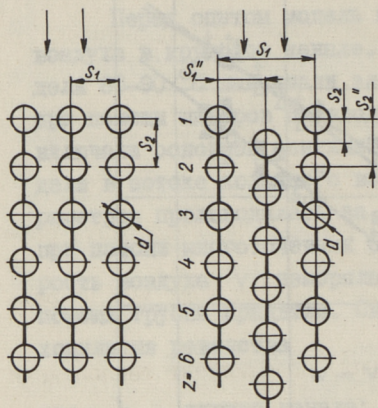
Температуру потока перед калориметром j в момент времени i находят как сумму температуры набегающего на пучок потока и повышений температуры воздуха Δt_{bji} для всех калориметров, расположенных до j -го калориметра. Определяют значения разностей температур труб и потока, а также мембран и потока в зависимости от времени

$$\tilde{t}_{ji} = t_{kji} - t_{bji}.$$

Основные моменты дальнейшей обработки данных, выполняемой отдельно для каждого калориметра, следующие:



Фиг. 1. Конвективная теплоотдача мембранной ширмы. А - характерный размер диаметр трубы; Б - характерный размер расстояния от оси первой трубы до центра исследуемого участка. 7, 8 - $s_2/d = 2,13$; 8, 10 - $s_2/d = 1,5$; 7, 8 - труба; 9, 10 - мембрана



Фиг. 2. Теплодача мембранного пучка. $s_1/d = 1,8$
 А - $s_2d = 2,9$, шахматное расположение труб; Б - $s_2d = 2,9$, коридорное расположение труб; В - $s_2d = 2,13$ коридорное расположение труб; ■ - 1-я труба; □ - 2-я труба; ▽ - 3-я труба; + - 8-я труба; Т - теплоотдача труб; М - теплоотдача мембран

1. Методом наименьших квадратов находим значения m для зависимости

$$\ln \bar{\alpha} = c + m\tau.$$

2. Находим коэффициенты теплоотдачи

$$\alpha = m C_k / (F_k \psi),$$

где F_k — поверхность калориметра;

ψ — коэффициент неравномерности распределения температур в калориметрах.

Материалы и размеры калориметров выбраны так, что ψ равняется единице.

3. Средний (редуцированный) коэффициент теплоотдачи труб и мембран

$$\alpha_p = \alpha_{тр} F_{тр} / F_{сум} + E \alpha_m F_m / F_{сум},$$

где $E = 1$ для нашего случая. Значение индексов: тр — труба, м — мембрана, сум — суммарный.

Физические постоянные определены по температуре набегающего на пучек потока. Расчеты проведены на ЭВМ.

На фиг. 1 А представлена теплоотдача труб мембранной ширмы в координатах $\lg Nu = f(\lg Re)$. Характерным размером в критериях подобия служит диаметр трубы. Видно, что через опытные точки для труб с разным порядковым номером можно провести разные прямые. При этом тангенс угла подъема прямых, т.е. степень n для формулы $Nu = C Re^n$, начиная с третьей трубы, мало отличается от 0,8. C понижается в направлении к заднему краю ширмы. От порядкового номера зависит также теплоотдача мембран. Поэтому целесообразно применять в обработке опытных данных ширмы в качестве характерного размера какую-то продольную координату. В дальнейшей обработке в качестве размера выбрано расстояние от оси первой трубы ширмы до центра исследуемого участка. Обработанные таким образом опытные данные представлены на фиг. 1 Б. Видно, что для определенного S_2/d данные всех исследованных труб ширмы начиная с 3-й хорошо аппроксимируются единой прямой. То же касается и теплоотдачи мембран. Видно, что средний коэффициент теплоотдачи мембраны намного ниже среднего коэффициента теплоотдачи трубы.

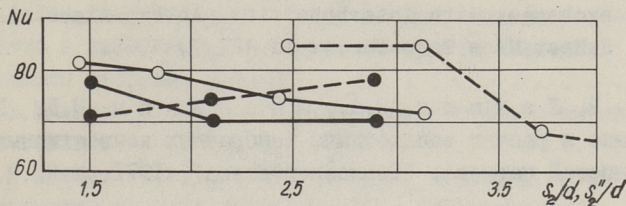
Имеется значительная зависимость теплоотдачи труб и мембран от межтрубного шага. Так как с увеличением межтрубного шага увеличивается и доля мембраны $F_m/F_{\text{сум}}$ в теплообменной поверхности, а α_m очень низкие по сравнению с $\alpha_{\text{тр}}$, то зависимость средней (редуцированной) теплоотдачи α_p от s_2/d получается уже незначительной. Но все-таки имеет место некоторое повышение среднего коэффициента теплоотдачи с увеличением шага, что согласуется с данными Гомелаури для шероховатых поверхностей [3].

Проанализируем эффективность применения ширм с шагом $s_2/d \leq 1,5$. Конвективная теплоотдача труб ширм в этом случае 1,3–1,5 раза меньше, чем конвективная теплоотдача обычной ширмы при равной величине шага. В этом случае увеличение теплообменной поверхности за счет поверхностей мембран не компенсирует уменьшение теплоотдачи труб, так как коэффициент теплоотдачи мембран очень низкий. Имеющее место понижение конвективного теплообмена нельзя считать недостатком мембранной ширмы, так как большая часть тепла в ширмах передается излучением. Кроме того, одновременно с уменьшением конвекции уменьшается загрязнение ширм, что более важно, чем высокие значения коэффициента конвективной теплоотдачи.

Часть опытных данных, полученных на моделях шахматных и коридорных мембранных пучков, представлена на фиг.2. Отдельно показана теплоотдача 1-й, 2-й, 3-й и 8-й трубы и мембраны. На фиг. 3 сравниваются наши результаты с результатами ВТИ по [2 и 4]. Сравняется средняя редуцированная теплоотдача 3-го, 4-го и 5-го элементов коридорных пучков и 4-го, 5-го и 6-го элементов шахматного пучка (наши данные получены интерполяцией между 3-м и 8-м элементами). Диапазоны исследованных нами и ВТИ шагов s_2/d коридорных пучков совпадают, расхождения в результатах не превышают 10%. Диапазоны исследованных нами и ВТИ шагов шахматных пучков хорошо дополняют друг друга и предоставляют возможность установления оптимального шага. Коэффициент теплоотдачи шахматных пучков максимальный в диапазоне шагов $s_2/d = 2,5 \div 3$.

В дополнение к изложенному можно сделать также вывод, что при одинаковой ширине проставки между трубами шахмат-

ное расположение эффективнее коридорного только при больших межтрубных шагах (см. фиг. 3)



Фиг. 3. Сравнение наших данных (●) с данными ВТИ (○). $Re = 17,800$; — коридорные пучки; - - - шахматные пучки

Теплоотдача мембран (проставок) намного ниже, чем теплоотдача труб. Относительно низкие значения коэффициента теплоотдачи проставки несколько снижают эффект дополнительной поверхности проставки, и средние коэффициенты теплоотдачи мембранных пучков ниже, чем коэффициенты теплоотдачи обычных пучков. Но несмотря на это, при характерных для экономайзера межтрубных шагах мембранные пучки воспринимают конвекцией значительно больше тепла, чем обычные пучки равной глубины.

В ы в о д ы

1. Получены опытные данные конвективной теплоотдачи мембранных ширм, которая ниже конвективной теплоотдачи обычных ширм. Применение мембранных ширм наиболее целесообразно при загрязняющих топливах для уменьшения конвективного массообмена и, следовательно, шлакования.

2. В работе определены отдельно средние коэффициенты теплоотдачи труб и средние коэффициенты теплоотдачи межтрубных проставок (мембран). Теплоотдача проставок намного ниже теплоотдачи труб. Полученные коэффициенты теплоотдачи проставок могут быть использованы при расчете их температурного режима.

3. В мембранных экономайзерах при одинаковой ширине межтрубной проставки шахматное расположение труб характеризуется более высокими коэффициентами теплоотдачи, чем коридорное.

Л и т е р а т у р а

1. Lockwood F.C., Malila O. Pressure drop and local heat transfer in an in-line parallel-tube heat exchanger with intertube fins. An experimental study. Int. J. Heat Mass Transfer, vol. 12, 7, 1969.

2. Локшин В.А., Лисейкин И.Д. Исследование и расчет теплоотдачи мембранных конвективных поверхностей нагрева. "Теплоэнергетика", 1971, № 2.

3. Гомеллаури В.И. Методы и результаты экспериментального исследования процессов интенсификации конвективного теплообмена. "Теплоэнергетика", 1974, № 9.

4. Локшин В.А., Лисейкин И.Д., Аронов Д.И. Исследование и расчет теплоотдачи и аэродинамических сопротивлений мембранных коридорных пучков труб. "Теплоэнергетика", 1975, № II.

A. Veski, S. Annus, A. Kopelyovich,
G. Levchenko, I. Mikk

Heat Transfer in Heat Exchanger with Inter- Tube Fins

Summary

This paper deals with convective heat transfer problems in in-line and staggerated parallel-tube heat exchangers with the tubes separated by fins oriented in the direction of flow.

The objects of the present study is to determine the overall performance of such heat exchanger, to compare it with that of the conventional plain-tube heat exchanger, and to obtain reliable data about heat-transfer rates for the finned-tube geometry.

С о д е р ж а н и е

I.	А.А.Отс, А.Я.Махлапуу. Расчет состава сланцев по данным технического анализа.	3
2.	А.А.Отс, А.Я.Махлапуу. Исследование теплового эффекта в калориметрической бомбе при определении теплоты сгорания сланцев.	II
3.	О.Э.Мяекла, А.А.Отс. Определение состава сланцев по теплоте сгорания.	19
4.	Л.М.Ыйспуу, А.А.Отс, А.Н.Семенов, К.Э.Раур. О нестабильности качества сланца на электростанциях	25
5.	Л.М.Ыйспуу, И.П.Эпик, А.А.Отс, А.В.Прикк, А.Н.Семенов, С.В.Иванов, К.Я.Полферов, Н.В.Челищев, Р.Э.Роотамм, К.Э.Раур. О разделении компонентов горючих сланцев при их четырехступенчатом размоле в молотковой мельнице.	35
6.	К.Э.Раур, Л.М.Ыйспуу, И.П.Эпик. Сглаживание результатов ситовых анализов при помощи логарифмически-нормального распределения.	4I
7.	К.Э.Раур, Л.М.Ыйспуу, И.П.Эпик. О применении усеченного логарифмически-нормального распределения	5I
8.	А.А.Нурк, А.А.Маргинс, А.А.Отс, Р.Э.Рандманн, А.Я.Махлапуу. О спекаемости летучей золы сланцев.	6I
9.	В.В.Померанцев, Ю.А.Рундыгин, М.Н.Конович, И.И.Лысаков, М.И.Марьямчик, А.А.Отс, Х.Х.Арро, А.В.Прикк. Исследование и совершенствование низкотемпературного вихревого сжигания сланца в котлах среднего давления.	65
10.	А.А.Отс, А.В.Прикк, Х.Х.Арро, Ю.А.Рундыгин, М.Н.Конович. Исследование преграждения минеральной части сланцев при вихревом сжигании.	79
II.	А.А.Отс, А.В.Прикк, Х.Х.Арро, Ю.А.Рундыгин, М.Н.Конович. Гранулометрический состав летучей золы при вихревом сжигании сланцев.	85
12.	А.А.Отс, А.В.Прикк, Х.Х.Арро, Ю.А.Рундыгин, М.Н.Конович. Исследование химического состава летучей золы при вихревом сжигании сланцев.	9I
13.	А.А.Отс, А.В.Прикк, Х.Х.Арро, Ю.А.Рундыгин, М.Н.Конович. О характере золовых отложений на топочных ширмах при вихревом сжигании сланцев.	10I

14. А.А.Отс, А.В.Прикк, Х.Х.Арро, Ю.А.Рундыгин, М.Н.Конович, И.А.Щучкин. Характер золовых отложений на конвективном пароперегревателе при вихревом сжигании сланцев. I09
15. В.А.Варес, А.П.Пообус. Определение температуры воздуха в зависимости от способа его подогрева при различных нагрузках парогенератора при сжигании березовского угля II7
16. А.А.Отс, Э.Л.Томанн, Р.В.Тоурт. Некоторые результаты изучения коррозионностойкости котельных сталей в воздушной атмосфере I25
17. Я.П.Лайд, А.А.Отс, Р.Э.Рандманн, Х.Х.Суйк. Полупромышленная опытная установка для исследования влияния температуры газов на интенсивность высокотемпературной коррозии при сжигании мазута. I3I
18. В.А.Варес, В.П.Глебов, В.М.Зусман, Р.А.Круус, Х.А.Кяр, И.Р.Микк, Г.С.Либинсон, Н.Б.Эскин. Исследование некоторых структурных характеристик внутренних железокислых отложений. I4I
19. А.А.Варес, В.А.Варес, Р.А.Круус, Х.А.Кяр, Л.А.Лыхмус. Об определении термического сопротивления железокислых отложений на внутренней поверхности труб. I49
20. Х.А. Кяр. Расчет теплопроводности материалов с октаэдрическими включениями. I55
21. А.Ю.Вески, С.Х.Аннус, А.М.Копелиович, Г.И.Левченко, И.Р.Микк. О конвективной теплоотдаче мембранных поверхностей нагрева. I59



Т Е П Л О Э Н Е Р Г Е Т И К А
СБОРНИК СТАТЕЙ ХУІ

УДК 662.67:662.6:54

Расчет состава сланцев и их продуктов сгорания по данным технического анализа. Отс А.А., Махлапуу А.Я. "Труды Таллинского политехнического института", 1977, № 416, с. 3-10.

В настоящей статье рассматривается вопрос влияния качества прибалтийских сланцев на процесс его озоления в лабораторных условиях. В конечном итоге получены уточненные формулы, позволяющие на основе технического анализа рассчитать состав отдельных составляющих сланцев, а также выражения для определения состава их продуктов сгорания.

Таблиц 2, библиографических наименований 3.

УДК 541.126:662.67

Исследование тепловых эффектов в калориметрической бомбе при определении теплоты сгорания сланцев.

Отс А.А., Махлапуу А.Я. "Труды Таллинского политехнического института", 1977, № 416, с. 11-18.

В настоящей статье изложены результаты исследования процессов горения прибалтийских горючих сланцев в калориметрической бомбе. Установлены тепловые эффекты их зависимости от состава топлива. В конечном итоге получены уточненные формулы расчета теплоты сгорания.

Таблиц 1, фигур 3, библиографических наименований 1.

УДК 662.67:662.614.2:54

Определение состава сланцев по теплоте сгорания.

Мяккля О.Э., Отс А.А., "Труды Таллинского политехнического института", 1977, № 416, с. 19-24.

В статье приводятся данные о зависимости зольности, содержания карбонатной углекислоты и влажности сланцев

от их теплоты сгорания. Приведен элементарный состав сланцев при разной теплоте сгорания.

Таблиц 2, фигур 1, библиографических наименований 2.

УДК 662.67:536:621.311.22.002+622.33.337:536

О нестабильности качества сланца на электростанциях. Нйспуу Л.М., Арво А. Отс, Семенов А.Н., Раур К.Э. "Труды Таллинского политехнического института", 1977, № 416, с. 25-34.

В статье приведен анализ качества энергетического сланца по электростанциям Эстонглавэнерго и по 16 поставщикам сланца в Прибалтийском бассейне за последние 8... 17 лет. Интервал нерегулярного колебания теплоты сгорания по бункерам котлов на основе среднегодовых данных отдельных поставщиков на Прибалтийской ГРЭС составляет 19% и по данным сланца из подуста В...С и Е...F разрезов без перемешивания составляет 41%.

Таблиц 2, фигур 4, библиографических наименований 7.

УДК 621 928.6:662.67+662.87:66.014:662.67

О разделении компонентов горючих сланцев при их четырехступенчатом размоле в молотковой мельнице.

Нйспуу Л.М., Эпик И.П., Отс А.А., Прикк А.В., Семенов А.Н., Иванов С.В., Полферов К.Я., Челищев Н.В., Роотамм Р.Э. Раур К.Э. "Труды Таллинского политехнического института", 1977, № 416, с. 35-40.

Приведены данные испытания четырехступенчатого размола горючих сланцев в молотковой мельнице ММТ I500/2510/ /735 Прибалтийской ГРЭС. В готовой пыли ступеней, возврате сепаратора ступеней и в ситовых фракциях средневзвешенной готовой пыли определены содержание химических макрокомпонентов, зольность и теплота сгорания. Наибольшую теплоту сгорания имеет пыль первых ступеней. Наблюдается накопление песчано-глинистой части в пыли первых ступеней и карбонатной части в пыли последних ступеней.

Таблиц 1, фигур 3, библиографических наименований 3.

УДК 662.67:662.87:539.56.001.5

Сглаживание результатов ситовых анализов при помощи логарифмически-нормального распределения Раур К.Э., Нйспуу Л.М., Эпик И.П. "Труды Таллинского политехнического института", 1977, № 416, с. 41-50.

Сглаживание результатов ситовых анализов целесообразно проводить на ЭВМ методом наименьших квадратов. Разработана программа для ЭВМ "Минск-22", которая находит параметры и характеристики массового, поверхностного и числового распределения, вычисляет удельную поверхность и число частиц пыли и оценивает ошибку сглаживания. Это позволяет полностью заменить применяемые в настоящее время графические приемы.

Фигур 2, библиографических наименований 16.

УДК 662.67:662.87:539.56.001.5

О применении усеченного логарифмически-нормального распределения. Раур К.Э., Нйспуу Л.М., Эпик И.П. "Труды Таллинского политехнического института", 1977, № 416, с. 51-59.

При идеальной сепарации логарифмически-нормальное распределение мельничного продукта преобразуется в трехпараметрическое усеченное логарифмически-нормальное распределение. В статье рассматриваются свойства этого распределения и методика нахождения параметров.

Фигур 3, библиографических наименований 7.

УДК 662.613.12

О спекаемости летучей золы сланцев Нурк А.А., Мартинс А.А., Отс А.А., Рандманн Р.Э., Махлапуу А.Я. "Труды Таллинского политехнического института", 1977, № 416, с. 61-64.

В статье приводятся результаты исследования спекания отдельных фракций сланцевой золы в интервале температур 850-1150°C в двух газовых средах. Приводится также описание опытной установки.

Фигур 3, библиографических наименований 1.

УДК 662.933.81

Исследование и совершенствование низкотемпературного вихревого сжигания сланца в котлах среднего давления. Померанцев В.В., Рундыгин Ю.А., Конович М.Н., Лысаков И.И., Марьямчик М.И., Отс А.А., Арро Х.Х., Прикк А.В. "Труды Таллинского политехнического института", 1977, № 416, с. 65-77.

Приведены результаты освоения, исследования и совершенствования топки парогенератора среднего давления, переделанного на вихревое сжигание сланца. Показано, что при организации вихревого низкотемпературного сжигания увеличиваются к.п.д. парогенератора, тепловая эффективность поверхностей нагрева, снижается общий температурный уровень в топке и выравнивается температурное поле.

Таблиц 2, фигур 6, библиографических наименований 5.

УДК 662.67:662.933.8

Исследование превращения минеральной части сланцев при вихревом сжигании. Отс А.А., Прикк А.В., Арро Х.Х., Рундыгин Ю.А., Конович М.Н. "Труды Таллинского политехнического института", 1977, № 416, с. 79-84.

Излагаются данные о химическом и гранулометрическом составе летучей золы сланцев в зонах вихревого факела с различной температурой и коэффициентом избытка воздуха в парогенераторе среднего давления БКЗ-75-39Ф_{сл}.

Таблиц 1, фигур 1, библиографических наименований 2.

УДК 662.933.81

Гранулометрический состав летучей золы при вихревом сжигании сланцев. Отс А.А., Прикк А.В., Арро Х.Х., Рундыгин Ю.А., Конович М.Н., "Труды Таллинского политехнического института", 1977, № 416, с. 85-90.

Приводятся сравнительные данные исследования гранулометрического состава летучей золы на выходе из топок с различными топочными устройствами при сжигании сланцев в парогенераторах среднего давления БКЗ-75-39Ф_{сл}. Данные яв-

ляются необходимыми для прогнозирования особенностей образования золовых отложений при различных условиях организации топочного процесса.

Таблиц 1, фигур 1, библиографических наименований 5.

УДК 662.67:662.933.8

Исследование химического состава летучей золы при вихревом сжигании сланцев. Отс А.А., Прикк А.В., Арро Х.Х., Рундыгин Ю.А., Конович М.Н. "Труды Таллинского политехнического института", 1977, № 416, с. 91-100.

В работе дается сравнительный анализ химико-минералогического состава летучей золы на выходе из топок с различной организацией сжигания сланцев в парогенераторах среднего давления БКЗ-75-39Ф_{сл}.

Таблиц 2, фигур 2, библиографических наименований 2.

УДУ 662.67:662.933.8

О характере золовых отложений на топочных ширмах при вихревом сжигании сланцев. Отс А.А., Прикк А.В., Арро Х.Х., Рундыгин Ю.А., Конович М.Н. "Труды Таллинского политехнического института", 1977, № 416, с. 101-108.

Приводятся результаты исследования химико-минералогического состава золовых отложений на низкоопущенных пароперегревательных ширмах пылесланцевого парогенератора БКЗ-75-39Ф_{сл} с низкотемпературным вихревым топочным устройством. Такие пароперегревательные ширмы используются при сжигании горючих сланцев впервые.

Таблиц 1, библиографических наименований 6.

УДК 662.933.81

Характер золовых отложений на конвективном пароперегревателе при вихревом сжигании сланцев. Отс А.А., Прикк А.В., Арро Х.Х., Рундыгин Ю.А., Конович М.Н., Щучкин И.А. "Труды Таллинского политехнического института", 1977, № 416, с. 109-116.

На основе химического анализа золовых отложений на конвективном пароперегревателе парогенератора БКЗ-75-39Ф_{сл} отмечается, что при переходе на вихревое сжигание сланца

замедляется их рост и они образуются за счет более активных компонентов уноса.

Таблиц 2, фигур 3, библиографических наименований 3.

УДК 621.181.9:662.987-977

Определение температуры воздуха в зависимости от способа его подогрева при различных нагрузках парогенератора при сжигании Березовского угля.

Верес В.А., Пообус А.П. "Труды Таллинского политехнического института", 1977, № 416 с. 117-124.

В статье приводится расчетный анализ применения двух типов высокотемпературных воздухоподогревателей - рекуперативного трубчатого и с жидкометаллическим теплоносителем (ЖМТТ), нагревом последнего в экранах предтопка, применительно к парогенераторам. Из анализа выходит, что высокотемпературные рекуперативные воздухоподогреватели уступают своими экономическими и эксплуатационными качествами воздухоподогревателям с ЖМТТ.

Таблиц 1, фигур 2, библиографических наименований 3.

УДК 620.193

Некоторые результаты изучения коррозионной стойкости котельных сталей в воздушной атмосфере. Отс А.А.,

Томани Э.Л., Тоурт Р.В. "Труды Таллинского политехнического института", 1977, № 416, с. 125-130.

В статье изложены результаты лабораторных исследований коррозионной стойкости сталей 12Х1МФ, 12Х2МФСР, ЭИ-531, ЭИ-756 и Х18Н12Т в воздушной атмосфере, в условиях без промежуточных охладений опытных образцов в интервале температур 540-650°C (12Х1МФ, 12Х2МФСР, ЭИ-531) и 580-700°C (ЭИ-756, Х18Н12Т) с максимальной продолжительностью опыта 1200 часов.

Приведены формулы расчета глубины коррозии ΔS и кинетические диаграммы окисления.

Таблиц 2, фигур 1, библиографических наименований 4.

УДК 662.94:620.193.

Полупромышленная опытная установка для исследования влияния температуры газов на интенсивность высоко-температурной коррозии при сжигании мазута.

Лайд Я.П., Отс А.А., Рандманн Р.Э., Суйк Х.Х.

"Труды Таллинского политехнического института",
1977, № 416, с. 131-139.

В статье приводится описание полупромышленной опытной установки на крупном мазутном котле для исследования влияния температуры продуктов сгорания на интенсивность высокотемпературной коррозии котельных сталей. Изложена методика проведения исследований и пример обработки опытных данных.

Фигур 5, библиографических наименований 5.

УДК 620.191.8:620.192.47

Исследование некоторых структурных характеристик

внутренних железистоокисных отложений. Верес В.А.,
Глебов В.П., Зусман В.М., Круус Р.А., Кяр Х.А.,
Либинон Г.С., Микк И.Р., Эскин Н.Б. "Труды
Таллинского политехнического института", 1977,
№ 416, с. 141-147.

Приведены экспериментальные данные по толщинам слоев внутренних железистоокисных отложений в парогенераторах сверхкритического давления. Толщина топотактического слоя лежит в пределах 15-25 мкм.

Определение эффективного диаметра пор выполнено методом капиллярного смачивания.

Опытные данные подтверждают резкое различие структурных характеристик эпитактического и топотактического слоев.

Фигур 2, библиографических наименований 4.

Об определении термического сопротивления железокислых отложений на внутренней поверхности труб.

Варес А.А., Варес В.А., Круус Р.А., Кярр Х.А., Лыхтус Л.А. "Труды Таллинского политехнического института", 1977, № 416, с. 149-154.

Описывается экспериментальная установка для определения термического сопротивления тонких железокислых слоев, образующихся на внутренней поверхности труб парогенераторов. Абсолютный метод стационарного теплового режима для цилиндрической геометрии базируется на дополнительном слое из материала с высокой теплопроводностью. Приведены опытные данные по некоторым образцам.

Фигур 2, библиографических наименований 6.

УДУ 536.21

Расчет теплопроводности материалов с октаэдрическими включениями. Кярр Х.А., "Труды Таллинского политехнического института", 1977, № 416, с. 155-158.

Приведена расчетная формула для определения теплопроводности двухкомпонентной твердой смеси. Смесь образована октаэдрическими изолированными включениями одного компонента в матрице непрерывного компонента. Эффективный коэффициент теплопроводности элементарной ячейки смеси выведен в зависимости от объемного содержания и коэффициентов теплопроводности составляющих.

Фигур 2, библиографических наименований 2.

УДК 536.244:621.181.5

О конвективной теплоотдаче мембранных поверхностей нагрева. Вески А.Ю., Аннус С.Х., Копелиович А.М., Левченко Г.И., Микк И.Р. "Труды Таллинского политехнического института", 1977, № 416, с. 159-166.

В статье рассматриваются проблемы конвективного теплообмена коридорных и шахматных мембранных трубных пучков и ширм. Целью исследования являлось получение данных о конвективной теплоотдаче оребренных теплообменных поверхностей такого типа и сравнение их характеристик с характеристиками традиционных гладкотрубных теплообменников. Фигур 3, библиографических наименований 4.

руб. 1.28