

Er. 6.1
277

TALLINNA POLÜTEHNILISE
INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

№ 277

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

СБОРНИК СТАТЕЙ

IX

Под общей редакцией проф. И. П. Эпика

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED
ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА
СЕРИЯ А № 277 1969

УДК 621

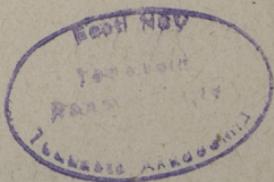
ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

СБОРНИК СТАТЕЙ

1X

Под общей редакцией проф. И. П. Эпика

ТАЛЛИН 1969



Ep. 9079

УДК 662.87:662.67.004.12

И.П.Эпик, А.В.Прикк, Л.М.Нйспу

ИЗУЧЕНИЕ РАБОТЫ СЕПАРАТОРА ПЫЛЕПРИГОТОВИ-
ТЕЛЬНОЙ УСТАНОВКИ

I. Введение

В пылеприготовительных установках парогенераторов общей задачей мельницы с сепаратором является приготовление пыли топлива с определенным зерновым составом, способствующим ее оптимальному сжиганию. Воздушный сепаратор при совместной работе с мельницей имеет две задачи: во-первых, ограничение количества крупных частиц в пыли и подача их для повторного размалывания в мельницу и, во-вторых, удаление из процесса размола частиц достаточной тонкости.

Взаимное влияние процессов размола и сепарации и связь между ними выражается в следующем. Для обеспечения заданной тонкости зернового состава готовой пыли отделение крупных частиц в сепараторе должно происходить тем интенсивнее, чем более глубокую пыль выпускает мельница. Чем больше крупных частиц сепаратор возвращает для повторного измельчения, тем больше изменяется зерновой состав топлива перед процессом размола, что, по всей вероятности, изменяет зерновой состав готовой пыли.

Чем хуже выполняет сепаратор свои задачи, тем сильнее загружена мельница. Это справедливо и в том случае, когда сепаратор отделяет и направляет в мельницу значительно более мелкие частицы, чем требуется, и тогда, когда сепаратор недостаточно отделяет и не возвращает в мельницу крупные частицы. В первом случае бесполезно измельчатся части-

цы уже достаточно тонкого помола. Образующиеся при этом мельчайшие частицы неблагоприятно влияют на процесс размола, так как имеют тенденцию к агломерации и буферному действию в мельнице, что увеличит удельные затраты энергии. Во втором случае мельница в целом должна быть отрегулирована на более тонкий помол, чтобы обеспечить необходимую тонкость пыли в горелках при плохой работе сепаратора. В обоих случаях снижается производительность мельницы.

2. Характеристика работы сепараторов

В системе мельница-сепаратор соотношения между различными потоками измельченного материала A , B , G и M кг/сек (см. фиг. 1 и 2) могут быть выражены следующими основными уравнениями [1, 2, 3]:

$$A = B + G = M + G; \quad M = B; \quad (1)$$

$$A \cdot R_a = B \cdot R_b + G \cdot R_g; \quad (2)$$

$$K = \frac{M + G}{B} = \frac{A}{B} = \frac{A}{M}; \quad (3)$$

$$K = \frac{R_g - R_b}{R_g - R_a}; \quad (4)$$

$$\eta = \frac{B(100 - R_b)}{A(100 - R_a)} \cdot 100\%. \quad (5)$$

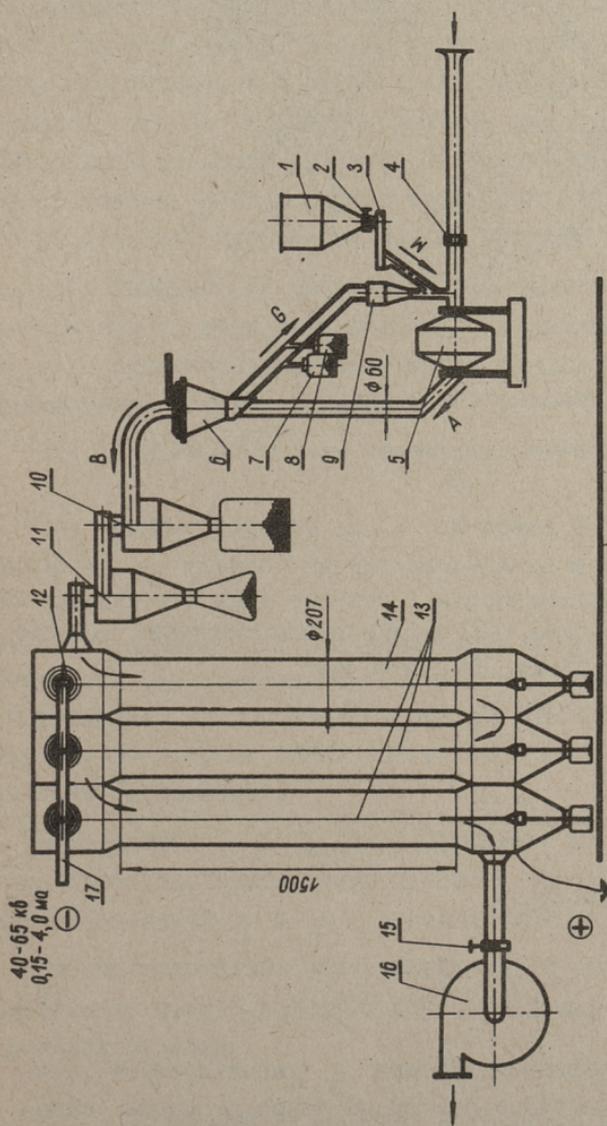
Здесь R_a , R_b , R_g - полный остаток на сите x для пыли перед сепаратором, для готовой пыли и для грубой пыли, в %,

K - кратность циркуляции,

η - коэффициент полезного действия.

Формула (4) выведена из баланса тонких и крупных фракций в процессе сепарации:

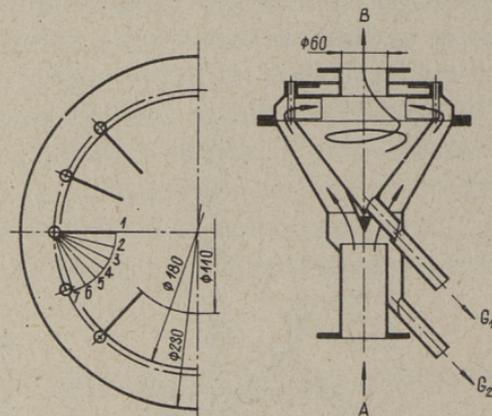
$$K \cdot R_a = R_b + (K - 1) \cdot R_g. \quad (6)$$



Фиг. 1. Схема лабораторной пылеприготовительной установки:

- 1 - бункер, 2 - отсекающий шибер, 3 - тарельчатый питатель,
- 4 - расходомер, 5 - шаровая барабанная мельница, 6 - центробежный сепаратор, 7 и 8 - дроботборники, 9 - мешалка, 10 -
- 11 - циклон, 12 - изолятор, 13 - коронирующие электроды,
- 14 - труба электрофильтра, 15 - регулирующий шибер, 16 - вентилятор, 17 - соединительная планка,

A - поток измельчаемого материала перед сепаратором, B - поток готовой пыли, $G = G_1 + G_2$ - грубая пыль, возврат крупки, M - исходный материал



Фиг. 2. Центробежный сепаратор с поворотными регулируемыми лопатками:

1 - 7 - зафиксированные положения лопаток А, В, G₁ и G₂ (см. фиг. 1)

В формулах (2), (4), (5) и (6) полные остатки могут быть заменены проходами D , так как

$$R_a = 100 - D_a ; R_b = 100 - D_b . \quad \text{и т.д.}$$

Например :

$$\eta = \frac{B \cdot D_b}{A \cdot D_a} \cdot 100 \quad \% \text{ и ,} \quad (7)$$

заменив $\frac{A}{B} = K$, получим:

$$\eta = \frac{100 \cdot D_b}{K \cdot D_a} \% . \quad (8)$$

Коэффициент полезного действия η характеризует степень пропускания частиц с размерами менее x через сепаратор в готовую пыль. Абсолютное значение к.п.д. сепаратора η зависит не только от качества работы самого сепаратора и от кратности циркуляции, но и от размера отверстий сита, по которому ведется определение к.п.д. Ска-

занное подтверждается экспериментальными данными, приведенными в таблице I: значение η падает с повышением кратности циркуляции и с увеличением размера отверстия сита X . При больших размерах отверстий сита высокие значения к.п.д. η парадоксально нежелательны. В.Кайзер [4] указывает, что этот так называемый "к.п.д." при воздушной сепарации имеет лишь ограниченное значение и для пояснения предлагает представить, что по какой-либо причине вся поступающая в сепаратор пыль временно попадает в готовую пыль в неизменившемся состоянии. В этом случае не будет происходить никакого разделения, однако к.п.д. η будет равняться 100%.

В.П. Ромадин [I] предлагает производить оценку работы сепаратора по двум показателям: по описанному выше к.п.д. η и по относительному количеству грубых фракций, возвращаемых из сепаратора в мельницу:

$$\mu_R = \frac{K \cdot R_a}{R_b} \quad (9)$$

Чем больше величина μ_R , тем лучше работает сепаратор. Значение μ_R зависит от тех же величин и условий, что и η . По представленным в таблице I экспериментальным данным, а также по данным [I], при увеличении размера отверстий сита величина μ_R растёт. При возрастании кратности циркуляции K величина μ_R тоже растёт, т.е. работа сепаратора улучшается, но в то же время к.п.д. η вместо ожидаемого увеличения уменьшается.

Недостатком η и μ_R является еще и то, что для полной характеристики одного лишь процесса сепарации требуется множество значений η и μ_R , определяемых по различным ситам.

По вышеизложенным причинам к.п.д. η и величину μ_R нельзя считать представительными и наглядными характеристиками процесса размола.

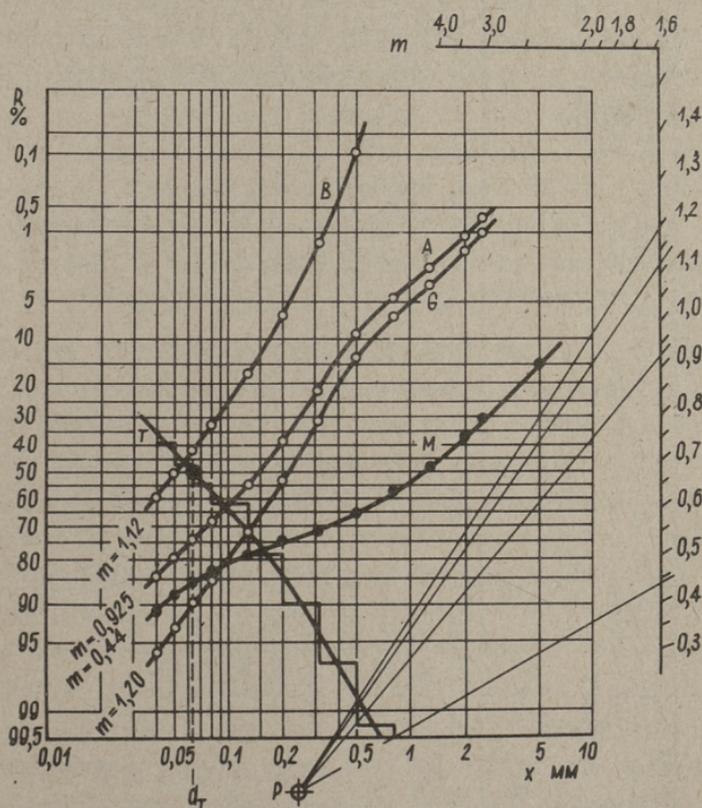
3. График разделения и точность разделения

Полную и наглядную оценку процесса разделения зернистого материала на крупные и тонкие фракции дают графики разделения, которые носят имя К.Ф. Тромпа [5].

Т а б л и ц а I
Результаты опытов на лабораторной установке

I	Обозначение опыта	I6/I	I7/3	23/4	I8/5	22/5
2	Положение лопаток сепаратора (см. фиг. I)	I	3	4	5	5
3	Скорость воздуха при входе, м/сек	6,45	6,42	6,43	6,3I	6,48
4	Кратность циркуляции K, форм. (3)	3,12	3,29	3,16	7,05	9,17
5	Сопротивление сепаратора, мм. вод. ст.	6,6	7,2	8,3	8,8	10,0
6	Поток B R ₄₀ %	59,57	45,90	36,87	9,23	9,95
7	Поток B R ₈₀ %	33,94	14,90	9,38	0,57	0,74
8	Поток B R ₂₀₀ %	6,49	1,18	0,84	0,14	0,14
9	Поток A R ₄₀ %	84,40	79,87	74,10	69,84	70,13
10	Поток A R ₈₀ %	68,73	62,48	49,33	35,84	33,03
11	Поток A R ₂₀₀ %	38,10	31,79	20,76	13,19	10,55
12	К.п.д. η форм. (8) D ₄₀ %	83,1	81,7	77,1	42,7	32,9
13	К.п.д. η D ₈₀ %	67,7	68,9	56,6	22,0	16,2
14	К.п.д. η D ₂₀₀ %	48,4	44,0	39,6	16,3	12,2
15	μ R ₄₀ форм. (9)	4,42	5,72	6,35	53,3	64,6
16	μ R ₈₀	6,32	13,8	16,6	443	409
17	μ R ₂₀₀	18,3	88,6	78,1	664	691

Некоторые сведения о графиках разделения в последние годы опубликованы в работах [4, 6, 7]. График разделения или график Тромпа показывает для каждой ступени крупности, для каждого размера частиц процентную долю сепарируемого материала, которая попадает и в мелкий, и крупный продукты. Построение графика Тромпа приведено в таблице 2 и на фиг. 3.



Фиг. 3. Характеристики или графики массового распределения потоков М, А, G и В измельчаемых эстонских горючих сланцев при опыте 16/1 на лабораторной установке по фиг. 1. Т - график разделения (график Тромпа), вычисленный по таблице 2, М - показатель однородности зернового состава в логарифмически-нормальной сетке, Р - полюс для графического определения m ; x - размер частиц

Исходные данные и расчеты для построения графика Тромпа. Опыт 16/1 (см. табл. I)

№ по- ряд- ко- вый	Размер частиц, отвер- стий ситв x мм	При 100-100/к = (41,17+26,81)% улавливания и возврате в мельницу				Поток готовой пыли, г ₂	Фракции готовой пыли, %	Фракции готовой пыли, г ₁ +г ₂	степеньки графика Тромпа 100 x поз. 10 поз. 9 + поз. 10	
		Полные остатки R _x потоков	Поток готовой пыли, г ₁	Поток готовой пыли, г ₂	Поток готовой пыли, г ₁ +г ₂					
I	00	100	100	32,02	41,17	26,81	12,95	2,65	16,99	
2	40	59,57	96,64	19,07	39,79	25,54	2,79	1,81	39,35	
3	50	50,84	94,87	16,28	39,06	24,46	2,86	2,58	47,43	
4	63	41,92	92,39	13,42	38,04	22,90	2,55	3,08	54,71	
5	80	33,94	89,29	10,87	36,76	21,10	5,33	8,79	62,25	
6	125	17,30	78,04	5,54	32,13	16,94	3,46	13,05	79,04	
7	200	6,49	56,54	2,08	23,28	12,74	1,64	14,67	89,94	
8	315	1,38	31,16	0,44	12,83	8,52	0,41	12,19	96,75	
9	500	0,09	10,25	0,03	4,22	4,94	0,03	4,53	99,34	
10	800	-	3,33	-	1,37	3,26	-	2,21	100,0	
11	1250	-	0,94	-	0,39	2,03	-	1,28	100,0	
12	2000	-	0,31	-	0,13	1,01	-	0,44	100,0	
13	2500	-	0,25	-	0,10	0,60	-	0,70	100,0	
Всего:								32,02%	67,98%	

На основе графика разделения T определяют границу разделения, которую обозначим через d_T и точность разделения, которую обозначим через E . В качестве границы разделения принимают такой размер частиц, который наполовину относится к крупному продукту, то есть размер частиц, который соответствует точке пересечения графика разделения с линией 50%. Точность разделения тем больше, чем круче расположен график разделения. Величину точности разделения определяют как частное двух размеров частиц, соответствующих ординатам 65 и 35% графика разделения. При логарифмической оси размеров прямолинейные графики разделения с одинаковой точностью разделения располагаются параллельно. По приведенным на фиг. 3 экспериментальным данным граница разделения $d_T = 63$ мкм и точность разделения $E = 0,37$.

Величина точности разделения E теоретически может изменяться в пределах от 0 до 1. Идеальный воздушный сепаратор и сито работают с точностью разделения, равной единице, т.е. с вертикальным графиком Тромпа и с границей разделения d_T равной размеру ячеек сита. Действительные воздушные сепараторы имеют не вертикальные, а наклонные графики Тромпа, и чем меньше угол подъема, под которым они расположены, тем с меньшей точностью разделения или тем хуже работают соответствующие сепараторы. Граница разделения d_T является здесь мерой чувствительности сепаратора или минимальным размером, начиная с которого все частицы больше этой границы улавливаются в количестве от 50 до 100% для направления в крупный продукт. Электрофильтр, который одинаково улавливает как крупные, так и мелкие частицы, работает с горизонтальным графиком Тромпа или с точностью разделения, равной нулю, т.е. уловленные и не уловленные продукты будут одинакового зернового состава.

4. Исследование экспериментальных данных

Известно, что сепаратор влияет на качество пыли с двух сторон. С одной стороны, сепаратор утончает пыль, с другой стороны, повышает значение показателя однородности пыли, т.е. сепаратор изменяет качество пыли по обоим основным характеристикам. Целью данной работы являлось получение эксперимен-

тальных зависимостей между параметрами работы сепаратора при различных режимах и связывание этих параметров с характеристиками качества пыли.

В качестве параметров работы сепаратора использованы граница разделения d_T и точность разделения E , полученные на основе графика Тромпа. Применение к.п.д. η и величины μ_R по вышеизложенным причинам не является целесообразным. Характеристиками качества пыли использовались медианный диаметр по массе d_3 и показатель однородности в логарифмически-нормальной сетке m , описанные в [8, 9]. Медианный диаметр d_3 означает, что масса частиц с диаметром более d_3 составляет половину от всей массы измельченного материала. Величина d_3 равна размеру на оси абсцисс под точкой пересечения графика массового распределения с линией 50-процентного полного остатка как в логарифмически-нормальной сетке (см. фиг. 3), так и в $\lg - \lg \lg$ сетке Розина-Раммлера-Беннетта [10]. Показатель однородности (равномерности) m равен тангенсу угла наклона графика массового распределения. На фиг. 3 приведена добавочная шкала и полюс P для графического определения m . В данной работе m определен по среднему направлению всего графика.

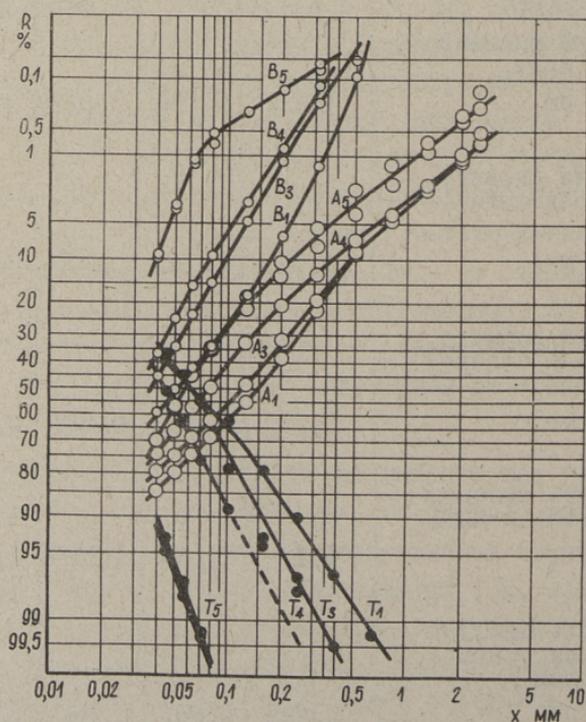
Логарифмически-нормальная сетка выбрана для анализа процесса сепаратора по двум причинам. Во-первых, график массового распределения продукта до сепарации на этой сетке для многих материалов примерно прямолинейный (см. графу А на фигуре 3), в $\lg - \lg \lg$ сетке - очень часто выпуклый горбом вверх (стр. 228 [1]). Во-вторых, график продукта после сепарации в логарифмически-нормальной сетке имеет в верхнем конце обычно слабо вогнутое направление (см. графу В на фиг. 3), как доказательство степени сепарации. Такой вогнутый график достаточно точно математически описывается путем ренормирования прямолинейных графиков (см. [8, 9]) и поэтому может быть хорошей основой для дальнейшего математического анализа процесса сепарации.

Для проведения экспериментов использована лабораторная пылеприготовительная установка (фиг. 1) с центробежным сепаратором (фиг. 2). Принципиально такие же промышленные пыле-

Параметры работы сепаратора и качества потоков пыли

I	Обозначение опыта	I6/I	I7/3	23/4	I8/5	22/5
2	Граница разделения, d_r мм	0,063	0,063	0,044	0,021	0,020
3	Точность разделения, E	0,362	0,525	0,579	0,654	0,640
4	Медианный диаметр готовой пыли, $d_{св}$ мм	0,050	0,036	0,029	0,017	0,017
5	Медианный диаметр пыли перед сепара- тором, $d_{сА}$ мм	0,150	0,115	0,075	0,059	0,058
6	Медианный диаметр возврата с сепара- тора, $d_{св}$ мм	0,210	0,175	0,115	0,069	0,063
7	Показатель однород- ности готовой пыли, m_B	1,12	1,34	1,275	1,63	1,63
8	Показатель однород- ности пыли перед сепаратором, m_A	0,925	0,855	0,960	1,22	1,31
9	Показатель однород- ности возврата с сепаратора, m_G	1,20	1,16	1,05	1,26	1,41

Приготовительные установки работают на цементном заводе "Пунане Кунда". Лабораторная установка работала с воздухом комнатной температуры и в ней размалывались эстонские горючие сланцы карьерной добычи с постоянным качеством, предварительно дробленные до прохода через сито 10 мм (см. графу М на фиг. 2). Влажность сланцев перед размолом была 0,5%. Результаты проведенных экспериментов представлены в таблице I. Исходные данные и расчеты точек построения графика Тромпа для одного опыта приведены в таблице 2, построение графика выполнено на фиг. 3.



Фиг. 4. Зерновые характеристики потоков А и В и графики Тромпа Т для серии опытов при постоянной скорости воздуха и разных положениях регулируемых лопаток. Индексы соответствуют положениям лопаток, обозначенным на фиг. 1

Приведенные на фиг. 3 и 4 и в таблицах I и 3 данные одной серии опытов при постоянной скорости воздуха показывают следующее. С повышением закрутки в сепараторе с регулированием положения лопаток его аэродинамическое сопротивление достаточно плавно увеличивается от 6,6 до 10,0 мм вод.ст. В то же время плавно повышается точность разделения E от 0,36 до 0,65 и наблюдается повышение кратности циркуляции от 3,12 до 9,17. Совместно с повышением точности разделения сепаратора наблюдается повышение его чувствительности, т.е. граница разделения d_T уменьшается от 63 до 20 мкм.

Качество выпускаемой пыли или потока B , а также потоков G_1 и G_2 изменяется в зависимости от значения точности разделения E . Одновременно с повышением точности разделения повышается значение показателя однородности m , т.е. увеличивается однородность зернового состава выпускаемой пыли. В то же время уменьшается величина медианного диаметра, т.е. пыль становится более мелкой. При всех опытах пыль перед сепаратором (потока A) имела существенно более низкую однородность, чем пыль после сепаратора (потока B).

В ы в о д ы

1. Точность разделения и граница разделения, определяемые на основе графика Тромпа, позволяют в краткой форме дать полную и наглядную характеристику совместной работы сепаратора с мельницей на логарифмически-нормальной сетке.

2. В лабораторной пылеприготовительной установке повышение закрутки в центробежном сепараторе при постоянной скорости воздуха увеличивает однородность выпускаемой сланцевой пыли и утончает ее. Аэродинамическое сопротивление сепаратора и кратность циркуляции при этом увеличиваются.

Л и т е р а т у р а

1. В.П. Ромадин. Пылеприготовление. Госэнергоиздат, М., 1953.

2. А.Н. Лебедев. Пылеприготовление на электростанциях. Госэнергоиздат, М., л. 1949.

3. Ю.И. Д е ш к о, М.Б. К р е й м е р, Г.С. К р ы х т и н
Измельчение материалов в цементной промышленности. Стройиз-
дат, М. 1966.
4. В. К а й з е р. Новые конструкции насыпных воздушных
сепараторов. Сборник докладов "Труды Европейского совещания
по измельчению". М. 1966.
5. К.Ф. Тромп. Neue Wege für die Beurteilung der Aufberei-
tung des Steinkohlen. Glückauf, 73, 1937, № 7 und 6.
6. Franz Hubner. Mahl- und Siebvorgänge in Kohlenmahlan-
lagen von Dampferzeugern, Energie, 1962, № 5.
7. К. Schäff. Der Staub und seine Probleme bei Kesselan-
lagen. BWK, 1962, № 3.
8. Gy Fay, B. Zselev. Grundlagen der Zerkleinerungstheorie,
Energietechnik, 1962, № 11, 12.
9. Л.М. Ы й с п у у. Использование диаграммы Колмогорова-
Фая-Желева при исследовании некоторых расщепов эстонских го-
рючих сланцев. Труды Таллинского политехнического института,
серия А, № 226, 1965.
10. Hans W i t t e. Handbuch der Energiewirtschaft, Band
I, Berlin 1957.

I.Õpik, A.Prikk, L.Õispuu

Research of the Separator of Pulverizing Equipment

Summary

The necessity and possibility of complex use of Tromp's curve and logarithmic-normal net for investigation of the co-action of separator and ball-mill when milling Estonian oil-shale are considered.

The results of the research of operation of laboratory centrifugal separator at constant air speed and by different positions of separator blades are given.

УДК 621.182.9.001.5+536.2.083

А.А.Отс, Т.А.Пиркер, В.А.Сельг

СПОСОБ ИССЛЕДОВАНИЯ ОБРАЗОВАНИЯ НАРУЖНЫХ
ОТЛОЖЕНИЙ НА ТОПОЧНЫХ ПОВЕРХНОСТЯХ НАГРЕВА

Проблема образования разных видов отложений летучей золой и их агрессивность воздействия на металл поверхностей нагрева парогенераторов является одной из важнейших проблем в современной котельной технике, к решению которой нужно стремиться, чтобы повысить надежность работы и экономичность эксплуатации агрегатов. Кроме загрязнения пароперегревателя и хвостовых поверхностей нагрева при сжигании некоторых энергетических топлив, эксплуатацию существенно осложняет интенсивное загрязнение топочных экранных поверхностей нагрева. Для успешной борьбы против отложений необходимо всестороннее исследование процессов загрязнения, в частности, причин и условий их возникновения. Изучение процесса загрязнения топки становится особенно важным при образовании на экранах сильно связанных и трудно удаляемых слоев отложений. Поскольку в топке происходит подавляющее большинство физико-химических и минералогических преобразований компонентов топлива, то характер топочного процесса и теплообмен в топке определяют состав, свойства и параметры продуктов сгорания при входе в пароперегреватель, определяя, таким образом, условия работы всего агрегата.

Возникновение на экранных трубах топки плотных (связанных) отложений вызвано физико-химическим взаимодействием частиц золы, шлака и продуктов сгорания топлива с металлом поверхности нагрева. Этот процесс начинается сразу после

попадания первых частиц на поверхность. Поэтому для выявления механизма развития процесса загрязнения и условий образования отдельных слоев отложений, наиболее важной является именно первоначальная стадия загрязнения поверхности нагрева, т.е. возникновение первоначального слоя отложений. С течением времени, в результате химических реакций между компонентами первоначального слоя и металлом труб, образуется подслой, который связывает остальные слои отложений с экранами.

Следует отметить, что возникновение первоначального слоя отложений на экранных трубах является крайне сложным, комплексным процессом, при изучении которого необходимо использование специальных зондов, имитирующих как можно точнее поверхность нагрева в рабочем состоянии. Такая имитация является трудной технической задачей, поскольку опыты следует проводить в условиях высоких падающих на опытный участок прибора тепловых потоков, встречающихся в энергетических парогенераторах, при температуре поверхности, по возможности близкой температуре поверхности металла экранных труб. Следовательно, требуется поддержание практически постоянной температуры на довольно низком $250-400^{\circ}\text{C}$ уровне. Так как прибор предназначен для проведения кратковременных опытов при изучении возникновения первоначального слоя отложений, то он должен быть удобным в обращении, переносной конструкцией с возможностью снятия после опыта проб отложений с поверхности металла прибора.

В первых отечественных работах, посвященных изучению влияния отложений на процесс теплообмена в топках, применен двусторонний радиометр-термозонд [1,2] конструкции ВНИИТ. Недостатком этого метода является некоторая неточность показаний при существовании термического пограничного слоя у топочных стен [3] и при возможном загрязнении самого прибора. Кроме того, этот метод позволяет определить коэффициенты тепловой эффективности экранных поверхностей нагрева, но не дает возможности получения проб отложений.

Следующим шагом при изучении процесса загрязнения было применение вставного калориметра-пробоотборника конструкции ЦКТИ [4,7], который предоставил возможность снятия проб отложений для их исследования. Основными недостатками этого метода нужно считать невозможность поддержания постоянной температуры поверхности металла пробоотборника во время опыта (температура падает с возрастанием слоя отложений), что играет немаловажную роль в процессах загрязнения химически активной золой [5,6 и др.], и трудности при получении достаточно равномерного поля температуры на поверхности. Несомненно некоторые ошибки результатов возникают вследствие примененного в данной методике предположения о равномерном распределении падающего излучения по периметру полуцилиндра пробоотборника-калориметра, кроме того, возможно и излучение экрана со стороны обмуровки. Последние осложнения вызваны главным образом расположением теплообменной поверхности калориметра по всему периметру трубы.

Зонды, охлаждаемые сжатым воздухом, применялись несколькими исследователями [II, I2] и др. для изучения загрязнения и коррозии пароперегревателей, а также хвостовых поверхностей нагрева. В этом случае условия охлаждения приборов значительно лучше, чем в топках, и, разумеется, имитация трубы поверхности нагрева технически значительно проще ввиду в несколько раз меньшего тепловосприятия, чем при имитировании труб перегревателя и высокой температуры поверхности металла прибора.

Исходя из вышесказанного, можно вывести основные требования, предъявляемые к конструкции топочных калориметров-пробоотборников:

1. Топочный калориметр должен иметь надежную, как можно более простую и портативную конструкцию.

2. Температуры участков для измерений и сбора отложений должны быть постоянными в течение каждого опыта, точно измеряемы и регулируемы в широких пределах. Желательно иметь возможность производить одновременно исследования при нескольких температурах.

3. Для обеспечения нужной точности измерений измерительные участки должны быть направлены только к топочному объему и термически надежно изолированы от корпуса топочного калориметра.

4. Площадь измерительного элемента должна быть, с одной стороны, невелика, чтобы гарантировать по возможности большую равномерность температуры его поверхности, с другой же стороны, она должна быть достаточно большой для сбора минимально необходимого количества отложений для анализа.

5. Поверхности измерительных участков должны точно воспроизводиться от опыта к опыту.

6. Конструкция топочного калориметра должна обеспечить определение абсолютных величин, воспринимаемых измерительными участками лучистых потоков q_b .

Удовлетворение последнего требования совместно с измерениями интенсивности падающего лучистого потока на топочные калориметры q_n произведенными радиометрами нестационарного теплового режима [8,9], дает возможность определить значения коэффициентов тепловой эффективности измерительных участков калориметров $\psi = q_b/q_n$ (I) и тепловое сопротивление слоев отложений (при известных значениях ε_3 и α_3)

$$R = \frac{\sqrt[4]{\frac{\alpha_3 q_n - q_b}{\varepsilon_3 \sigma}} - T_{\text{ст}}}{q_b} \quad (2)$$

После проработки многих вариантов [5] удалось в Лаборатории промышленной теплоэнергетики ТПИ разработать конструкцию топочного калориметра-пробоотборника, в достаточной мере соответствующего вышеприведенным требованиям. Принцип определения воспринимаемого прибором потока тепла q_b основан на измерении температурных напоров в измерительном элементе между тремя термопарами (фиг. 3, точки 1,2,3).

Горячие спаи термопар вварены при помощи контактной электросварки в соответствующие отверстия измерительного элемента.

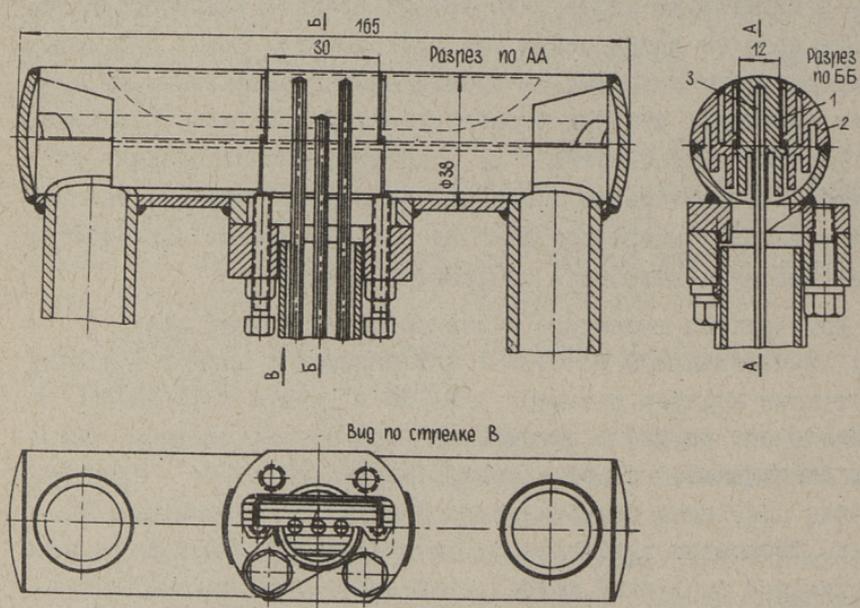
Конструкции двух топочных калориметров представлены на фиг. 1 и 2. Принципиального различия между конструкциями нет, только представленный на фиг. 2 усовершенствованный ка-

калориметр имеет 4 измерительных элемента, позволяя тем самым получить 4 различные температуры поверхности металла $t_{ст}$ и изучить на одном калориметре влияние температуры стенки на процесс загрязнения при постоянстве всех остальных факторов. Это дает хорошо сравнимые результаты, но следует отметить, что при образовании толстых слоев отложений не удается поддерживать $t_{ст}$ крайних измерительных элементов калориметра постоянными, потому что импульс на регулирование температуры взят со средней части калориметра и наблюдается некоторая сходимость температур.

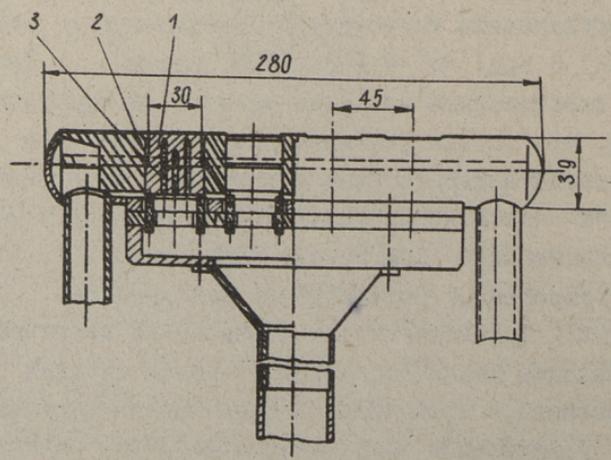
Конструкция топочного калориметра следующая (фиг. I и 2): измерительный элемент I вставляется в корпус 2 (между выступами корпуса и измерительного элемента уплотнение из асбестового шнура) и прижимается при помощи винтов, которые ввинчиваются через промежуточную пластинку. Промежуточная пластинка прикрепляется к корпусу винтами или болтами. Термопары выводятся по средней трубе. Сжатый воздух вводится в воздушный канал через левый (или правый) патрубок и выходит из калориметра в атмосферу. Для предотвращения выхода сжатого воздуха по трубе, где расположены термопары, между корпусом и промежуточной пластинкой поставлена прокладка и отверстия тщательно уплотнены.

Такая конструкция топочных калориметров-пробоотборников позволяет регулировать температуру поверхности в пределах от 250 до 500° С при $q_n = 100 - 450$ квт/м². Диапазон температур, охватываемый четырьмя элементами измерения, до 150-200 град, что вполне удовлетворяет. Температура поверхности металла измерительных элементов поддерживается постоянной при помощи электронных регуляторов типа ЭР-Т-59, которые воздействовали при помощи сервомоторов и специально сконструированных регулирующих клапанов на расход сжатого воздуха. При интенсивном загрязнении некоторые затруднения вызывает увеличивающаяся тепловая инерция объекта регулирования, требующая перенастройки регуляторов. Иногда для поддержания постоянного давления охлаждающего воздуха пользовались и регуляторами давления.

Температуры измерительных элементов измерялись термопарами марки ХК и регулировались при помощи электронных са-



Фиг. 1. Конструкция топочного калориметра-пробоотборника



Фиг. 2. Четырехэлементный топочный калориметр-пробоотборник

мопирующих потенциометров ЭПП-09. Измерительный элемент топочного калориметра, установленный в плоскости экранов, воспринимает через свою обращенную к топке стенку количество тепла q_{δ} , которое проходит через элемент и передается охлаждающему воздуху. При течении воздуха вдоль калориметра он постепенно нагревается, вызывая наклон изотерии в измерительных элементах и повышение температуры поверхности элемента по течению воздуха (см. фиг. 3). Температурное поле в плоскости термодпар считалось линейным и коэффициент теплопроводности $\lambda_{ст}$ материала (сталь 20) на протяжении элемента постоянным. Опираясь на эти предположения, можно из выражения тепловосприятия измерительного элемента топочного калориметра

$$q = \frac{\lambda_{ст}}{\delta'} \Delta t' = \frac{\lambda_{ст}}{\delta''} \Delta t'' \quad (3)$$

получить равенство

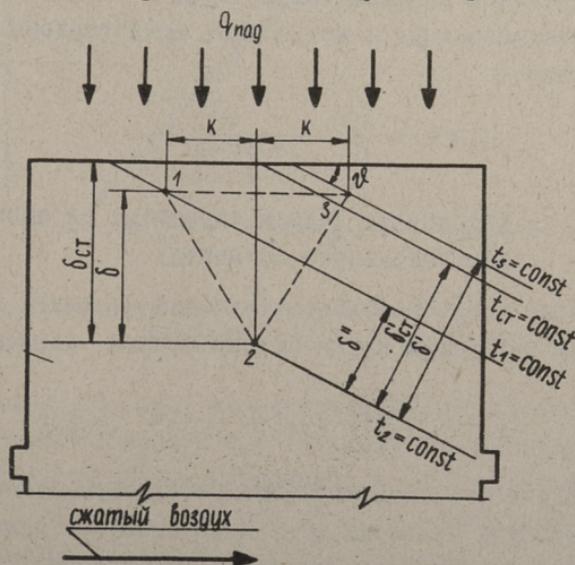
$$\frac{\Delta t'}{\delta'} = \frac{\Delta t''}{\delta''}, \quad (4)$$

где $\Delta t' = t_3 - t_2$ - перепад температур между точками 3 и 2,

$\Delta t'' = t_1 - t_2$ - перепад температур между точками I и 2,

δ' - расстояние между изотермами t_3 и t_2 ,

δ'' - расстояние между изотермами t_1 и t_2 .



Фиг. 3. Схема измерительного элемента калориметра

Для измерительного элемента с симметричным расположением термопар можно после геометрических преобразований выразить угол наклона температурного поля следующим образом:

$$\vartheta = \text{arctg} \left[\frac{\delta}{\kappa} \cdot \left(\frac{\Delta t' - \Delta t''}{\Delta t' + \Delta t''} \right) \right], \quad (5)$$

где δ и κ — соответствующие расстояния между спаями термопар, а расстояние между изотермами

$$\delta' = \delta \frac{1 + \left(\frac{\Delta t' - \Delta t''}{\Delta t' + \Delta t''} \right)}{\sqrt{1 + \left[\frac{\delta}{\kappa} \cdot \left(\frac{\Delta t' - \Delta t''}{\Delta t' + \Delta t''} \right) \right]^2}}. \quad (6)$$

Следовательно, расчетное тепловосприятие измерительного элемента

$$\dot{q}' = \frac{\lambda_{\text{ст}} \cdot \Delta t' \sqrt{1 + \left[\frac{\delta}{\kappa} \cdot \left(\frac{\Delta t' - \Delta t''}{\Delta t' + \Delta t''} \right) \right]^2}}{\delta \left[1 + \left(\frac{\Delta t' - \Delta t''}{\Delta t' + \Delta t''} \right) \right]} \quad \text{Вт/м}^2. \quad (7)$$

Так как спаи термопар не находятся на поверхности элемента, определение средней температуры поверхности требует расчетной экстраполяции и может быть представлено следующим выражением:

$$t_{\text{ст}} = t_2 + \frac{\delta_{\text{ст}}}{\delta} \frac{\Delta t'}{1 + \left(\frac{\Delta t' - \Delta t''}{\Delta t' + \Delta t''} \right)}, \quad (8)$$

где $\delta_{\text{ст}}$ — расстояние задней термопары от поверхности измерительного элемента.

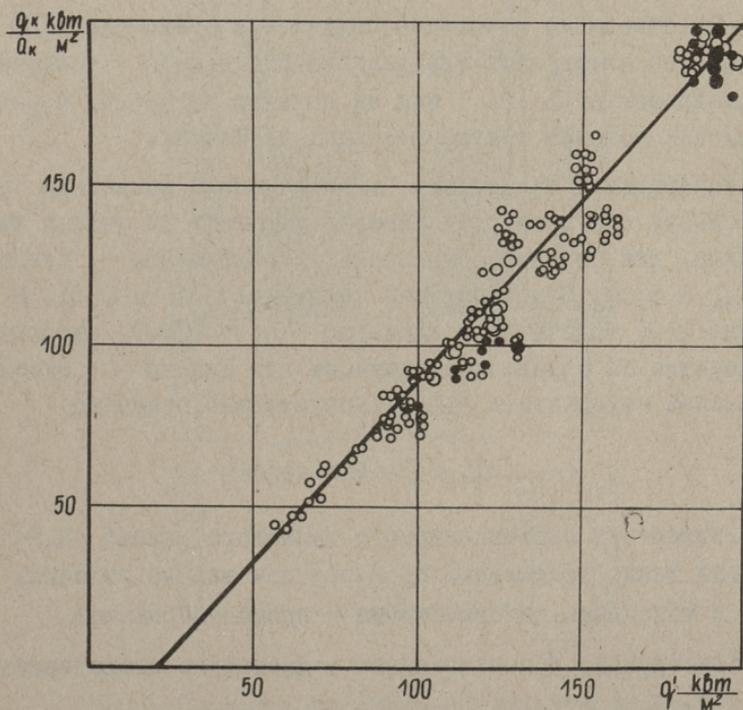
Коэффициент теплопроводности металла элемента (сталь 20) определяется расчетным путем по справочным данным [II]

$$\lambda_{\text{ст}} = 3,105 (635 - t_{\text{ст}}) \cdot 10^{-2} + 33,4 \quad \frac{\text{Вт}}{\text{м} \cdot \text{град}}. \quad (9)$$

Чтобы получить вполне надежные результаты, точные калориметры требуют проверки всех измерительных элементов по калориметрам в отдельности, а также необходимо проверять радиометры нестационарного теплового режима. Сравнение тепловосприятий радиометров и точных калориметров с по-

казаниями работающего на стационарном тепловом режиме водяного калориметра, как контрольного прибора [8] было проведено в электропечи типа Г-30, которая позволила получить температуру излучающего тела до 1250°C . Топочный и контрольный водяной калориметры были вставлены через специальный лючок в электропечь, где они находились рядом в одной плоскости.

Поскольку все использованные калориметры были точно одинаковой конструкции, данные проверки отдельных калориметров совпадали с довольно хорошей точностью.



Фиг. 4. Результаты проверки измерительных элементов № 2 четырехэлементных калориметров

Для примера на фиг. 4 представлены результаты проверки измерительных элементов № 2 (по ходу воздуха) всех имеющих четырех топочных калориметров. На оси ординат дана величина Q_k / α_k , где α_k — коэффициент поглощения окисленной поверхности измерительного элемента при проверке и Q_k , определенный по тепловосприятию водяного

калориметра, а на оси абсцисс расчетное тепловосприятие по формуле (7). После обработки данных свыше 500 точек измерений выяснилась возможность аппроксимирования результатов проверки всех калориметров и измерительных элементов с удовлетворительной точностью единой формулой (по методу наименьших квадратов):

$$q_b/a_k = 1,103 q' - 21,6 \text{ кВт/м}^2. \quad (10)$$

Формула применима при нагрузках $q_b > 50 \text{ кВт/м}^2$.

Существование начальной ординаты в уравнении (10) указывает на неточность определения расчетного коэффициента теплопроводности $\lambda_{ст}$ или на наличие возможных паразитных тепловых потоков в измерительных элементах.

Коэффициент поглощения a_k определяли косвенным путем, используя при проверке приборов покрытие из сажи и жидкого стекла, для которого был принят коэффициент поглощения $a_{покр} = 0,96$. Было получено значение $a_k \approx 0,91$. В уравнение (10) подставлено значение $a_k = 0,907$, которое согласуется со справочными данными для сильно окисленной стальной поверхности [10]. Окончательно получено

$$q_b = q' - 19,6 \text{ кВт/м}^2. \quad (11)$$

Радиометры нестационарного теплового режима [8,9] подвергли также тщательной проверке при тех же условиях вместе с точными калориметрами - пробоотборниками.

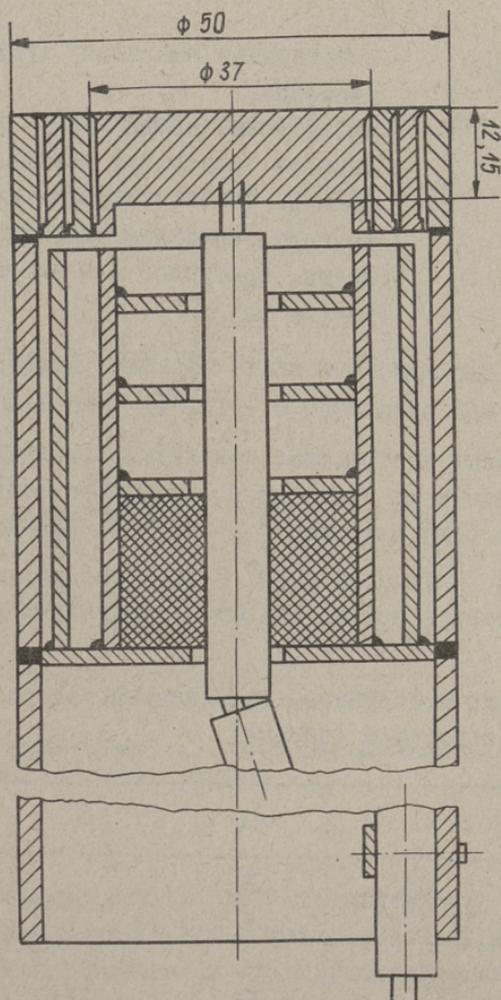
Конструкция использованных радиометров представлена на фиг. 5.

Падающий на радиометр поток излучения q_p определялся по тепловосприятию водяного калориметра в основном по методике, приведенной в [9]:

$$q_p = \frac{q_{b.к}}{a_{b.к}} = \frac{[q] + q_{сб}}{a_p^{эфф}}, \quad (12)$$

причем

$$[q] = \rho_{сб} \Delta t / \Delta \tau.$$



Фиг. 5. Радиометр нестационарного теплового режима

- Здесь $Q_{\text{вк}}$ - тепловосприятие водяного калориметра,
 $a_{\text{вк}} = 0,93$ - коэффициент поглощения водяного калориметра, определенный при помощи вышеприведенного покрытия,
 ρ и c - плотность и теплоемкость материала диафрагмы радиометра,
 δ - толщина диафрагмы,

- $Q_{\text{соб}}$ - собственное излучение диафрагмы радиометра,
 $\alpha_p^{\text{эфф}}$ - эффективный коэффициент поглощения,
 Δt - разница температур задней стенки диафрагмы, соответствующая диапазону увеличения термоэлектродвижущей силы,
 $\Delta \tau$ - время, требуемое для повышения температуры на Δt .

Примененные при измерениях пределы изменения термоэлектродвижущей силы были $8 \div 12$, $12 \div 16$ и $8 \div 16$ мв.

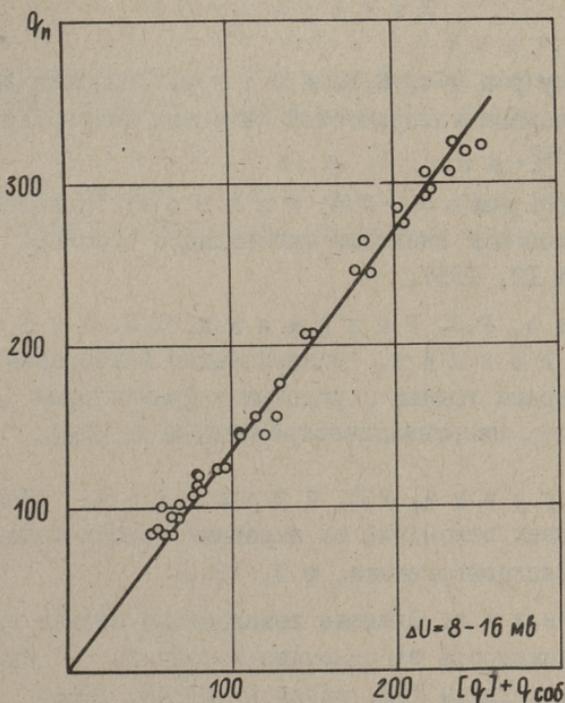
Как показали контрольные подсчеты, показания радиометров мало зависят от температуры холодного спая и достаточно подобрать одну среднюю $t_{\text{хс}} = 25^\circ\text{C}$. Ошибка при отклонении $t_{\text{хс}}$ даже на $\pm 10^\circ\text{C}$ от этого номинального значения получается меньше 2%. Это значительно упрощает расчеты.

Физические постоянные, примененные при расчетах, представлены в следующей таблице:

Т а б л и ц а I

ΔU	c	ρ	δ	Δt
мв	$\frac{\text{дж}}{\text{кг град}}$	$\frac{\text{кг}}{\text{м}^3}$	м	град
8-12	528,8	7,859 · 10 ³	12,15 · 10 ⁻³	51,36
12-16	547,6			48,75
8-16	537,2			100,11

Из уравнения для определения Q_p и из таблицы не трудно заметить, что обработка данных проверки приведет к определению эффективного коэффициента поглощения, при помощи которого учитываются и все неточности расчета. Средний коэффициент поглощения для всех трех диапазонов работы радиометров, найденный по методу наименьших квадратов, составил $\alpha_p^{\text{эфф}} = 0,744$. Для примера на фиг. 6 представлены данные проверки одного из радиометров.



Фиг. 6. Результаты проверки радиометров нестационарного теплового режима

В заключение можно отметить, что описываемые в настоящей статье приборы применены при исследованиях образования первоначального слоя отложений в пылесланцевых топках.

Л и т е р а т у р а

1. А.М. Г у р в и ч, В.В. М и т о р. Тепловая эффективность радиационных поверхностей нагрева. Энергомашиностроение, № 2, 1957.

2. А.М. Г у р в и ч, Г.Е. О ж и г о в. Тепловой эффект обдувки экранов при сжигании пылевидного топлива. Теплоэнергетика, № 12, 1957.

3. А.А. О т с, Р.Э. Р а н д м а н н, Т.Н. С у у р к у - у с к, В.И. Р е з н и к. Исследование неизотермичности факела в камерных топках с угловым и фронтальным расположением горелок. Энергомашиностроение, № 2, 1969.

4. А.М. Г у р в и ч, Р.С. П р а с о л о в. Некоторые свойства золых отложений на экранных трубах топок паровых котлов. Теплоэнергетика, № 7, 1960.

5. В.А. С е л ь г. Влияние температуры стенки экранных труб на интенсивность загрязнения в топках, сжигающих сланцевую пыль. Труды ТПИ, серия А, № 240, 1966.

6. А.А. О т с, Т.А. П и р к е р, Д.М. Е г о р о в, В.А. С е л ь г. Динамика загрязнения экранных труб топок при сжигании сланцев. Труды ТПИ, серия А, № 255, 1967.

7. В.Н. Г о л о в и н. Исследование загрязнения экранов котла ТП-90. Теплоэнергетика, № 3, 1964.

8. А.К. В н у к о в. Электрический радиометр-прибор для определения теплового потока лучистой энергии. Теплоэнергетика, № 8, 1958.

9. И.П. Э п и к, А.А. О т с. Измерение интенсивности излучения факела радиометрами нестационарного теплового режима. Известия АН ЭССР, том XII, серия физ.мат. и техн. наук, № 1, 1963.

10. А.Г. Б л о х. Основы теплообмена излучением. Госэнергоиздат, М., 1962.

11. А.А. Ш м ы к о в. Справочник термиста. Машгиз, М. 1961.

12. W.M. Craue, A.W. Lindsay, G.G. Thurlow. An Air-cooled Probe for the Collection of Deposits in Coal-fired Boilers. J.Inst.Fuel, 28, № 291, 1955.

13. P.J. Jackson, E. Raask. A Probe for Studying the Deposition of Solid Material from Flue Gas at High Temperatures. J.Inst.Fuel, 34, № 246, 1961.

A.Ots, T.Pirker, V.Selg

A Way for Investigation of the Formation of
Outside Deposits on Furnace Heating Surfaces

Summary

In the paper constructions of furnace calorimeter-samplers and radiometers for investigation of fouling of screen heating surfaces are discussed.

Formulae and constants for calculation of measured quantities are also given and results of overhauling control of above mentioned measuring devices in electrical furnace are presented.

УДК 621.18.683.87

М.Х. Уус, Л.М. Ыйспуу

О РАСЧЕТЕ ТЕОРЕТИЧЕСКОГО КОЛИЧЕСТВА
ВОЗДУХА, КОЛИЧЕСТВА СУШИЛЬНОГО АГЕНТА И ТЕМПЕ-
РАТУРЫ АЭРОСМЕСИ ПРИ ПЫЛЕВИДНОМ СЖИГАНИИ ГОРЮЧИХ
СЛАНЦЕВ

Пробелом в инженерных расчетах сжигания сланцев является отсутствие простых зависимостей для определения теоретически необходимого количества воздуха вместо применяемой нормативной формулы на основе элементарного химического состава горючей массы топлива. Надобность в таких более удобных для применения формулах возникла в связи со значительными колебаниями в качестве эстонских горючих сланцев, поступающих для сжигания в топках, и трудоемкостью элементарного анализа.

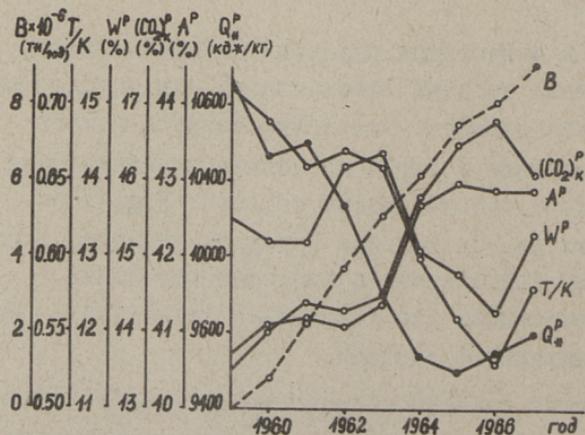
Недостатками расчёта количества сушильного агента, соотношения первичного воздуха к общему, температуры аэросмеси и т.д. можно считать большой объем вычислительной работы и отсутствие наглядности, в результате чего часто остаются невыясненными оптимальные варианты.

В настоящей работе сделана попытка найти зависимости между теоретическим количеством воздуха, с одной стороны, и содержанием горючих, теплотой сгорания и влажностью эстонских горючих сланцев, с другой стороны. Существенная часть статьи уделена разработке графического метода для определения названных выше параметров пылеприготовительных систем и пылесланцевых горелок. Посредством графического метода можно за минимальное количество времени рассчитать в разных направлениях несколько вариантов. Расчет

упрощается, но его точность уменьшается незначительно. Разработанный метод кроме цифровых величин дает и наглядную картину различных зависимостей.

1. Изменение промышленной характеристики горючих сланцев

При расчете пылесланцевых горелок одним исходным параметром является теоретически необходимое для горения количество воздуха, величина которого зависит от качества сжигаемых горючих сланцев. Изменение качества или, точнее, промышленной характеристики горючих сланцев на Прибалтийской ГРЭС за период с 1959 по 1967 год, по данным ГУЭ и Э при СМ ЭССР, представлено на фиг. 1:



Фиг. 1. Техническая характеристика горючих сланцев на Прибалтийской ГРЭС в период 1959 - 1967 гг. T/K - отношение терригенного и карбонатного вещества; B - расход сланцев в течение года

Как видно из фиг. 1, качество горючих сланцев существенно ухудшилось. Это объясняется тем, что в связи с нарастанием в республике открытой добычи доля небогатенных сланцев открытой добычи увеличивается и на электростанциях. Увеличилось содержание минеральной части в сланцах и изменился ее состав. Отношение песчано-глинистого (терригенного) и карбонатного вещества по формуле (1) уменьшилось с 0,73 до

0,52. Это показывает, что в минеральной части сланцев преимущественно увеличилось содержание карбонатов [1].

$$\frac{T}{K} = 0,413 \frac{A}{(CO_2)_k} - 0,519. \quad (I)$$

В последние годы, по данным фиг. I, наблюдается некоторая стабилизация величин, характеризующих качество горючих сланцев, что может быть полезно при подборе начальных данных о топливе для расчета и проектирования новых пылесланцевых горелок.

2. Упрощенные формулы для определения теоретически необходимого количества воздуха

Нормативная формула для определения теоретического количества сухого воздуха, необходимого для полного сгорания топлива V° [2], обладает большой точностью, но требует предварительного определения элементарного состава топлива.

Так как элементарный состав органической массы эстонских горючих сланцев практически постоянный, то V° зависит от содержания органической массы и колчеданной серы в сланцах.

Теоретическое количество воздуха для сгорания 1 кг органической массы эстонских сланцев, вычисленное по нормативной формуле, равно $9,18 \text{ м}^3$ * при ее среднем элементарном составе по данным Х.Раудсеппа и др. [3]. По этим же данным среднее количество колчеданной серы в горючей массе составляет $S_k^2 = 4,19\%$. Теоретическое количество воздуха для сгорания 1 кг горючей массы при $S_k^2 = 4,19\%$, вычисленное также по нормативной формуле из [2], равно $8,92 \text{ м}^3$. Следовательно, на единицу сухой или рабочей массы горючих сланцев получаем

$$\begin{aligned} V^\circ &= 0,0892 \cdot \Gamma_{\text{испр}} \text{ м}^3/\text{кг} \quad \text{и} \\ L^\circ &= 0,115 \cdot \Gamma_{\text{испр}} \text{ кг/кг.} \end{aligned} \quad (2)$$

* Все объемы газов в данной статье приведены в нормальных условиях.

Здесь $\Gamma_{\text{испр}}$ обозначает содержание исправленной (истинной) горючей массы в % соответственно в сухой или рабочей массе сланцев.

Изложенные формулы (2) дают по сравнению с нормативной формулой расхождение в результатах при определении V° до $\pm 0,03 \text{ м}^3/\text{кг}$ или \sim до 1%.

Следовательно, эти формулы вполне годны в практических расчетах, в которых не требуется особой точности, и в тех случаях, когда неизвестен элементарный состав сланцев.

Если же известно кроме $\Gamma_{\text{испр}}$ еще количество колчеданной серы S_k , соответственно в сухой или рабочей массе сланцев, предлагаем пользоваться формулой А. Отса

$$V^\circ = 0,0918 (\Gamma_{\text{испр}} - S_k) + 0,033 \cdot S_k \text{ м}^3/\text{кг}, \quad (3)$$

которая получена в предположении, что как органическая, так и колчеданная сера полностью сгорают до SO_2 .

Для выведения зависимости V° от Q_H использованы приведенные в [3] данные промышленного (технического) и элементарного анализов сланцев с относительно высокой теплотой сгорания и данные ТПИ о промышленном анализе сланцев открытой (карьерной) добычи с низкой теплотой сгорания. При этом V° определено по нормативной формуле и по формуле (2), а Q_H^c - по формуле Г. Саара [4]. Последняя при степени разложения карбонатов $k = 0,95$ [5] упрощается и имеет вид

$$Q_H^c = 344,28 \cdot \Gamma^c + 41,24 \cdot A^c - 89,56 \cdot (CO_2)_k^c \text{ кДж/кг}, \quad (4)$$

или, учитывая зависимость

$$\Gamma^c = 100 - A^c - (CO_2)_k^c \text{ \%}, \quad (5)$$

получаем

$$Q_H^c = 344,28 - 303 \cdot A^c - 434 \cdot (CO_2)_k^c \text{ кДж/кг}. \quad (6)$$

На основе проработки перечисленных выше экспериментальных данных получены следующие формулы:

$$V^{oc} = 0,000244 \cdot Q_H^c + 0,435 \text{ м}^3/\text{кг} \text{ и}$$

$$V^{op} = 0,000244 \cdot (Q_n^p + 25 W^p) + (1 - 0,01 \cdot W^p) \cdot 0,435 \quad \text{м}^3/\text{кг}. \quad (7)$$

Последняя формула при $Q_n^p = 8400$ кдж/кг дает расхождение по сравнению с нормативной формулой до $\pm 0,04$ м³/кг или около 1,5%. С увеличением теплоты сгорания погрешность формулы (7) уменьшается.

Полученные зависимости для определения V^o только по содержанию золы или углекислоты карбонатов имеют значительную погрешность в пределах $\pm 0,10 \dots 0,15$ м³/кг и поэтому для применения не рекомендуются.

3. Определение необходимого количества сушильного агента

При решении уравнения теплового баланса сушки топлива относительно количества сушильного агента q_1 , получаем [6]

$$q_1 = \frac{\frac{W^p - W^{п\lambda}}{100 - W^{п\lambda}} (2487 + 1,88t_2 - 4,19t_{\tau\lambda}) + \frac{100 - W^p}{100} (C_{\tau\lambda}^c + \frac{4,19W^{п\lambda}}{100 - W^{п\lambda}}) (t_2 - t_{\tau\lambda}) - q_{\text{мех}} + q_5}{C_{ca} \cdot t_1 + K_{\text{прс}} \cdot C_{x.b} \cdot t_{x.b} - (1 + K_{\text{прс}}) C_2 t_2} \quad \frac{\text{кг}}{\text{кг}}. \quad (8)$$

В уравнении (8) следующие величины приняты постоянными:

- 1) $t_{\tau\lambda} = 0^\circ \text{C}$ [6],
- 2) $C_{\tau\lambda}^c = 0,88$ кдж/кг $^\circ\text{C}$ [2],
- 3) $C_{ca} = 1,02$ кдж/кг $^\circ\text{C}$ [2] при $t_1 = 270^\circ \text{C}$,
- 4) $C_2 = 1,01$ кдж/кг $^\circ\text{C}$ [2] при $t_2 = 80^\circ \text{C}$,
- 5) $K_{\text{прс}} = 0$ (мельница под небольшим давлением),
- 6) $q_{\text{мех}} = q_5$ (с последующим исправлением).

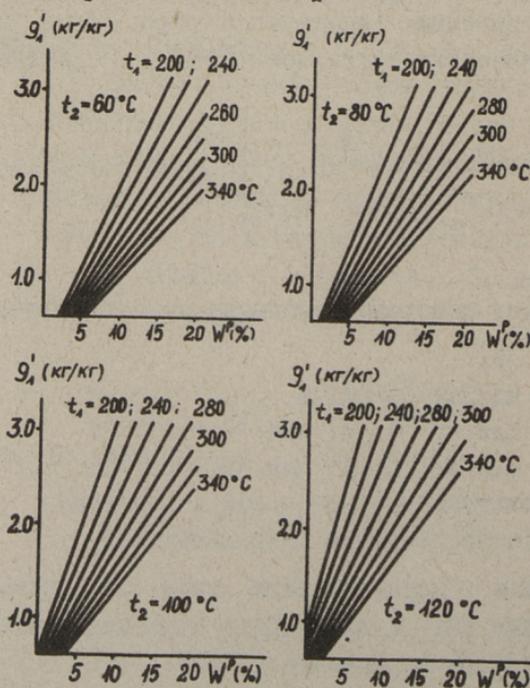
После вставки перечисленных выше постоянных величин в уравнение (8) и проведения некоторых простых преобразований можем его переписать в виде

$$q_1 = \frac{aW^p + b}{ct_1 - d}, \quad (9)$$

где

$$\left. \begin{aligned} d &= 1,0 \\ b &= \frac{88t_2 - W^{\text{н}}(2487 + 1,42t_2)}{2487 + t_2 - 0,033 W^{\text{н}}t_2} \\ c &= \frac{1,02(100 - W^{\text{н}})}{2487 + t_2 - 0,033 W^{\text{н}}t_2} \\ d &= \frac{1,01t_2(100 - W^{\text{н}})}{2487 + t_2 - 0,033 W^{\text{н}}t_2} \end{aligned} \right\} \text{(IO)}$$

Если принять $W^{\text{н}} = 1,0\%$ и обозначить количество сушильного агента и параметры (IO) при этом штрихом, то при каждой $t_2 = \text{const}$ величины (IO) константны и можно построить зависимости $g'_1 = f(W^{\text{р}}; t_1)$ для любой $t_2 = \text{const}$. Эти зависимости представлены на фиг. 2 :



Фиг. 2. Определение количества сушильного агента g'_1 .
 Общая расчетная формула $g_1 = K_1 g'_1 - K_2$.
 t_1 и t_2 — температура горячего воздуха и аэромеси после сепаратора; $W^{\text{р}}$ — влажность рабочей массы топлива

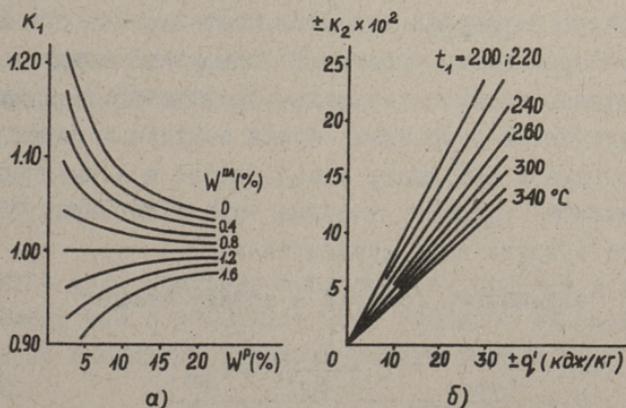
В вышеизложенном мы считали $W^{на} = 1,0\%$. Действительная конечная влажность пыли обычно изменяется в пределах от 0 до 1,5%. Найдем поправочный коэффициент K_1 , который учитывает влияние $W^{на}$ на количество сушильного агента

$$K_1 = \frac{q_1}{q_1'} = \frac{\frac{dW^P + b}{ct_1 - d}}{\frac{d'W^P + b'}{c't_1 - d'}} \approx \frac{W^P + b}{W^P + b'}, \quad (II)$$

где q_1 — количество сушильного агента при действительной конечной влажности пыли.

Равенства $c = c'$ и $d = d'$ допускаются, так как величины c и d зависят от $W^{на}$ незначительно, что видно из выражений (10).

Коэффициент K_1 является функцией переменных W^P , $W^{на}$ и t_2 . При этом зависимость K_1 от температуры t_2 невелика. Значения K_1 при средней температуре сушильного агента $t_2 = 90^\circ \text{C}$, вычисленные по формуле (II), приведены в виде графика на фиг. 3а.



Фиг. 3. Поправочные коэффициенты K_1 и K_2 для определения количества сушильного агента по общей формуле $Q_1 = K_1 q_1' - K_2 W^{на}$; $W^{на}$ — влажность пыли; W^P — влажность рабочей массы топлива; $Q = Q_{мех} - Q_5$; t' — температура горячего воздуха

При расчете g_1' мы считали $q_{\text{мех}} = q_{\text{с}}$. В действительности они могут быть неравными. Обозначим $q_1' = q_{\text{мех}} - q_{\text{с}}$. Учитывая изложенный выше материал, можем формулу (8) переписать в виде

$$g_1 = k_1 g_1' - \frac{q_1'}{1,02 \cdot t_1 - 1,01 \cdot t_2} \quad \text{кг/кг} \quad (I2)$$

или, считая вторую слагаемую равной поправочному коэффициенту k_2 , получаем

$$g_1 = k_1 g_1' - k_2 \quad (I3)$$

При $t_2 = 90^\circ \text{C}$

$$k_2 = \frac{q_1'}{1,02 t_1 - 90,9} \quad (I4)$$

Графическое изображение зависимости (I4) представлено на фиг. 3б.

4. Определение отношения между количествами первичного и общего воздуха

Целью данного параграфа является составление графиков, при помощи которых можно определить отношение между количествами первичного и общего воздуха. Количество первичного воздуха определяется условиями сушки топлива и необходимой скоростью воздуха в мельнице, в сепараторе и в пылепроводе. Здесь ограничимся учетом условий сушки топлива, так как учет скорости воздуха не затруднителен.

Отношение первичного воздуха к общему воздуху

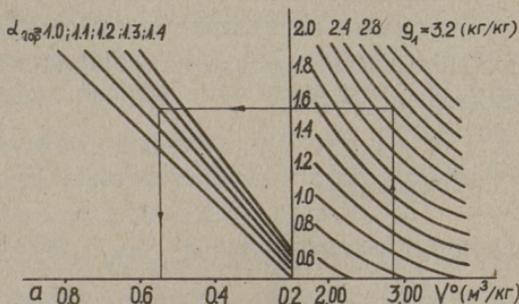
$$\alpha = \frac{V_{\text{перв}}}{V_{\text{общ}}} = \frac{B \frac{g_1}{1,285} (1 + k_{\text{прс}})}{\alpha_{\text{гор}} \cdot B \cdot V^\circ} \quad (I5)$$

где $k_{\text{прс}} = 0$ — учитывая, что мельница под небольшим давлением и в горелке давление ~ 0 .

Следовательно, отношение количества первичного воздуха к общему воздуху выражается функцией

$$\alpha = f(g_1; \alpha_{\text{гор}}; V^\circ).$$

Соответствующее графическое изображение приведено на
 фиг. 4



Фиг. 4. Определение отношения между количествами первичного и общего воздуха $\alpha = V_{\text{перв}}/V_{\text{общ}}$. V^0 — теоретически необходимое количество воздуха; g_1 — количество сушильного агента; α_{200} — коэффициент избытка воздуха в горелках

5. Определение температуры аэросмеси на выходе из горелок предварительного смешения

Приведенный ниже способ предназначен для определения температуры аэросмеси после перемешивания всего воздуха со сланцевой пылью. Для определения температуры аэросмеси на выходе из горелок исходим из теплового баланса смешения первичного и вторичного воздуха и топливной пыли (обозначение величин см. [6]):

$$C_{\text{вт}} \cdot t_{\text{вт}} \cdot r_{\text{вт}} + C_{\text{са}} \cdot t_{\text{са}} \cdot r_{\text{са}} + C_{\text{тл}} \cdot t_{\text{тл}} \cdot r_{\text{тл}} = t_{\text{ас}} (C_{\text{ас}} + r_{\text{тл}} C_{\text{тл}}) \quad (16)$$

В формуле (16) удельные теплоемкости приняты равными тем же значениям, что и в формуле (8). Удельная теплоемкость аэросмеси на выходе из горелок принята равной $C_{\text{ас}} = 1,017$ кдж/кг °С.

Учитывая то, что в уравнении (16) между членами $r_{\text{вт}}$ и $r_{\text{са}}$ существует связь

$$r_{\text{вт}} + r_{\text{са}} = 1 \quad \text{и} \quad t_{\text{тл}} = t_{\text{са}},$$

получаем

$$t_{\text{ас}} = \frac{r_{\text{вт}}}{C_{\text{ас}} + C_{\text{тл}} r_{\text{тл}}} (C_{\text{вт}} t_{\text{вт}} - C_{\text{са}} t_{\text{са}}) + t_{\text{са}} \frac{C_{\text{са}} + C_{\text{тл}} r_{\text{тл}}}{C_{\text{ас}} + C_{\text{тл}} r_{\text{тл}}} \quad ^\circ\text{С} \quad (17)$$

Считаем, что в формуле (I7) величина

$$\frac{C_{ca} + C_{TA} \Gamma_{TA}}{C_{ac} + C_{TA} \Gamma_{TA}} = 1.$$

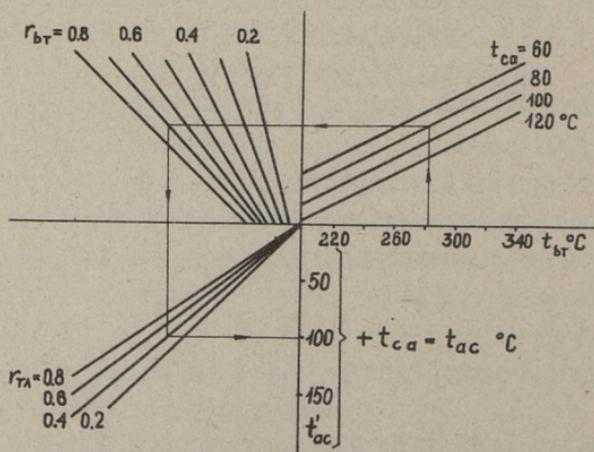
Ошибка от этого упрощения составляет менее 0,5%, что вполне допустимо в практических расчетах. Следовательно, после внесения константов получаем

$$t_{ac} = t_{ca} + \frac{\Gamma_{BT}}{1,017 + 0,88 \Gamma_{TA}} (1,02 \cdot t_{BT} - 1,01 t_{ca}) \text{ } ^\circ\text{C}. \quad (\text{I8})$$

Обозначая вторую слагаемую через t'_{ac} , имеем

$$t_{ac} = t_{ca} + t'_{ac} \text{ } ^\circ\text{C}. \quad (\text{I9})$$

На фиг. 5 приведено графическое построение для определения t'_{ac} . Температуру аэросмеси получаем посредством формулы (I9).



Фиг. 5. Определение температуры аэросмеси t_{ac} на выходе из горелок предварительного смешения. Расчетная формула $t_{ac} = t_{ca} + t'_{ac}$. t_{BT} - температура горячего (вторичного) воздуха; t_{ca} - температура сушильного агента на выходе из сепаратора; Γ_{BT} - отношение массы вторичного воздуха к газовой массе аэросмеси; Γ_{TA} - отношение массы топлива к газовой массе аэросмеси

В ы в о д ы

При помощи изложенного выше материала можно с малыми затратами времени для практической цели с достаточно большой точностью определить ряд основных параметров пылеприготовительных систем и пылесланцевых горелок.

1. Выведены упрощенные формулы (2) и (7) для определения теоретически необходимого количества воздуха при сжигании эстонских горючих сланцев.

2. Составлен графический метод для определения количества сушильного агента, представленный на фиг. 2 и 3.

3. Для определения отношения первичного воздуха к общему можно использовать график на фиг. 4, или последовательно фиг. 2, 3 и 4.

4. Для определения температуры аэросмеси на выходе из горелки предварительного смешения разработан графический метод, приведенный на фиг. 5.

5. Аналогичные графические методы могут быть составлены и для других видов твердых топлив.

Л и т е р а т у р а

1. Л.М. Ы й с п у у. О процессе размола сланцев в молотковых мельницах. Труды ТПИ, серия А, № 232, 1966.

2. Тепловой расчет котельных агрегатов (Нормативный метод), под ред. А.М. Г у р в и ч а и Н.В. К у з н е ц о в а. Госэнергоиздат, Москва-Ленинград 1957.

3. Х.Т. Р а у д с е п п, А.С. Ф о м и н а, Б.К. Т о р п а н, Х.К. Н о р м а н. Техно-химическая характеристика кукерского сланца западного крыла эстонского сланцевого бассейна. Труды ТПИ, серия А, № 57, 1954.

4. Г.К. С а а р. Определение теплотворной способности эстонского сланца-кукерсита. Труды ТПИ, серия А, №205, 1963.

5. Г.К. С а а р. Определение состава эстонского сланца-кукерсита и количества образующейся золы по данным промышленного анализа. Труды ТПИ, серия А, № 205, 1963.

6. Нормы расчета и проектирования пылеприготовительных установок. Под ред. М.Л. К и с е л ь г о ф а и Н.В. С о - к о л о в а. Госэнергоиздат, Москва-Ленинград 1958.

M.Uus, L.Õispuu

About the Calculation of Theoretically Needed
Amount of Air, Amount of Drying Agent and
Temperature of Aeromixture for Burning Oil-
Shale

Summary

In the article the simplified formulae for determination of the theoretically needed amount of air for burning, depending on the technical analysis of Estonian oil-shale, are deduced. The graphical methods for facilitating the calculation of oil-shale are also worked out.

УДК 621.165.001.24

А.М. Кузнецов

ВЛИЯНИЕ ИЗМЕНЕНИЙ ПОТЕРЬ С ВЫХОДНОЙ СКОРОСТЬЮ
НА ЭКВИВАЛЕНТНЫЕ ТЕПЛОПАДЕНИЯ ОТБОРОВ
КОНДЕНСАЦИОННЫХ ТУРБИН

При различных изменениях в тепловых схемах расход пара в отсеках турбины между отдельными отборами изменяется. Также изменяется расход пара в конденсаторе. В связи с этим в общем случае изменяются потеря с выходной скоростью отработанного пара и сработанное теплопадение пара в турбине. При расчете эквивалентных теплопадений (э.т.п.) эти изменения следует учитывать.

В общем случае учет изменения потерь в последней ступени турбины является весьма сложным. Эти потери зависят от удельной паровой нагрузки конденсатора d_k , от удельной нагрузки выхлопа d_b , от кратности циркуляции m и от параметров отработанного пара [1, стр. 188]. Однако в методе э.т.п. желательно учесть потери в последней ступени турбины простым способом, чтобы не усложнить применения метода, сохранив достаточную точность.

Поставленная задача может быть разделена на две части.

I. При выборе тепловой схемы в н о в ь п р о е к т и р у е м ы х т у р б и н, когда установка еще не выполнена в металле, нет никаких оснований говорить об изменениях процесса в проточной части турбины из-за изменений регенеративных отборов и расхода пара в отсеках турбины. Например, нет никаких оснований применять формулу Флигеля для определения давления отработанного пара при перемен-

ном расходе пара в отсеках, так как проточная часть турбины будет выполнена в соответствии с расходами окончательно принятой схемы. Исключение представляет только последняя ступень мощных турбин, в которых с увеличением расхода пара не имеется возможности плавно увеличить площадь выхлопа, а с уменьшением расхода нет надобности уменьшать ее. Таким образом, площадь выхлопа последней ступени остается заданной и изменяется удельная нагрузка выхлопа.

При рассмотрении данной задачи параметры отработанного пара в конденсаторе можно принять постоянными, так как поверхность конденсатора и расход воды могут быть выбраны в соответствии с окончательным расходом пара в конденсатор. При этом $\eta_{\text{с}}$ последней ступени, без учета выходных потерь, останется на прежнем уровне. Следовательно, теплопадение в турбине останется прежним, изменятся только потери с выходной скоростью.

Рассмотрим случай, когда расход пара в конденсатор $D_{\text{к}}$ возрастает на $\Delta D_{\text{к}}$ и удельная выходная потеря h кдж (ккал)/кг увеличивается на Δh . Полное изменение выходных потерь определится формулой:

$$\Delta \Pi = D'_{\text{к}} h' - D_{\text{к}} h = \Delta D_{\text{к}} h + D'_{\text{к}} \Delta h, \quad (I)$$

где $D'_{\text{к}} = D_{\text{к}} + \Delta D_{\text{к}}$, $h' = h + \Delta h$.

Штрихом обозначены величины после изменения.

В методе эквивалентных теплопадений принимается энтальпия пара в конденсаторе $i_{\text{к}}$ с учетом выходных потерь. Поэтому первый член равенства (I) $\Delta D_{\text{к}} h$ учитывается автоматически и дополнительно следует учесть только второй член.

Найдем увеличение удельной выходной потери Δh . Уравнение сплошности потока в конденсатор в исходном и измененном случае равно:

$$F c = D_{\text{к}} v \quad \text{и} \quad F c' = D'_{\text{к}} v, \quad (2)$$

где c — абсолютная скорость выхлопного пара,

F - площадь выхлопа,

V - удельный объем.

В принятых условиях объем выхлопного пара остается постоянным, из (2) найдем:

$$c' = c \frac{D'_k}{D_k}.$$

Удельная потеря с выходной скоростью в исходном и измененном случае равна:

$$h = \frac{c^2}{K^2}; \quad h' = \frac{(c')^2}{K^2} = h \left(\frac{D'_k}{D_k} \right)^2, \quad (3)$$

где K - константа в формуле $C = K\sqrt{h}$, зависящая от размерностей.

Изменение удельной выходной потери равно:

$$\Delta h = h' - h = \frac{(2D_k + \Delta D_k)^2}{D_k^2} \Delta D_k h. \quad (4)$$

Изменение выходной потери, определяемое последним слагаемым равенства (1), равно:

$$D'_k \Delta h = (D_k + \Delta D_k) \frac{(2D_k + \Delta D_k)}{D_k^2} \Delta D_k h. \quad (5)$$

Пренебрегая величиной ΔD_k в круглых скобках, окончательно найдем увеличение выходных потерь в турбине из-за стеснения выхлопа

$$D'_k \Delta h = 2 \Delta D_k h. \quad (6)$$

Найдем, в каком случае можно пренебрегать величиной ΔD_k по сравнению с D_k в формуле (5). Примем $D_k = 1$, а $\Delta D_k = 0,1$, тогда:

$$D'_k \Delta h = (1 + 0,1)(2 + 0,1) \Delta D_k h = 2,31 \Delta D_k h.$$

Относительная погрешность формулы (6) по сравнению с формулой (5) при $\Delta D_k = 0,1 D_k$ составляет 13,5%. Относительная погрешность э.т.п. первого отбора будет 4-6%. При различных изменениях тепловых схем конденсационных турбин ΔD_k в редких случаях может достигать $0,1 D_k$. Поэтому формула (6) вполне применима к э.т.п. конденсационных турбин.

Некоторая потеря работы еще происходит из-за дополнительного расхода энергии на циркуляционные насосы, равная:

$$\Delta D_k \cdot h_n = \frac{\Delta D_k \cdot m \cdot v_b \cdot \Delta p_n}{\eta_{нз}}, \quad (7)$$

где m — кратность циркуляции,
 v_b — удельный объем воды, м³/кг,
 Δp_n — разность давлений, создаваемая насосом,
 $\eta_{нз}$ — к.п.д. насоса и его электропривода, учитывающий дополнительные потери.

Полное изменение потерь равно:

$$\Delta P \cong (2h + h_n) \Delta D_k. \quad (8)$$

2. Для турбины, выполненной в металле, изменение потерь с выходной скоростью можно найти следующим образом. При уменьшении первого отбора (по ходу воды) давление в отборе возрастает. Расход пара в конденсатор возрастает. Тепловой перепад на последнем отсеке (по ходу пара) увеличивается и на предыдущем уменьшается. Это не изменяет теплоперепада турбины. Увеличим расход воды в конденсаторе так, чтобы параметры отработанного пара остались без изменений. При этом η_{oi} последней ступени останется практически прежним. Потери с выходной скоростью и дополнительный расход энергии на циркуляционные насосы, как и в первом случае, составят

$$\Delta P \cong (2h + h_n) \Delta D_k.$$

Если расход охлаждающей воды останется без изменений, то из-за увеличения расхода пара в конденсатор давление отработанного пара возрастет. Увеличение давления отработанного пара можно определить по характеристике конденсатора. В этом случае удельный объем выхлопного пара уменьшается и увеличение выходных потерь из-за увеличения расхода почти полностью компенсируется уменьшением выходных потерь из-за уменьшения удельного объема [2], но уменьшается сработанное теплопадение.

Так как изменение давления отработанного пара Δp_k небольшое, то изменение теплопадения можно определить по формуле [3, стр. 48]:

$$\Delta h_T = v \Delta p_k \quad (9)$$

Потеря работы составит

$$\Delta h_p = v \Delta p_k \eta_{oi}, \quad (10)$$

где $\eta_{oi} = 0,9$ можно принять достаточно высоким [I, стр. 217]

Выполненные расчеты для ряда турбин показывают, что

$$\Delta h_p \approx 2h + h_n,$$

$$\text{а } h_n = (0,2 - 0,6)h.$$

Следовательно, формула (8) применима и для действующих турбин.

Найдем э.т.п. первого отбора с учетом дополнительных потерь. Подведем извне в первый регенеративный подогреватель такое количество тепла, чтобы отбор уменьшился на I кг. Поток пара в конденсатор увеличится на $\Delta D_k = I$ кг. Вытесненный пар первого отбора с учетом дополнительных потерь произведет работу:

$$H_1 = i_1 - i_k - 2h - h_n, \quad (11)$$

где i_1 — энтальпия отборного пара.

В случае отвода тепла из подогревателя и уменьшения расхода пара в конденсатор H_1 меняет свой знак. Действительно, работа пара в турбине уменьшается на $i_1 - i_k$, выходные потери уменьшаются, отчего работа установки возрастает на $+2h + h_n$. Если взамен i_k принять энтальпию выхлопного пара $i_k^* = i_k - h$, то получим:

$$H_1 = i_1 - i_k^* - 3h - h_n. \quad (12)$$

Величина $3h + h_n$ учитывает полное изменение потерь, что также можно получить из формул (I) и (7) при $\Delta D_k = I$ кг.

Остальные эквивалентные теплопадения определяются обычным образом в зависимости от структуры тепловой схемы. Изменение работы I кг свежего пара и к.п.д. турбоустановки определяются так, как изложено в [4, 5, 6, 7].

Выводы

Метод эквивалентных теплопадений позволяет легко учесть главную часть изменений выходных потерь, обусловленных изменением структуры и параметров тепловой схемы.

Литература

1. А.Э. Гельтман, Д.М. Будняцкий, Л.Б. Анатовский. Блочные конденсационные электростанции большой мощности, 1964.

2. М.И. Щепетильников, Е.И. Польщикова. Статья в сборнике: Повышение экономичности и надежности энергосистем, 1965.

3. А.В. Щегляев. Паровые турбины, 1967.

4. В.Я. Рыжкин, А.М. Кузнецов. "Теплоэнергетика", 1965, № 6.

5. А.М. Кузнецов. "Теплоэнергетика", 1965, № 7.

6. А.М. Кузнецов. "Теплоэнергетика", 1965, № 12.

7. А.М. Кузнецов. Труды Таллинского политехнического института, серия А, № 255, 1967.

A.M.Kuznetsov

Der Einfluß der Veränderungen der Ausgangsgeschwindigkeitsverluste auf die äquivalenten Wärmegefälle der Dampfenahme der Kondensationsturbinen

Zusammenfassung

Im vorliegenden Artikel betrachtet man folgende Fälle:

- 1) die neuentworfene Turbine,
- 2) die Turbine ist schon gebaut.

Es wurde festgestellt, dass 1 kg des verdrängtes Wasserdampfes der ersten Dampfenahme seitens des Kondensators sich um 2.h vermindert (h ist die Verluste bezogen auf die Ausgangsgeschwindigkeit).

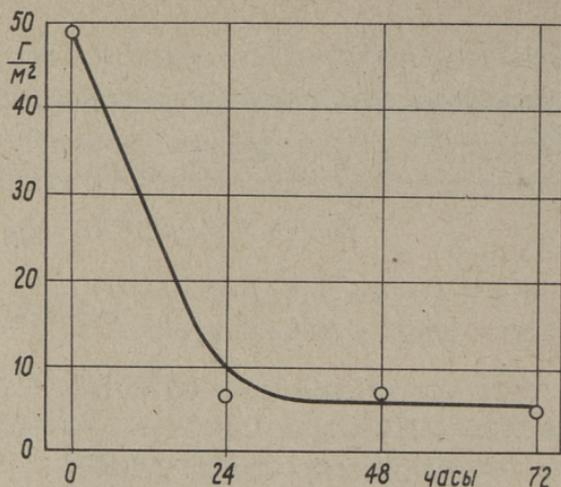
Die beschriebene Methode ermöglicht leicht die Veränderung der Verluste in der letzten Stufe zu berücksichtigen.

УДК 620.193.53

П.И. Ансон, Я.П. Лайд

СТЕНД ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ
КОРРОЗИИ ЖАРОПРОЧНЫХ СТАЛЕЙ В СРЕДЕ ПРОДУКТОВ
СГОРАНИЯ ЖИДКИХ ТОПЛИВ

В настоящее время можно считать общепризнанным, что отдельные компоненты минеральной примеси органических топлив активизируются в результате высокотемпературной обработки в топочном процессе и могут оказывать агрессивное действие на металл поверхностей нагрева при контакте с ними. Поэтому результаты коррозионных испытаний металла, предназначенного для работы при высоких температурах в среде продуктов сгорания, полученные в воздухе, не могут являться в должной мере исчерпывающими для суждения о коррозионной стойкости металла в рабочих условиях. В связи с этим в последнее время появляется все больше исследований по интенсивности коррозии металлов в присутствии синтетической или натуральной золы топлив. Однако при достаточно точной имитации реальных рабочих условий возникают значительные трудности. При проведении таких опытов металлический образец погружается обычно в небольшую порцию золы, которая в течение опыта не заменяется. Есть, однако, основание предполагать, что при выдержке золы при высокой температуре ее агрессивные свойства могут довольно быстро уменьшиться. На фиг. 1 приведена зависимость изменения агрессивности сланцевой золы от длительности предварительного ее прокаливания в воздухе при температуре 900°C , полученная в результате кратковременных коррозионных испытаний стали X25T при 900°C . Очевидно, что агрессивность золы значительно сни-



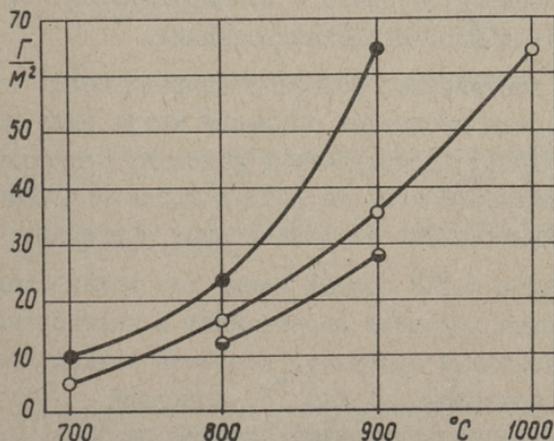
Фиг. 1. Зависимость коррозии стали X25T при 900°С от длительности предварительного прокаливания сланцевой золы при температуре 900°С. Длительность опытов 4 часа.

зается уже после кратковременного прокаливания. Поэтому, по-видимому, для получения достоверных данных необходимо обеспечить при проведении опытов непрерывный приток свежих порций золы к поверхности образца.

Кроме того, известно, что химический состав отложений золы на трубах поверхностей нагрева, а следовательно, и их агрессивные свойства зависят, при прочих равных условиях, от температуры металла. При этом не обязательно и не во всех диапазонах температур агрессивность золы отложений повышается с увеличением температуры стенки трубы. В качестве примера в таблице приведен химический состав двух отложений золы сланцевого масла с труб высокотемпературной поверхности нагрева. При этом трубы, с которых собраны отложения, располагались при одной и той же температуре газов ($\sim 1000^{\circ}\text{C}$), но температура стенки трубы с отложением № 1 была приблизительно на 150°C ниже, чем у другой трубы с отложением № 2 (соответственно ~ 700 и $\sim 850^{\circ}\text{C}$).

Т а б л и ц а I

Соединение	Содержание, %	
	Зола № I	Зола № 2
SiO ₂	30,95	40,92
Fe ₂ O ₃	4,86	6,16
Al ₂ O ₃	11,41	14,10
CaO	13,61	22,84
MgO	2,32	3,40
NaO	5,62	4,97
K ₂ O	3,71	2,70
SO ₃	25,51	4,26
Cl	0,18	0,18



Фиг. 2. Зависимость коррозии стали X25Тв воздухе и в золе сланцевого масла от температуры при длительности опытов 192 часа. ○ - в воздухе, ● - в золе № 1, ◐ - в золе № 2

как видно по составу и в том числе по содержанию компонентов, обуславливающих агрессивность (щелочные металлы, SO₃) отложения существенно отличаются друг от друга. Опыт показывает, что и коррозионное взаимодействие этих отложений различное. Результаты коррозионных испытаний длительностью 192 часа в этих золах приведены на фиг. 2. Очевидно, что агрессивность зола № I, собранной с поверхности стенки с

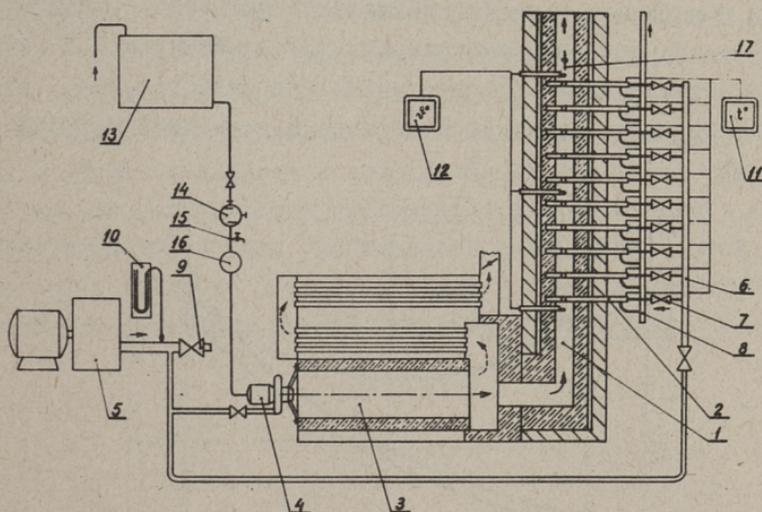
более низкой температурой, в данном случае выше, чем агрессивность зола № 2 (при 800°C - почти в 2 раза, а при 900°C - в 2,3 раза). На этой же фигуре для сравнения приведены результаты коррозионных испытаний этой же стали в воздухе без зола. Видно, что зола № 2, собранная с поверхности стенки с более высокой температурой, достаточно инертна и отложение такого рода является в какой-то мере даже защитным слоем на трубах, в то время как коррозия в присутствии зола № 1 превышает коррозию в воздухе при температуре, например 900°C , в 1,8 раза.

Таким образом, на высокотемпературных поверхностях нагрева происходит селективное отложение отдельных компонентов летучей зола и, по-видимому, конденсация и десублимация компонентов из газов, определяемые температурами стенки и продуктов сгорания. Поэтому и опыты по высокотемпературной коррозии, проведенные с летучей золой, уловленной из газохода, и опыты с золой отложений не могут являться в полной мере представительными.

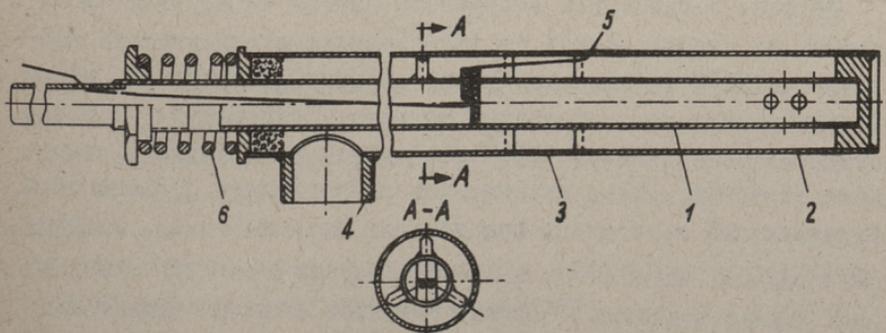
Наиболее достоверные данные о коррозионной стойкости металлов в среде продуктов сгорания могут быть получены в результате опытов, проводимых в условиях, наиболее близко соответствующих рабочим, то есть в среде продуктов сгорания натуральных топлив на охлаждаемых образцах.

С этой целью в ТПИ создан стенд для исследования высокотемпературной коррозии жаростойких и жаропрочных сталей в среде натуральных продуктов сгорания жидких топлив, схема которого приведена на фиг. 3. Основной частью этого стенда является неохлаждаемый опытный газоход, пристроенный к отопительному газотрубному котлу. Размеры поперечного сечения газохода - 230×140 мм, а длина около 2 м. Предусмотрена возможность одновременной установки 20-ти охлаждаемых воздухом зондов с испытываемыми кольцевыми образцами. Воздух на охлаждение зондов подается от компрессора. Температура стенок зондов регулируется изменением расхода охлаждающего воздуха, а температура газов - изменением расхода топлива. Основные технические характеристики стенда: предел регулирования температуры газов перед опытным газоходом - от 900 до 1200°C ; пределы регулирования темпера-

туры образцов - 500 - 1000⁰ С; скорость газов - 7-10 м/с; падение температуры газов в пределах газохода - до 150⁰ С; расход топлива - до 15 кг/ч. Температура газов и зондов измеряется термопарами и автоматически регистрируется самопишущими электронными потенциометрами. Поддержание температурного режима осуществляется с точностью до $\pm 10^0$ С.



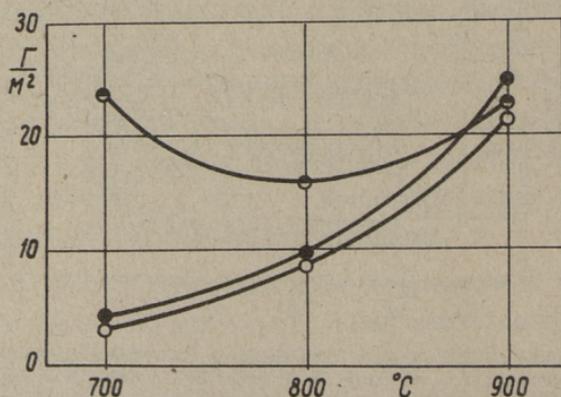
Фиг. 3. Схема стенда для исследования высокотемпературной коррозии: 1 - газоход, 2 - зонд, 3 - топка, 4 - форсунка, 5 - компрессор, 6,7,8 и 9 - воздушные трубы и вентили, 11 и 12 - приборы для измерения температуры газа и металла



Фиг. 4. Охлаждаемый зонд: 1 - внутренняя труба, 2 - внешняя труба, 3 - испытываемый образец, 4 - штуцер, 5 - термопара, 6 - пружина

Конструкция охлаждаемого зонда приведена на фиг. 4. Холодный воздух подается через внутреннюю трубу и выходит через кольцевую щель между внутренней и внешней трубами. Испытываемые образцы вставляются в разъем внешней трубы.

Параллельно с опытами в среде продуктов сгорания проводятся коррозионные опыты в воздухе. Скалина с образцов снимается в жидком натрии по специальной методике, разработанной в коррозионной лаборатории ЦКТИ инженером А.Н. Бессоновым. Коррозия со стороны газов определяется как разность суммарной потери веса образца и величиной коррозии в воздухе.



Фиг. 5. Зависимость коррозии стали X25T в продуктах сгорания сланцевого масла, в золе № 1 и в воздухе от температуры металла при длительности опытов 50 часов. о — в воздухе, е — в продуктах сгорания, ● — в золе № 1

На фиг. 5 приведены результаты одного из первых, проведенных на стенде опытов по исследованию интенсивности коррозии ст X25T в среде продуктов сгорания сланцевого масла в зависимости от температуры металла. Температура газов поддерживалась равной 1150° С. Длительность каждого опыта была 50 часов. Для сравнения там же приведена зависимость коррозии той же стали в присутствии золы № I и в воздухе. Из графиков видно, что при температурах ниже 900° С в данном случае коррозия в среде продуктов сгорания значительно больше, чем в золе № I (в 6,5 раз при температуре металла 700° С и в 1,8 раза — при 800° С) и в воздухе (в 8 раз при 700° С и в 2 раза — при 800° С). Кроме того, сам

характер зависимости величины коррозии в среде продуктов сгорания от температуры металла совершенно иной, чем в воздухе или в золе. В этом случае нет монотонного возрастания скорости коррозии с повышением температуры, а функция эта имеет экстремумы: в диапазоне исследуемых температур - минимум при 800°C (один из максимумов, очевидно, находится при температуре ниже 700°C). Аналогичный характер зависимости величины коррозии от температуры металла, обусловленный воздействием жидкой фазы сложных щелочных сульфатов и возможной конденсацией или десублимацией агрессивных компонентов в определенных температурных диапазонах, наблюдается и у других сталей. В настоящее время на стенде проводится серия коррозионных испытаний различных сталей при температурах $550 - 1000^{\circ}\text{C}$.

P. Anson, J. Laid

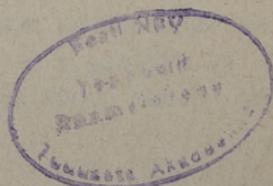
A Pilot-Plant Investigation in High-Temperature Fuel-Oil Corrosion of Heat-Resistant Steels

Summary

In the paper the scheme of the device for fuel-oil combustion and the method of experimental investigation in the high-temperature corrosion are described. Air-cooled probes of steel are exposed to the corrosive attack of newly-formed combustion products. The first results of the investigation and their comparison with the data obtained by convenient corrosion investigations are presented.

С о д е р ж а н и е

	Стр.
1. И.П. Э п и к, А.В. П р и к к, Л.М. Н и с п у у. Изучение работы сепаратора пылеприготовительной установки	3
2. А.А. О т с, Т.А. П и р к е р, В.А. С е л ь г. Способ исследования образования наружных отложений на топочных поверхностях нагрета.....	17
3. М.Х. У у с, Л.М. Н и с п у у. О расчете теоретического количества воздуха, количества сушильного агента и температуры аэросмеси при пылевидном сжигании горючих сланцев.....	33
4. А.М. К у з н е ц о в. Влияние изменений потерь с выходной скоростью на эквивалентные теплопадения отборов конденсационных турбин..	45
5. П.И. А н с о н, Я.П. Л а й д. Стенд для исследования высокотемпературной коррозии жаропрочных сталей в среде продуктов сгорания жидких топлив.....	51



ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

Сборник статей

IX

Таллинский политехнический институт

Редактор В. Ратник

Технический редактор Г. Гришина

Сдано в набор 25/X 1968. Подписано к печати
28/П 1969. Бумага 60x90/16. Печ.л. 3,75 +
прилож. Уч. изд. л. 3,0. Тираж 500. МВ-02278.
Зак. №140 Ротапринт ТПИ, Таллин,

Пижк ялг, 14.

Цена 30 коп.

Ep.6.7

TPI

Ep.9079

Toimetised.Seeria A

N 277

21.11.70 Tali'mets 2933-L

14.10.77. Kallaste 1345

10.06.72 Jyväski 1930 N/

27.02.66 Toomil 2745 III

12

Цена 30 коп.