

ISSN 0136-3549
0320-3360

TALLINNA
POLÜTEHNILISE INSTITUUDI
TOIMETISED

466

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО
ИНСТИТУТА

ТРИ
'79

ИССЛЕДОВАНИЕ
РАБОТЫ
ПАРОГЕНЕРАТОРОВ
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ



Теплоэнергетика XIX

Ep.6.7

466

**ТРИ
'79**

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621

ИССЛЕДОВАНИЕ
РАБОТЫ
ПАРОГЕНЕРАТОРОВ
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

Теплоэнергетика X1X

Таллин 1979

Fig. 6.7

1957

Eesti NSV
Teaduslik
Raamatukogu
IV
Teaduste Akadeemia

УДК 662.67:662.7:662.75:662.61.004.12.001.5

Р.Р.Алувэа, Х.Х.Арро, В.Я.Кеэров,
В.Э.Ратник, Р.В.ТоуартО ПОВЕДЕНИИ ОТДЕЛЬНЫХ МИНЕРАЛЬНЫХ КОМПОНЕНТОВ
ТВЕРДЫХ ПРИМЕСЕЙ СЛАНЦЕВОГО МАСЛА УТТ В ПРОЦЕССАХ
ОЧИСТКИ МАСЛА И ОБРАЗОВАНИЯ ЗОЛОВЫХ ОТЛОЖЕНИЙ

Среди научно-технических и экономических проблем, возникающих при переводе мощных пылесланцевых парогенераторов на сжигание сланцевого масла, немаловажное место занимает проблема очистки вырабатываемого в установках с твердым теплоносителем (УТТ) сланцевого масла от твердых примесей. Мелкозернистость этих примесей создает много технических трудностей при глубокой очистке масла и превращает ее в весьма дорогостоящую операцию. В то же время содержащиеся в примесях минеральные компоненты могут вызывать интенсивное загрязнение и коррозию поверхностей нагрева и тем самым значительно уменьшать надежность и экономичность работы парогенераторов. Естественно, что в таких условиях очень актуальным стал вопрос об оптимальной глубине очистки масла.

Предпосылкой для научно-обоснованного решения этой проблемы является всестороннее исследование и сопоставление данных о поведении минеральных составляющих сланцевого масла как при очистке масла, так и в процессах загрязнения и коррозии поверхностей нагрева. Очевидно, что с этой точки зрения немалый интерес представляет также сравнение результатов исследований, проведенных на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве для выяснения условий работы поверхностей нагрева при сжигании сланцевого масла УТТ [1, 2], и лабораторных исследований для изучения состава и свойств твердых примесей сланцевого масла [3].

Исследование проб золы суммарного сланцевого масла УТТ-500 использованного в качестве топлива при проведении упомянутых выше опытов показало, что химический состав минеральной части сланцевого масла может колебаться в весьма широких пределах. Например, эти пробы, полученные при лабораторном озолении отобранных во время опытов проб масла, содержали $\text{SiO}_2 - 2,73...39,51\%$; $\text{Fe}_2\text{O}_3 - 1,02...5,48\%$; $\text{Al}_2\text{O}_3 - 0,84...15,12\%$; $\text{CaO} - 21,81...40,75\%$; $\text{MgO} - 1,85...4,00\%$; $\text{Nd}_2\text{O} - 0,19...1,02\%$ и $\text{K}_2\text{O} - 0,34...6,22\%$. Содержание SO_3 в пробах составляло $6,50...55,52\%$ и $\text{Cl} - 0,02...2,97\%$. Однако, несмотря на большой диапазон имеющихся данных (зольность топлива при этих опытах колебалась в пределах $A^P = 0,06...1,28\%$), установить четкую зависимость между химсоставом золы и зольностью топлива на основании полученных результатов исследований все-таки не удалось. Можно было только отметить, что пробы, в общем, разделяются на две группы.

В первую группу входят пробы, у которых зольность топлива не превышала $0,20\%$. В таких пробах содержание SiO_2 составляло $2,73...25,37\%$; $\text{Fe}_2\text{O}_3 - 1,02...3,53\%$; $\text{Al}_2\text{O}_3 - 0,84...9,90\%$; $\text{CaO} - 28,55...40,75\%$; $\text{MgO} - 1,85...3,37\%$; $\text{Nd}_2\text{O} - 0,19...0,42\%$; $\text{K}_2\text{O} - 0,34...3,06\%$; $\text{SO}_3 - 25,10...55,52\%$ и $\text{Cl} - 0,02...0,90\%$. Что касается проб второй группы ($A^P > 0,20\%$), то они содержали $\text{SiO}_2 - 26,04...39,51\%$; $\text{Fe}_2\text{O}_3 - 3,45...5,48\%$; $\text{Al}_2\text{O}_3 - 9,77...15,12\%$; $\text{CaO} - 21,81...29,48\%$; $\text{MgO} - 2,17...4,00\%$; $\text{Nd}_2\text{O} - 0,33...1,02\%$; $\text{K}_2\text{O} - 3,73...6,22\%$; $\text{SO}_3 - 6,50...19,14\%$ и $\text{Cl} - 0,14...2,97\%$. На основе этих данных можно, очевидно, сказать, что уменьшение зольности сланцевого масла происходит прежде всего за счет выделения из масла компонентов, входящих, в основном, в состав различных силикатных минералов, а также хлоридов, в результате чего остаточная минеральная часть масла обогащается кальциевыми соединениями.

Аналогичные результаты были получены при лабораторных исследованиях состава и свойств твердых примесей сланцевого масла УТТ [3]. В этих опытах, в условиях отделения твердых примесей от масла с помощью центрифуги, наблюдалось весьма четкое различие между химсоставами выделенных и оставшихся в масле фракций минеральных веществ. Так, со-

держание основных минеральных компонентов в пробах выделенной фракции колебалось в пределах (в пересчете на безкарбонатную и безуглеродистую массу): SiO_2 - 28,83...36,36%; Fe_2O_3 - 3,33...4,75%; Al_2O_3 - 10,13...15,71%; CaO - 23,73...29,53%; MgO - 3,06...8,65%; Na_2O - 0,13...0,37% и K_2O - 2,84...4,77%, в то время как пробы, полученные при озолении очищенного масла, содержали SiO_2 - 4,15...19,42%; Fe_2O_3 - 1,10...5,36%; Al_2O_3 - 1,15...6,95%; CaO - 32,67...45,87%; MgO - 1,29...7,87%; Na_2O - 0,15...0,34% и K_2O - 0,50...2,42%. При этом высокое содержание сульфатной серы (20,71...48,67%) в пробах озоленного масла говорит, очевидно, о том, что оставшееся в масле после сепарации минеральное вещество должно, по-видимому, в основном состоять из CaSO_4 и легкосульфатирующихся кальциевых соединений - CaS и CaCO_3 , наличие которых в пробах твердых примесей было доказано результатами рентгенофазового анализа (наличие свободной CaO не было обнаружено).

Что касается серы и хлора, играющих очень важную роль в процессах загрязнения и коррозии поверхностей нагрева пылесланцевых парогенераторов, то влияние очистки сланцевого масла от твердых примесей на содержание этих компонентов в масле следует рассматривать отдельно. Количество S^{P} в пробах использованного при проведенных опытах суммарного сланцевого масла УТТ-500 составляло 0,78...0,87%. Учитывая результаты лабораторных опытов очистки масла, согласно которым выделенные из масла центрифугированием твердые примеси содержали всего 2,69...4,33% серы (в основном в сульфидных соединениях), что в пересчете на исходные пробы масла составляет, в среднем, менее 0,1%, то можно, очевидно, сказать, что основная доля серы в сланцевом масле УТТ находится в составе органических соединений и процесс очистки масла от твердых примесей относительно мало влияет на содержание серы (основное количество серы выделяется в процессе термической переработки исходного сланца в установках с твердым теплоносителем)

Несколько иначе обстоит дело с содержанием хлора. В процессах термической переработки сланца хлор, по-видимому, почти полностью связывается с компонентами минеральной части топлива (результаты проведенных химических анализов по-

казали, что хлор в пробах очищенного от твердых примесей сланцевого масла содержался только в следах). При этом хлориды, как выше уже отмечалось, относятся к компонентам, преимущественно выделяющимся в процессе очистки масла. Эти данные полностью подтверждаются также результатами лабораторных опытов, по которым при очистке проб масла примерно 90% от содержавшегося в исходных пробах хлора в процессе центрифугирования масла сепарировался.

Вышеизложенные результаты проведенных исследований указывают, таким образом, что очистка сланцевого масла от твердых примесей приводит не только к количественным, но и к качественным изменениям содержащегося в масле минерального вещества. Эти результаты позволяют также объяснить отмеченный выше большой разброс данных по химсоставу золы суммарного сланцевого масла УТТ-500. Очевидно дело в том, что зольность отдельных партий топлива для ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве в процессе изготовления регулировалась не только сепарацией твердых примесей, но и количеством добавляемых к тяжелой фракции масла более легких, малозольных фракций. К тому же, по-видимому, играли роль еще и неодинаковые условия хранения отдельных партий топлива в складах. Все это привело к большим, незакономерным колебаниям химсостава минеральных примесей, независящим от зольности топлива.

Что касается золowych отложений, образовавшихся на опытных зондах во время проведенных на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве опытов [I], то их химсостав также колеблется в весьма широких пределах (табл. I). При этом отмеченные выше различия в химсоставах обеих групп проб золы сланцевого масла достаточно четко отражаются также в химсоставах золowych отложений. Так, например, отложения, образовавшиеся во время опытов, когда зольность использованного сланцевого масла была низкой ($A^P < 0,20\%$), характеризовались обычно более низким содержанием в пробах SiO_2 и K_2O и несколько более высоким содержанием CdO и SO_3 . Однако установление строго определенной зависимости между A^P топлива и химсоставом отложений оказалось и в данном случае невозможным.

Большой разброс экспериментальных данных служил, по-видимому, также причиной, почему первоначальная попытка

определения на ЭВМ общих зависимостей химсостава золовых отложений от таких факторов, как температура дымовых газов и стенки зондов, дала результат, согласно которому воздействие упомянутых факторов почти не наблюдается. Однако рассмотрение данных отдельных конкретных опытов позволяет и в этом отношении все же сделать некоторые выводы

Т а б л и ц а I

Химический состав золовых отложений сланцевого масла УТТ-500, полученных на опытных заводах, в %

Компоненты	Фронтальные гребневидные отложения	Слои из-под гребней	Кормовые отложения
SiO ₂	5,15...38,41	5,67...32,56	3,31...31,16
Fe ₂ O ₃	2,40...22,11	3,14...14,28	2,26...24,27
Al ₂ O ₃	1,95...16,74	2,38...16,21	1,55...13,12
CaO	16,40...33,72	19,33...32,83	13,74...38,42
MgO	0,37...7,45	1,01...5,17	0,36...9,43
Na ₂ O	0,12...1,47	0,14...2,01	0,33...1,99
K ₂ O	1,73...13,40	2,40...19,60	2,49...27,70
SO ₃ [*]	7,16...43,64	14,52...45,35	16,61...47,86
Cl	0,00...0,34	0,00...0,37	0,00...0,47

* Сера в отложениях почти полностью находилась в составе сульфатов.

Для лучшего представления изменения содержания наиболее важных с точки зрения загрязнения поверхностей нагрева компонентов в отложениях с изменением температуры дымовых газов по длине опытного газохода, в таблице 2 представлены соответствующие данные двух довольно характерных опытов (содержание SiO₂ используется для характеристики значения силикатных соединений в процессах образования отложения). Кроме того, в таблице 3 приведены также данные об изменении содержания этих же компонентов в гребневидных, нижних

и кормовых отложениях. Для лучшего сопоставления, все данные, за исключением содержания SO_3 , приведены в пересчете на бессульфатную массу.

Т а б л и ц а 2

Изменение содержания SiO_2 , CaO , K_2O и SO_3 в гребневидных золowych отложениях по длине газохода

№ люка уста- новки зонда на газо- ходе*	Опыт № I33				Опыт № I34			
	$A^P = 1,28\%$				$A^P = 0,33\%$			
	SiO_2 %	CaO %	K_2O %	$SO_{3,06}$ %	SiO_2 %	CaO %	K_2O %	$SO_{3,06}$ %
7/2	42,12	28,29	2,62	9,02	40,55	30,05	5,13	14,70
7/3	40,91	27,98	5,05	15,34	38,59	26,28	11,60	17,92
9/2	39,42	27,40	8,61	19,79	37,90	27,13	9,04	20,50
10/1	38,76	26,72	9,53	21,35	38,17	28,78	10,13	23,34
11/3	37,21	26,35	10,93	21,18	37,70	27,88	11,21	22,98
12/2	37,87	29,09	9,32	18,80	38,10	30,46	9,83	22,19

* Нумерация люков проводилась по ходу дымовых газов. Перепад температуры дымовых газов от люка 7/2 до 12/2 составляла примерно $50-60^{\circ}C$.

Т а б л и ц а 3

Изменение содержания SiO_2 , CaO , K_2O и SO_3 в гребневидных, нижних и кормовых золowych отложениях

Компоне- нты	Опыт № I33					
	Зонд 7/2			Зонд 9/2		
	фронталь- ное греб- невидное отложение	слой из- под греб- ня	кормо- вое от- ложение	фронталь- ное греб- невидное отложе- ние	слой под греб- ня	кормо- вое отло- же- ние
SiO_2	42,12	38,21	31,67	39,42	37,89	30,53
CaO	28,29	26,17	22,60	27,40	26,58	24,83
K_2O	2,62	8,43	21,67	8,61	19,55	24,46
$SO_{3,06}$	9,02	21,75	27,90	19,79	19,11	28,44

Рассмотрение данных отдельных опытов по химсоставу отложений на зондах, расположенных в опытном газоходе ОПУ в различных зонах температуры дымовых газов, указывает на то, что существует некоторая тенденция к уменьшению содержания SiO_2 и увеличению SO_3 и K_2O как с уменьшением температуры дымовых газов, так и по ряду: гребневидные отложения – нижние слои – тыльные отложения (уменьшение содержания CaO наблюдается только при некоторых опытах). При этом упомянутые тенденции наблюдаются более ясно в зонах наиболее высоких температур дымовых газов, в то время как с уменьшением температуры ее воздействие на химсостав отложений, по-видимому, уменьшается (воздействие температуры стенки зонда практически не наблюдается).

Однако сопоставление всех результатов химических анализов проб золовых отложений, уноса и золы сланцевого масла показало, что более-менее просто можно в данном случае объяснить только уменьшение содержания SiO_2 и увеличение SO_3 в отложениях. Очевидно, причиной этого явления служит уменьшение при более низких температурах липкости частиц золы, состоящих в основном из силикатного вещества. Уменьшение способности таких частиц к сцеплению на поверхностях нагрева приводит, соответственно, к уменьшению доли силикатных соединений и возрастанию относительного количества сульфатных соединений в отложениях. Богатые SiO_2 частицы золы являются, по-видимому, также более крупными, чем объясняется их меньшее количество в тыльных отложениях.

Что касается CaO и K_2O , то изменение содержания этих компонентов в отложениях имеет, очевидно, более сложный характер, так как содержащиеся в золовых отложениях CaO и K_2O могут находиться как в составе силикатных, так и других, несиликатных соединений – прежде всего сульфатов. Поэтому их количество в отложениях определяется в результате нескольких одновременно протекающих процессов.

Например, упомянутое выше увеличение содержания K_2O в отложениях с уменьшением температуры дымовых газов, что сопровождается с одновременным уменьшением содержания SiO_2 и увеличением содержания SO_3 , говорит, по-видимо-

му, об увеличении в этих условиях относительного значения K_2SO_4 в процессах образования отложений (хотя не исключена возможность, что изменение содержания K_2O в отложениях частично связано также с различными температурами размягчения частиц различного состава). О наличии мелкозернистого K_2SO_4 в продуктах сгорания сланцевого масла свидетельствует, очевидно, высокая (иногда даже 70...80% и более) степень сульфатизации кормовых отложений, содержащих также в заметном (10...20%) количестве K_2O (степень сульфатизации характеризует полноту сульфатизации содержащихся в отложениях и золе CaO , MgO , Na_2O и K_2O).

Имеются, однако, и противоположные данные. Так, отложения, образовавшиеся в условиях сжигания малозольного ($A^P < 0,20\%$) сланцевого масла и характеризующиеся малым содержанием SiO_2 , содержат также мало K_2O . При этом отрицательная корреляция между содержанием K_2O и степенью сульфатизации отложений и, в частности, между соотношением K_2O / CaO и степенью сульфатизации свидетельствует, очевидно, о том, что K_2O в этих отложениях должна находиться в составе силикатных соединений.

Аналогично обстоит дело с CaO . С уменьшением зольности сланцевого масла и, соответственно, также содержания силикатных соединений в нем, наблюдается преимущественно образование высокосульфатизированных отложений, состоящих, в основном, из $CaSO_4$. И, наоборот, в условиях сжигания более высокозольного сланцевого масла в образовавшихся золовых отложениях также значительно растет доля CaO , связанной в силикатных минералах.

На основании всего вышеизложенного можно сделать следующие выводы. Очистка сланцевого масла от твердых примесей приводит к уменьшению в масле преимущественно силикатных соединений и хлоридов, в результате чего остаточная минеральная часть масла обогащается легкосульфатизирующимися кальциевыми соединениями. Как известно, относительно более легкоплавкие, чем CaO или $CaSO_4$, силикатные соединения участвуют, главным образом, в процессах образования быстрорастущих, но менее прочных гребневидных отложений, в то время как процесс сульфатизации CaO или других легко-

сульфатизирующихся кальциевых соединений в условиях уплотняющего и изнашивающего воздействия запыленного газового потока или средств очистки на отложение приводит к образованию плотных прочно связанных золовых отложений.

Учитывая, однако, то обстоятельство, что зола сланцевого масла является очень мелкозернистой [3] и заметного механического воздействия на отложения, очевидно, не оказывает, основным уплотняющим и изнашивающим фактором в процессах образования отложений при сжигании сланцевого масла является воздействие средств очистки поверхностей нагрева, влияние которых зависит от интенсивности очистки. Поэтому можно сказать, что отделение силикатных соединений от масла должно привести не только к уменьшению интенсивности образования гребневидных отложений, но и нижних плотных слоев отложений, так как интенсивность очистки поверхностей нагрева с уменьшением скорости роста гребневидных отложений резко падает.

Кроме того, уменьшение вместе с SiO_2 содержания K_2O и Cl в минеральной части сланцевого масла должно уменьшать также опасность высокотемпературной коррозии поверхностей нагрева, так как при этом уменьшается возможность образования в топочных процессах коррозионно-активных компонентов золы — KCl и K_2SO_4 .

Подводя итоги, можно, таким образом, сказать, что исходя из условий работы поверхностей нагрева парогенераторов, очистка используемого в качестве энергетического топлива сланцевого масла УТТ от твердых примесей является необходимой. Что касается глубины очистки, то, судя по данным настоящих опытов, можно, по-видимому, считать желательным, чтобы зольность топлива не превышала 0,20%.

Л и т е р а т у р а

Г. Арро Х.Х., Кеэров В.Я., Тоуарт Р.В., Калмару А.М., Талумаа Р.Ю. Исследование загрязнения поверхностей нагрева золовыми отложениями в условиях сжигания сланцевого масла УТТ-500 на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1978, № 450, с.65-72.

2. А л у в э э Р.Р., А р р о Х.Х., К е э р о в В.Я.,
Л о о с а а р Ю.М., Р а т н и к В.Э., Т о у а р т Р.В.
О химико-минералогическом составе золowych отложений, обра-
зовавшихся на опытных поверхностях нагрева при сжигании
сланцевого масла УТТ-500 на ОПУ ТЭЦ Кохтла-Ярве. - "Тр.
Таллинск. политехн. ин-та", 1978, № 450, с. 73-79.

3. А л у в э э Р.Р., А р р о Х.Х., Л о о с а а р
Ю.М., Р а т н и к В.Э. О составе и свойствах твердых при-
месей и золы сланцевого масла УТТ-500. - "Тр. Таллинск. по-
литехн. ин-та", 1978, № 450, с. 81-87.

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

Über das Verhalten von einzelnen Mineralkomponenten
der festen Beimischungen des Brennschieferöls AFW
im Ölreinigungsprozess und bei der Ascheablage-
bildung

Zusammenfassung

Dargestellt werden die Ergebnisse der Untersuchungen
die zur Erklärung des Verhaltens von einzelnen Mineral-
bestandteilen der festen Beimischungen des Brennschiefer-
Öls aus der Trockendestillationsanlage mit festen Wärmeträ-
ger (AFW) im Ölreinigungsprozess und bei der Ascheablage-
rungsbildung durchgeführt wurden.

Auf der Grundlage dieser Angaben werden Voraussagen
über den Einfluss gereinigten Öles auf die Heizflächenver-
schmutzung von Kesselanlagen gegeben.

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

ПЕРЕРАСПРЕДЕЛЕНИЕ СЕРЫ В ПРОЦЕССАХ РАЗМОЛА И ОЗОЛЕНИЯ БЕРЕЗОВСКОГО УГЛЯ

Уголь Березовского месторождения Канско-Ачинского бассейна характеризуется как топливо с малой зольностью и малым содержанием серы [1]. Основная доля из общего количества серы приходится на колчеданную и органическую составляющие, содержание сульфатной серы незначительное [2].

Зола березовского угля содержит в большом количестве компоненты (в основном окись кальция), способные в процессе озоления в лабораторной муфельной печи соединяться с серой. Поэтому из-за этих химических реакций масса золы, определяемая по ГОСТ 11022-64, не соответствует ее истинному значению. Увеличение зольности в ходе озоления проб бурых углей в общем случае выражается формулой

$$\Delta A^c = [0,375(1 - \alpha \beta_k) + \beta_k] S_k^c + 2,5 \beta_c (S_k^c + S_0^c) + (1 - k_{CO_2})(CO_2)_k^c \quad (I)$$

где S_k^c - количество колчеданной серы в сухой пробе топлива, %;

S_0^c - количество органической серы в сухой пробе топлива, %;

$(CO_2)_k^c$ - количество карбонатной двуокиси углерода в сухой пробе топлива, %;

β_k - степень сохранения колчеданной серы;

β_c - степень перехода горючей серы в сульфаты;

k_{CO_2} - степень разложения карбонатов;

α - стехиометрический фактор ($\alpha = 2$, если сульфид-

ная сера в золе находится в виде моносulfида железа, а при нахождении в виде дисulfида железа - $a = 1$).

Основной задачей настоящей работы является изучение процессов перераспределения серы в процессах размола и лабораторного озоления березовского угля, а также выведение уточненной формулы расчета испаренной зольности.

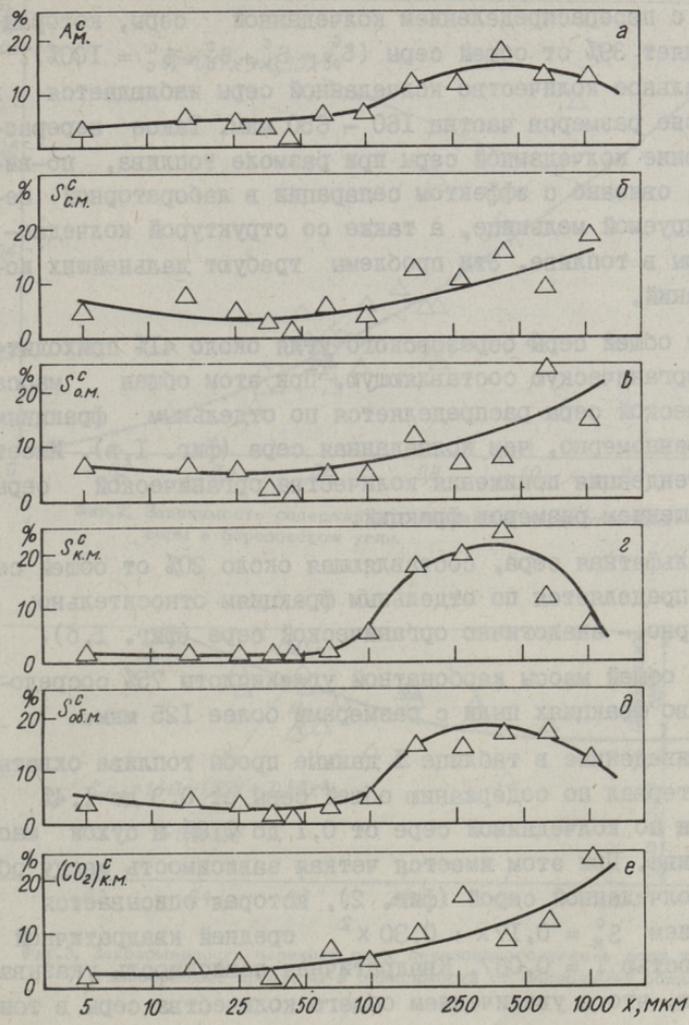
Приводимые ниже исследования проводились с пробами, которые получены с питателя сырого угля на электростанциях Красноярской ТЭЦ-1 и Владивостокской ТЭЦ-2 во время опытного сжигания березовского угля.

Для изучения перераспределения золы, видов серы и углекислоты карбонатов по фракциям, проба угля со средней зольностью $A^c = 6,49\%$ была размолота на лабораторной не-вентилируемой мельнице. Полученная пыль рассеивалась на ситах на семь фракций. Фракция пыли размером менее 50 мкм в свою очередь была развеена на пять фракций на пневмосепараторе ВАСНО. Минимальный размер частиц во фракциях, полученных на пневмосепараторе, определялся под микроскопом. Анализ зерновой характеристики пыли березовского угля на диаграмме КФЖ показал, что в грубой и мелкой части он отклоняется от прямой линии. Характеристики пыли определялись по прямолинейному расчетному графику распределения частиц по массе. Исследуемая пыль характеризует массовый медианный диаметр $\chi_s = 220$ мкм и полные остатки на ситах $R_{90} = 69,8\%$ и $R_{200} = 48,5\%$. При этом показатель однородности по диаграмме КФЖ $m = 0,71$.

Данные химических анализов до и после лабораторного озоления отдельных фракций пыли и средних проб приведены в таблице 1.

Вся обработка опытных данных была проведена на ЭВМ.

Распределение общей массы золы топлива (A_m^c), разновидностей серы ($S_{об.м}^c, S_{к.м}^c, S_{б.м}^c, S_{с.м}^c$) и углекислоты карбонатов ($(CO_2)_{к.м}^c$) по размерным фракциям пыли приведено на фиг. 1. При этом доля компонента исходной пробы в данной фракции рассчитывалась как $M_m = F(\Delta x) \cdot M_{\Delta x} / M_{ср}$, где $M_{\Delta x}$ - количество данного компонента в заданной фракции пыли; $M_{ср}$ - среднее количество данного компонента в исходной пробе; $F(\Delta x)$ - массовый выход данной фракции.



Фиг.1. Распределение общей массы золы березовского угля, разновидностей серы и углекислоты карбонатов по размерным фракциям.

По этим данным видно, что основная масса золы A_{M}^{C} сосредоточена в крупных фракциях с размерами 100–1000 мкм. Такая же тенденция наблюдается и в перераспределении общей серы. Около 85% от общей массы серы находится в крупных фракциях. Такая тенденция связана (фиг. 1,г) в ос-

новном с перераспределением колчеданной серы, которая составляет 39% от общей серы ($S_{06}^c = S_k^c + S_o^c + S_c^c = 100\%$). Максимальное количество колчеданной серы наблюдается в диапазоне размеров частиц 160 – 650 мкм. Такое перераспределение колчеданной серы при размоле топлива, по-видимому, связано с эффектом сепарации в лабораторной невентилируемой мельнице, а также со структурой колчеданной серы в топливе. Эти проблемы требуют дальнейших исследований.

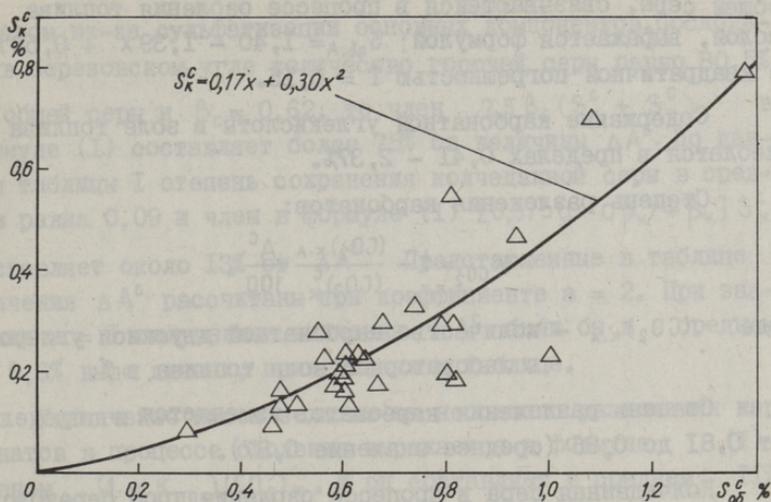
От общей серы березовского угля около 41% приходится на органическую составляющую. При этом общая масса органической серы распределяется по отдельным фракциям более равномерно, чем колчеданная сера (фиг. 1, в). Имеет место тенденция понижения количества органической серы с уменьшением размеров фракций.

Сульфатная сера, составляющая около 20% от общей серы, распределяется по отдельным фракциям относительно равномерно – аналогично органической сере (фиг. 1, б).

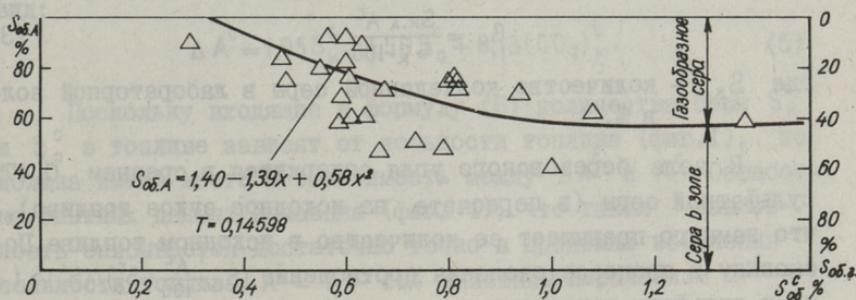
От общей массы карбонатной углекислоты 75% сосредоточено во фракциях пыли с размерами более 125 мкм.

Приведенные в таблице I данные пробы топлива охватывают интервал по содержанию общей серы от 0,3 до 1,4% и диапазон по колчеданной сере от 0,1 до 0,8% в сухой массе топлива. При этом имеется четкая зависимость между общей и колчеданной серой (фиг. 2), которая описывается уравнением $S_k^c = 0,17x + 0,30x^2$ средней квадратичной погрешностью $T = 0,087$. Квадратичная зависимость указывает на то, что с увеличением общего количества серы в топливе доля колчеданной серы увеличивается быстрее других составляющих.

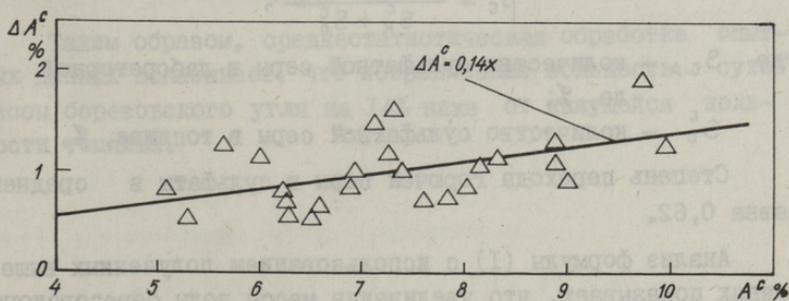
Лабораторная зола березовского угля содержит в среднем 0,49% серы (при пересчете на сухую массу топлива), причем она главным образом находится в виде сульфатов. На фиг. 3 представлен баланс серы в процессе озоления в зависимости от количества общей серы в топливе. Видно, что при низких значениях общей серы ($S_{06}^c < 0,4\%$), сера полностью связывается с золой. С увеличением общей серы в топливе доля ее, переходящая в золу, уменьшается. Доля



Фиг.2. Зависимость содержания колчеданной серы от общей серы в березовом угле.



Фиг.3. Закономерность перехода серы березового угля в золу и газообразные продукты в зависимости от содержания общей серы.



Фиг.4. Зависимость ΔA^c от зольности березового угля.

общей серы, связывающейся в процессе озоления топлива с золой, выражается формулой: $S_{об.А} = I,40 - I,39x + 0,58x^2$ с квадратичной погрешностью $T = 0,15$.

Содержание карбонатной углекислоты в золе топлива колеблется в пределах 0,41 - 2,37%.

Степень разложения карбонатов:

$$K_{CO_2} = 1 - \frac{(CO_2)_{к.А} \cdot A^c}{(CO_2)_к^c \cdot 100}, \quad (2)$$

где $(CO_2)_{к.А}$ - количество карбонатной двуокиси углерода в лабораторной золе топлива в %.

Степень разложения карбонатов изменяется в пределах от 0,81 до 0,96 (среднее значение 0,87).

Колчеданная сера в процессе озоления проб березовского угля не окисляется полностью. Из общего количества колчеданной серы не окисляется в среднем 9%.

Степень сохранения колчеданной серы:

$$\beta_k = \frac{S_{к.А} \cdot A^c}{S_k^c \cdot 100}, \quad (3)$$

где $S_{к.А}$ - количество колчеданной серы в лабораторной золе в %.

В золе березовского угля содержится в среднем 0,47% сульфатной серы (в пересчете на исходное сухое топливо), что намного превышает ее количество в исходном топливе. Поскольку в процессе озоления соотношение $(S_{с.А} \frac{A^c}{100} - S_c^c) / (S_k^c) > 1$, то в сульфаты переходит и часть органической серы.

Степень перехода горючей серы в сульфаты:

$$\beta_c = \frac{S_{с.А} \frac{A^c}{100} - S_c^c}{S_k^c + S_o^c}, \quad (4)$$

где $S_{с.А}$ - количество сульфатной серы в лабораторной золе, %;

S_c^c - количество сульфатной серы в топливе, %.

Степень перехода горючей серы в сульфаты в среднем равна 0,62.

Анализ формулы (I) с использованием полученных выше данных показывает, что увеличение массы золы березовского угля в процессе лабораторного озоления происходит главным

образом из-за сульфатизации основных компонентов. Поскольку в березовском угле количество горючей серы равно 80,5% от общей серы и $\beta_c = 0,62$, то член $2,5 \beta_c (S_k^c + S_o^c)$ в формуле (I) составляет более 75% от величины ΔA^c . По данным таблицы I степень сохранения колчеданной серы в среднем равна 0,09 и член в формуле (I) $[0,375(1 - \alpha \beta_k) + \beta_k] S_k^c$ составляет около 13% от ΔA^c . Представленные в таблице значения ΔA^c рассчитаны при коэффициенте $\alpha = 2$. При значении $\alpha = 1$ полученные значения ΔA^c были бы в среднем на 0,6% выше данных, приведенных в таблице.

Увеличение массы золы из-за неполного разложения карбонатов в процессе озоления выражается в формуле (I) членом $(1 - k_{CO_2})(CO_2)_k^c$, и он составляет в среднем 11% от ΔA^c .

По полученным средним значениям $\beta_k = 0,09$, $\beta_c = 0,62$ и $k_{CO_2} = 0,87$ формула для нахождения ΔA^c принимает вид:

$$\Delta A^c = 1,95 S_k^c + 1,56 S_o^c + 0,13 (CO_2)_k^c. \quad (5)$$

Поскольку входящие в формулу (5) количества серы S_k^c и S_o^c в топливе зависят от зольности топлива (фиг. I), то должна иметь место и зависимость между ΔA^c и A^c . Обработка опытных данных показала (фиг. 4), что такая зависимость описывается достаточно точно в пределах изменения зольности топлива $A^c = 5 - 10\%$ линейным выражением $\Delta A^c = 0,14 A^c$ со средней квадратичной погрешностью $T = 0,29$. Следовательно, для расчета исправленной зольности березовского угля можно рекомендовать формулу:

$$A_{исп}^c = 0,86 A^c. \quad (6)$$

Таким образом, среднестатистическая обработка опытных данных показывает, что исправленная зольность сухой массы березовского угля на 14% ниже от кажущейся зольности топлива.

Номер пробы	Место отбора	Размер фракции ΔX мкм	Выход фракции $F(\Delta X)$ %	Зольность A^c %	До озоления		После озоления		Каку- мясы горючей массы Γ^c %	После озоления при 800°C				Степень разложения карбо-натив угле-кислота K_{CO_2}	Степень сохранения органической серы β_K	Степень пережога для торфяной серы β_C	Разность $A^c - A_{исп}^c = \Delta \Delta A^c$ %
					угле-кислота $(CO_2)_k$ %	органической серы S^{org} %	органической серы S^c %	угле-кислота $(CO_2)_k$ %		угле-кислота $(CO_2)_k$ %	каучу-кислоты $S_{к.к.}$ %	каучу-кислоты $S_{к.к.}$ %	каучу-кислоты $S_{к.к.}$ %				
385-77		0-10	3,11	6,57	0,69	1,00	0,61	0,24	0,15	92,74	1,15	0,06	0,34	0,89	0,027	0,022	0,66
384-77		10-20	5,81	6,51	0,86	0,61	0,32	0,14	0,16	92,93	1,58	0,03	0,33	0,82	0,025	0,378	0,58
383-77		20-30	4,59	6,27	0,84	0,67	0,36	0,18	0,13	92,89	1,64	0,00	0,28	0,88	0,177	0,282	0,56
382-77		30-40	3,49	6,26	0,57	0,48	0,21	0,17	0,10	93,17	1,69	0,06	0,30	0,81	0,042	0,526	0,67
381-66		40-50	0,78	12,63	0,70	0,98	0,32	0,47	0,15	86,67		0,02	0,63				
386-77		50-80	6,47	6,22	0,91	0,47	0,23	0,14	0,10	92,87	1,01	0,02	0,39	0,93	0,121	0,766	0,83
385-77		80-125	7,15	5,99	0,61	0,55	0,20	0,29	0,06	93,40	1,41	0,01	0,46	0,86	0,037	0,808	1,17
384-77		125-200	8,45	9,73	0,98	1,39	0,42	0,79	0,17	89,29	0,80	0,03	0,80	0,92	0,038	0,511	1,92
383-77		200-315	10,55	7,31	1,35	1,03	0,20	0,71	0,12	91,34	1,00	0,02	0,64	0,95	0,029	0,572	1,64
382-77		315-500	16,45	7,11	0,46	0,81	0,14	0,55	0,11	92,43	0,92	0,02	0,60	0,86	0,028	0,704	1,50
381-77		500-800	17,07	5,07	0,61	0,79	0,43	0,30	0,06	94,32	1,28	0,00	0,35	0,89	0,006	0,390	0,88
380-77		800-1250	16,07	5,27	1,29	0,59	0,27	0,18	0,14	93,44	0,90	0,04	0,31	0,96	0,022	0,380	0,55
389-77				6,93	0,90	0,67	0,25	0,30	0,13	92,17	1,04	0,02	0,47	0,92	0,066	0,613	1,03
387-77				8,02	1,03	0,61	0,15	0,24	0,22	90,95	2,24	0,02	0,46	0,88	0,062	0,615	0,87
416-77				8,15	0,69	0,46	0,25	0,09	0,12	91,16	1,49	0,04	0,49	0,82	0,461	0,999	1,10
417-77				9,95	0,51	0,51	0,29	0,14	0,09	89,54	1,05	0,03	0,54	0,79	0,234	0,999	1,29
418-77				9,00	0,69	0,59	0,31	0,20	0,08	90,31	1,04	0,03	0,39	0,86	0,130	0,599	0,94
423-77				8,55	0,62	0,60	0,31	0,21	0,07	90,83	0,41	0,04	0,48	0,94	0,178	0,774	1,13
424-77				8,87	1,15	0,60	0,35	0,16	0,08	89,98	1,39	0,02	0,54	0,89	0,104	0,889	1,34
386-77				7,60	1,20	0,64	0,28	0,23	0,13	91,20	0,86	0,02	0,36	0,95	0,105	0,464	0,75
387-77				7,82	0,80	0,74	0,27	0,33	0,13	91,38	1,04	0,03	0,36	0,90	0,078	0,369	0,77
130-77				5,64	1,03	0,57	0,23	0,23	0,11	93,33	2,37	0,02	0,52	0,87	0,069	0,905	1,28
76-77				8,32	1,35	0,60	0,27	0,22	0,12	90,33	1,88	0,00	0,48	0,88	0,017	0,762	1,15
152-77				6,02	1,13	0,63	0,26	0,24	0,13	92,85		0,03	0,54				1,04
153-77				7,39	1,62	0,80	0,32	0,20	0,28	90,99	1,95	0,00	0,61	0,91	0,001	0,627	1,04
155-77				7,27	0,88	0,81	0,29	0,30	0,23	91,85	1,99	0,00	0,61	0,84	0,001	0,650	1,21
154-77				6,88	1,28	0,82	0,33	0,19	0,30	91,84	1,19	0,01	0,59	0,94	0,063	0,583	0,87

Таблица 1
Кривопольская

Л и т е р а т у р а

1. О т с А.А. Процессы в парогенераторах при сжигании сланцев и канско-ачинских углей. М., "Энергия", 1977, 311 с.

2. Лебедев И.К., Привалихин Г.К., Трикашный Н.В. Сера в углях Канско-Ачинского бассейна. Опыт сжигания и результаты исследования канско-ачинских углей. Красноярск, 1970, с. 155-164.

Die Verteilung des Schwefels in Zermahlungs- und Veraschungsprozesse der Berjosowsker Kohle

Zusammenfassung

Im Artikel wird die Verteilung der Gesamtmasse, Brennstoffasche, Abarten des Schwefels und Kohlendioxid der Karbonate auf die Fraktionen angeführt.

Betrachtet werden Fragen der Neuverteilung des Schwefels und der Karbonate von Berjosowsker Kohle im Veraschungsprozess unter Laborbedingungen.

Es wird eine Berechnungsformel des berichtigten Aschegehaltes der Berjosowsker Kohle angeführt.

ХАРАКТЕРИСТИКИ РАЗДЕЛЕНИЯ СЕПАРАТОРА ПРОМЫШЛЕННОЙ СЛАНЦЕРАЗМОЛЬНОЙ МЕЛЬНИЦЫ

При анализе работы пылеприготовительных систем в настоящее время все чаще применяют характеристики разделения сепараторов [1-4]. Характеристики разделения и определяемые на их основе числовые показатели точности процесса разделения позволяют выяснить рабочую область, качество и причины неполадок в работе испытываемого сепаратора, сравнить различные варианты конструкций при модернизации установок и оценить ожидаемую производительность при проектировании новых систем. Характеристики разделения являются важной составной частью математических моделей размольных систем, основанных на кинетике размола [5-7]. При размоле топлив характеристики разделения изучены сравнительно мало. В частности, для сланцеразмольных систем опубликованы лишь результаты лабораторных исследований [9], хотя кривые Тромпа применялись ТПИ уже давно при испытаниях пылеприготовительных установок на Прибалтийской ГРЭС. Обычно характеристики разделения при размоле топлив приведены в графическом или табличном виде. В связи с вышеизложенным целесообразно выяснить их аналитическую форму.

Начальные данные для построения характеристик разделения получены в 1977 году при испытаниях пылеприготовительной системы № 4 цементного завода "Пунане Кунда". Сланец на заводе используется как топливо вращающихся печей. Система замкнутая, с шаровой барабанной мельницей и центробежным сепаратором. Поступающее топливо - смесь сланца II и III сорта в соотношении 1:2. Предварительные сушилки типа опускная труба, сушильно-транспортный агент получают

в пылесланцевом предтопке. Мельница системы № 4 ШБМ 280/550, производство ГДР. Скорость вращения барабана 19,2 об/мин (2,01 рад/с), броня волнистая, вес мелющих тел 36000 кг, размеры мелющих тел 40–60 мм, в выходной торцевой броне радиальные щели. Номинальная производительность мельницы на антраците при тонкости помола $R_{90} = 10\%$ составляет 15 т/час (4,17 кг/с). Сепаратор типа ВТИ-ТКЗ, диаметр 3300 мм, высота 5 м, диаметры входного и выходного патрубка 1000 мм. Пылеулавливающая система трехступенчатая (два параллельных циклона, групповой циклон, электрофильтр). Особенностью исследованной системы можно считать работу мельницы при недостаточном количестве вентиляционного воздуха (45–48 тыс. м³/час (12,5–13,3 м³/с), что соответствует объемному напряжению барабана мельницы 1300–1400 м³/(м³·час)). В связи с высокой размолоспособностью эстонского горючего сланца это недостаточное объемное напряжение вызывает переизмельчение материала в мельнице. Оптимальную вентиляцию можно вычислять по рекомендациям [8]:

$$V_{м.в.} = \frac{38 V_{\delta}}{n_{\delta} \sqrt{D}} (1000^3 \sqrt{\kappa_{л0}} + 36 R_{90} \sqrt{\kappa_{л0}}^3 \sqrt{\psi_{\delta}}), \quad (I)$$

где V_{δ} – внутренний объем барабана, м³;

ψ_{δ} – степень заполнения барабана шарами;

$\kappa_{л0}$ – коэффициент размолоспособности;

n_{δ} – скорость вращения барабана, об/мин;

R_{90} – остаток на сите 90 мкм.

Принимая требуемый по технологическим соображениям $R_{90} = 7,5\%$, по формуле (I) получается расход вентиляционного воздуха 65–70 тыс. м³/час (18–19,5 м³/с), что примерно на 50 % выше наблюдаемого в настоящее время. Из-за нехватки воздуха R_{80} оказался при некоторых опытах 3,5–4,5% при практически максимальной вентиляции и радиальном положении створок сепаратора.

Для составления характеристик разделения при каждом опыте брали пробы готовой пыли, мельничного продукта и возврата сепаратора. Первые две пробы были взяты при помощи пылеотборной трубы в изокINETическом режиме через отверстия в подводящем и отводящем пылепроводе сепаратора.

Пробы возврата были получены через специальный пробоотборник на течке возврата, позволяющий выводить пробы без нарушения плотности системы.

Характеристика пропускания сепаратора определяется зависимостью

$$\delta(x) = \frac{100}{K} \frac{dR^B(x)}{dR^A(x)}, \quad (2)$$

где x — значение признака, выбранного для анализа (в данном случае отверстие сита);

dR^B, dR^A — бесконечно малые приращения остатка соответственно готовой пыли и мельничного продукта;

K — коэффициент циркуляции.

Коэффициент циркуляции вычисляли как арифметическое среднее по фракционным балансам пыли:

$$K = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{R_i^G - R_i^B}{R_i^G - R_i^A}, \quad (3)$$

где i — порядковый номер сита;

R_i^G — остаток возврата сепаратора на сите i ;

n — количество применяемых сит.

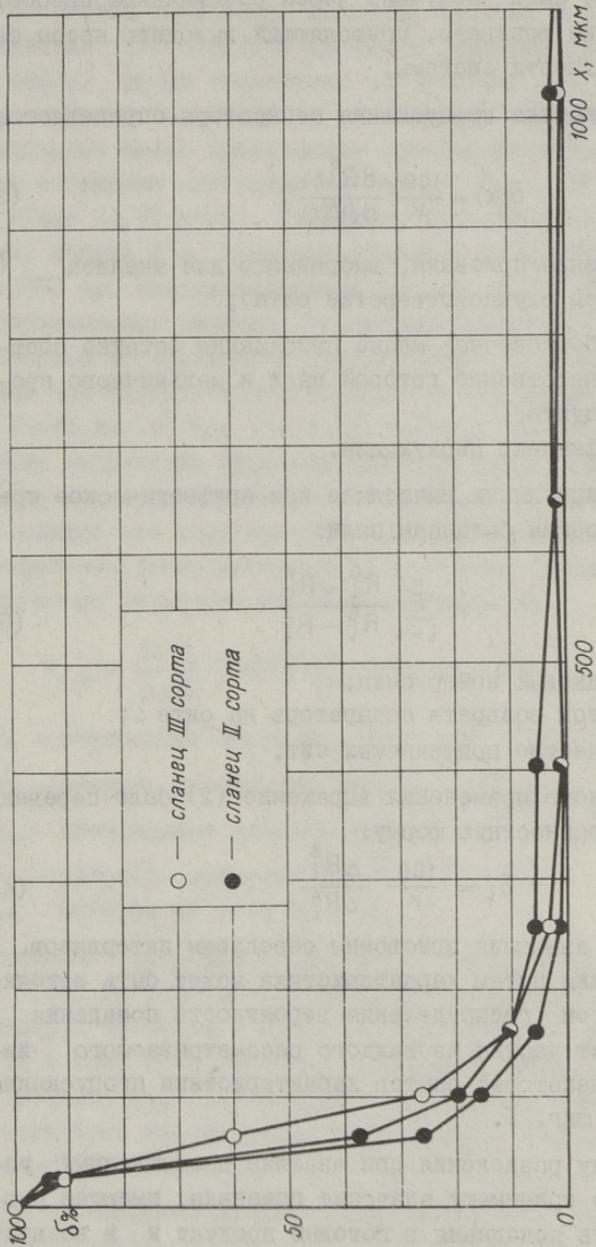
Для практического применения выражение (2) было переведено в конечно-разностную форму:

$$\delta_i = \frac{100}{K} \frac{\Delta R_i^B}{\Delta R_i^A} \quad (4)$$

и вычисляемые значения присвоены серединам интервалов.

Полученная таким путем характеристика может быть истолкована как полигон распределения вероятности попадания в готовый продукт частиц из каждого рассматриваемого интервала. Для некоторых опытов характеристики пропускания изображены на фиг. 1.

За границу разделения при анализе промышленных установок обычно принимают значение признака, имеющее равную вероятность попадания в готовый продукт и в возврат сепаратора. Лабораторные опыты [9] показали, что средняя часть кривых разделения сланцевой пыли часто изображается прямой линией на логарифмически-вероятностных диаграм-



Фиг.1. Характеристики разделения сепаратора ВТИ-ТКЗ при работе на сланцевой пыли различной calorийности.

мах. Учитывая это, границы разделения были определены интерполированием по логарифмически-нормальному закону. Они оказались в пределах 40–80 мкм.

Зная границы разделения d_T , интерполированием по логарифмически-нормальному закону вычисляли значения функций распределения готового продукта D^B , мельничного продукта D^A и возврата сепаратора D^G в точках $x = d_T$ и определяли значения коэффициентов точности разделения η и \mathfrak{N} [10]:

$$\eta = \frac{1}{\kappa} \frac{D^B(d_T)}{D^A(d_T)}, \quad (5)$$

$$\mathfrak{N} = \frac{\kappa-1}{\kappa} \frac{1 - D^G(d_T)}{1 - D^A(d_T)} = \frac{\kappa-1}{\kappa} \frac{R^G(d_T)}{R^A(d_T)}. \quad (6)$$

Коэффициент η (коэффициент пропускания) показывает, какую долю из принадлежащих при данной границе разделения пропусканию частиц в действительности пропускал в готовую пыль исследуемый сепаратор. Коэффициент \mathfrak{N} показывает, какую долю из принадлежащих отделению частиц в действительности отделил сепаратор. Данные коэффициенты имеют перед другими показателями точности разделения то явное преимущество, что они не требуют применения графических или численных методов интегрирования, что особенно важно при работе с неоднородными материалами типа сланцев, очень трудными для гранулометрического анализа мелкой части. Численно η равен к.п.д. сепаратора, рекомендованному в [4], а \mathfrak{N} можно выражать через проскок крупных частиц ε_0 [4] следующим образом:

$$\mathfrak{N} = 1 - \frac{\varepsilon_0}{\kappa^* - 1}, \quad (7)$$

где κ^* – коэффициент циркуляции идеального сепаратора [10].

В данном случае η оказался в пределах 0,8–0,9 и \mathfrak{N} – в пределах 0,65–0,75.

Для выяснения математической формы полученные характеристики были переведены в безразмерный вид путем замены аргумента на отношение x/d_T [4, II]. Для сглаживания

выбрали функцию [III]:

$$\delta = \frac{100}{1 + \left(\frac{x}{d_T}\right)^\gamma}. \quad (8)$$

Значение параметра γ находили методом наименьших квадратов после перевода (8) в логарифмическую форму:

$$\lg \frac{100 - \delta}{\delta} = \gamma \lg \left(\frac{x}{d_T}\right). \quad (9)$$

В результате вычислений получили значение $\gamma = 1,90$.

В ы в о д ы

1. Характеристики разделения промышленного сепаратора ВТИ-ТКЗ можно при размоле сланца описывать зависимостью (8), где значение $\gamma = 1,90$.

2. Коэффициенты пропускания сепаратора ВТИ-ТКЗ находятся в пределах 0,8-0,9, коэффициенты отделения - в пределах 0,65-0,75.

3. Для оценки точности разделения целесообразно использовать коэффициенты точности разделения η и \tilde{n} .

4. Мельницы завода "Пунане Кунда" работают при недопустимо низких расходах вентиляционного воздуха.

Л и т е р а т у р а

1. B e r g, T h. Probleme der Trennschärfe. Aufbereitungs-Technik, 1961, 2, N 3, 104-109; N 4, 136-148; N 11, 443-446; N 12, 484-495.

2. M a u e r, F. W. Allgemeine Grundlagen der T-Kurven. - Aufbereitungs-Technik, 1967, 8, N 8, 429-440; N 12, 673-678; 1968, 9, N 1, 14-23.

3. M a u e r, F. W. Die Teilungskurve und ihre wichtigsten Anomalien. Bergakademie, 1957, 9, N 1, 1-13.

4. У ш а к о в С. Г., З в е р е в Н. И. Инерционная сепарация пыли. М. "Энергия", 1974, 168 с.

5. L u c k i e, P. T., A u s t i n, L. G. A review introduction to the solution of the grinding equations by digital computation. - Minerals Science Engineering, 4, 1972, N 2, 24-51.

6. A u s t i n, L. G., L u c k i e, P. T., W h i g h t m a n, D. Steady-state simulation of a cement-

milling circuit. - International Journal of Mineral Processing, 2, 1975, N 2, 127-151.

7. L u c k i e, P. T., A u s t i n, L. G. Technique for derivation of selectivity function from experimental data. International Mineral Processing Congress, 10-th, Proceedings. London, 1973.

8. Л е б е д е в А.Н. Подготовка и разمول топлива на электростанциях. М., "Энергия", 1969, 520 с.

9. Э п и к И.П., П р и к к А.В., Н й с п у у Л.М. Изучение работы сепаратора пылеприготовительной установки. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1969, серия А, № 277.

10. Р а в у р К.Э., П р и к к А.В., Н й с п у у Л.М. Об идеальном сепараторе и оценке работы сепараторов. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1971, серия А, № 302.

11. T r a w i n s k i, M. Die mathematische Formulierung der Tromp-Kurve. - Aufbereitungs-Technik, 1976, 17, N 5, 248-254; N 9, 449-459.

K. Rajur, L. Oispuu

Selectivity Curves of an Industrial Oil-shale
Pulverizing Classifier

Summary

Results of experimental investigation of a pulverizing system at the cement factory "Punane Kunda" are presented. Selectivity curves of the classifier have been calculated and mathematically smoothed. Numerical characteristics of the classifier performance have been calculated.

УДК 621.182.56:621.926.46:620.193.13

Л.М.Ыйспуу, К.Э.Раур, Р.Э.Роотамм

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МЕТАЛЛА БИЛ В МЕЛЬНИЦАХ
ПРИБАЛТИЙСКОЙ ГРЭС

Исследование данных взвешивания новых и изношенных бил на электростанциях связывает данные брутто и нетто износа бил, характеризует качество поставляемых заводом бил, а также организацию замены бил на электростанции.

На Прибалтийской ГРЭС в 1973 и 1974 годах, то есть в более подробно изученный период, применяли в основном две разновидности бил. В мельницах ШМГ-1300/2564/740 котлов ТП-17 расход бил составляет около $60-70 \cdot 10^3$ штук в год и в мельницах ММТ-1500/2510/735 котлов ТП-67 около $40-50 \cdot 10^3$ штук в год. Эти била из материала марки 70ХЛ изготовили на Калининском штамповом заводе имени I-го Мая.

Взвешивание бил на электростанции проведено выборочным методом собственно-случайным отбором. Точность взвешивания на весах чашечного типа была 5 грамм.

Данные проведенных взвешиваний в виде рядов распределения количества изношенных и новых бил по массовым интервалам представлены гистограммами относительной плотности распределения на фиг. 1, 2 и 3.

Выбор нормальных кривых для выравнивания гистограмм объясняется соответствием условий износа и производства бил ограничительным условиям теоремы Ляпунова и общей формой вычерченных гистограмм.

Результаты статистической обработки на ЭВМ вариационных рядов 12 выборок бил молотковых мельниц Прибалтийской ГРЭС приведены в таблице I. Средние арифметические массы \bar{x} выборок бил получены обработкой данных взвешивания (см. табл. I). Средние арифметические массы \bar{X} изношенных и но-

Сводная таблица результатов статистической обработки выборки обм, взятых на Прибалтийской ГРЭС

Порядковый номер выборки обм	Била мельниц коды типа	Дата взвешивания обм	Новые или изношенные обм	Кол-во взвешен обм в выборке Г, шт	Средн. арифм. масса обм, X, кг	Дисперсия S ²	Средн. квадратич. отклон. S, кг	Кoeff. асимметрии Г ₃	Кoeff. вариации V, %	Экспесс E	Центральный момент	
											3-го порядка	4-го порядка
1	ТП-67	30.01-13.04.73	изнош.	712	7,239	0,761	0,872	-0,169	12,047	-0,249	-0,112	1,592
2	ТП-67	12.04-26.04.74	"	535	7,751	1,066	1,032	-0,273	13,319	-0,352	-0,300	3,009
3	ТП-67	1973 и 1974 гг.	"	1247	7,459	0,956	0,977	-0,079	13,107	-0,296	-0,073	2,470
4	ТП-67	13.02-11.04.73	новые	728	10,886	0,058	0,240	-1,074	2,204	2,851	-0,015	0,019
5	ТП-67	15.04-17.04.74	"	777	10,926	0,057	0,239	-1,338	2,192	7,922	-0,018	0,036
6	ТП-67	1973 и 1974 гг.	"	1505	10,906	0,058	0,241	-1,198	2,206	5,341	-0,017	0,028
7	ТП-17	30.01-13.04.73	изнош.	868	5,086	0,476	0,690	-0,091	13,696	-0,346	-0,030	0,601
8	ТП-17	15.07-23.07.74	"	705	4,990	0,582	0,763	-0,122	15,286	-0,468	-0,054	0,857
9	ТП-17	1973 и 1974 гг.	"	1573	5,015	0,524	0,724	-0,117	14,430	-0,382	-0,044	0,718
10	ТП-17	30.01-13.04.73	новые	547	7,802	0,064	0,253	-0,581	3,244	1,989	-0,009	0,020
11	ТП-17	10.07-15.07.74	"	750	7,739	0,055	0,234	-0,278	3,024	2,203	-0,004	0,016
12	ТП-17	1973 и 1974 гг.	"	1297	7,766	0,060	0,244	-0,383	3,146	1,956	-0,006	0,018

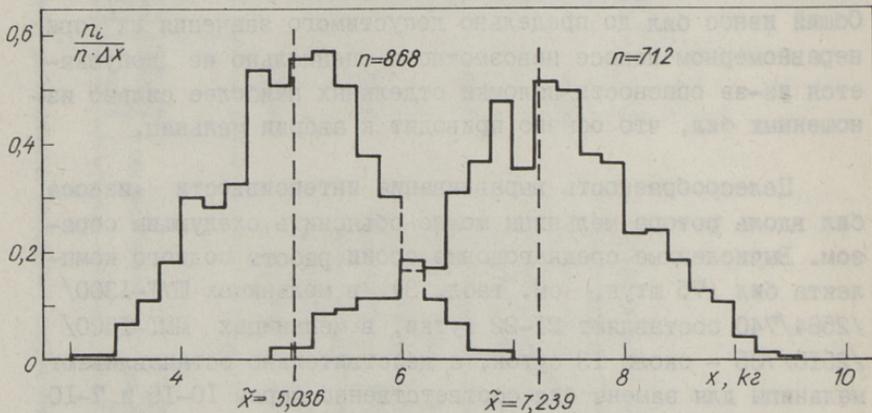
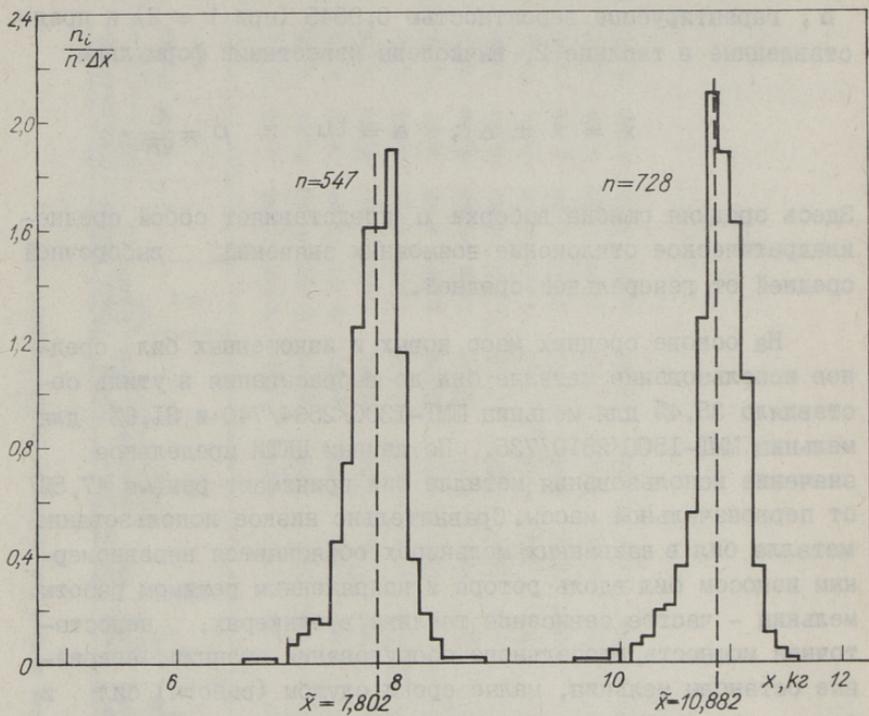
вых бил на электростанции с предельными ошибками выборки Δ , гарантируемые вероятностью 0,9545 (при $t = 2$) и представленные в таблице 2, вычислены известными формулами:

$$\bar{x} = \tilde{x} \pm \Delta; \quad \Delta = t\mu \quad \text{и} \quad \mu = \frac{S}{\sqrt{n}}.$$

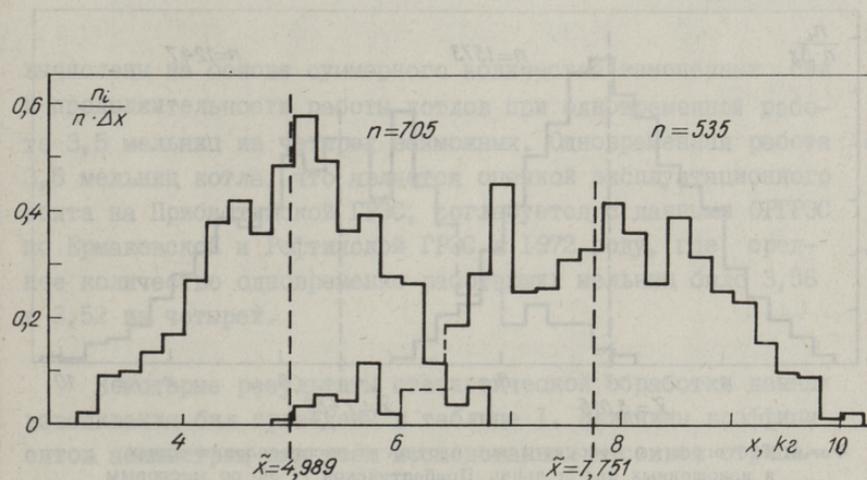
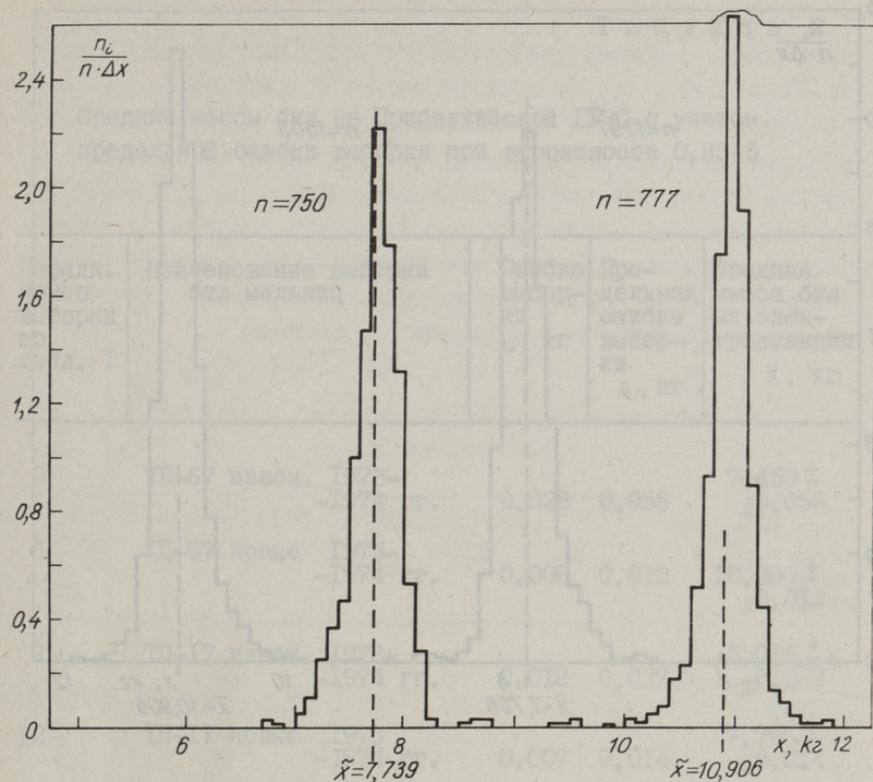
Здесь средняя ошибка выборки μ представляет собой средне-квадратическое отклонение возможных значений выборочной средней от генеральной средней.

На основе средних масс новых и изношенных бил среднее использование металла бил до выбрасывания в утиль составляло 35,4% для мельниц ШМТ-1300/2564/740 и 31,6% для мельниц ММТ-1500/2510/735. По данным ЦКТИ предельное значение использования металла бил принимают равным 47,5% от первоначальной массы. Сравнительно низкое использование металла бил в названных мельницах объясняется неравномерным износом бил вдоль ротора и напряженным режимом работы мельниц - частое зависание топлива в бункерах, недостаточная мощность дробильного оборудования станции, аварийные остановки мельниц, малые сроки службы (работы) бил и т.д., - что затрудняет нормальную организацию замены бил. Общий износ бил до предельно допустимого значения их при неравномерном износе невозможно и специально не допускается из-за опасности поломки отдельных наиболее сильно изношенных бил, что обычно приводит к аварии мельниц.

Целесообразность выравнивания интенсивности износа бил вдоль ротора мельницы можно объяснить следующим образом. Вычисленные среднегодовые сроки работы полного комплекта бил (75 штук, см. табл. 3) в мельницах ШМТ-1300/2564/740 составляют 21-22 суток, в мельницах ММТ-1500/2510/735 - около 13 суток, а действительно останавливают мельницы для замены бил соответственно через 10-15 и 7-10 суток работы, так как из-за неравномерного износа бил заменяют не 75 бил, а в среднем 46 бил для мельниц котлов ТП-17 и 36 бил для мельниц котлов ТП-67. Среднее количество заменяемых бил по 46 и 36 штук определено выборочным методом в указанные в таблице 1 сроки наблюдения. Среднегодовые сроки работы полного комплекта бил в таблице 3



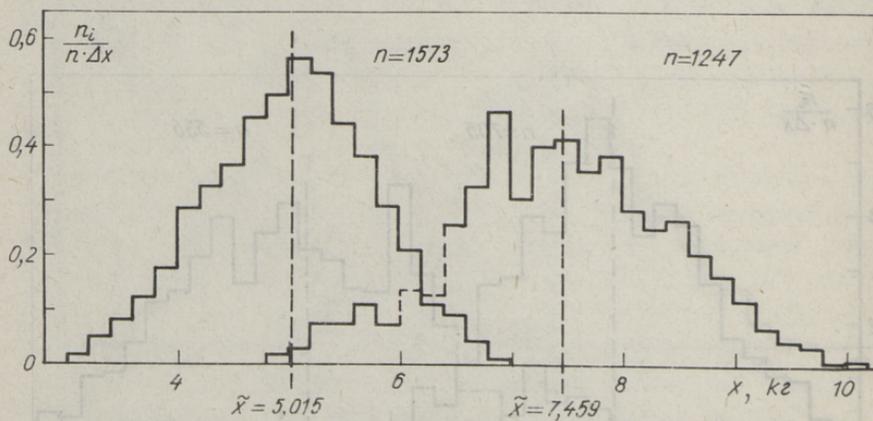
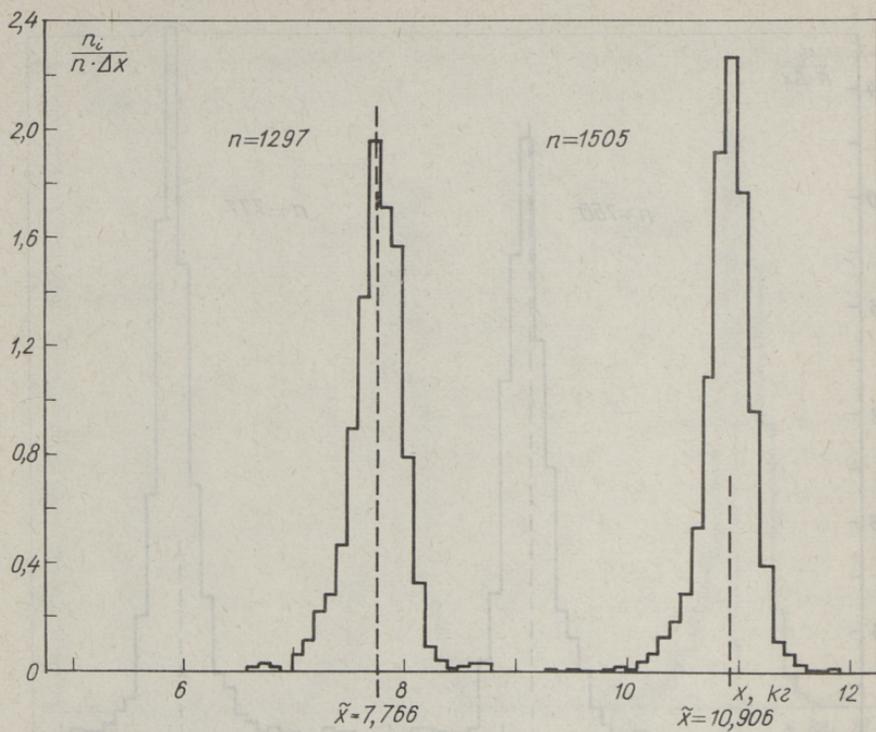
Фиг.1. Гистограммы относительной плотности распределения новых и изношенных бил мельниц Прибалтийской ГРЭС по массовым классам на основе данных взвешивания в 1973 году:
 $n = 547$ шт и $n = 868$ шт - била ШМТ-1300/2564/740;
 $n = 728$ шт и $n = 712$ шт - била ММТ-1500/2510/735.



Фиг.2. Гистограммы относительной плотности распределения новых и изношенных бил мельниц Прибалтийской ГРЭС по массовым классам на основе данных взвешивания в 1974 году:

$n = 750$ шт и $n = 705$ шт - била ШМТ-1300/2564/740;

$n = 777$ шт и $n = 535$ шт - била ММТ-1500/2510/735.



Фиг.3. Гистограммы относительной плотности распределения новых и изношенных бил мельниц Прибалтийской ГРЭС по массовым классам на основе суммарных данных взвешивания в 1973 и 1974 годах.

$n = 1297$ шт и $n = 1573$ шт - била ШМТ-1300/2564/740;
 $n = 1505$ шт и $n = 1247$ шт - била ММТ-1500/2510/735.

Т а б л и ц а 2

Средние массы бил на Прибалтийской ГРЭС с учетом предельной ошибки выборки при вероятности 0,9545

Порядк. номер выборки по табл. I	Наименование выборки бил мельниц	Ошибка выборки μ , кг	Пре-дельная ошибка выборки Δ , кг	Средняя масса бил на электростанции \bar{x} , кг
3	ТП-67 изнош. 1973- -1974 гг.	0,028	0,055	$7,459 \pm$ $\pm 0,055$
6	ТП-67 новые 1973- -1974 гг.	0,006	0,012	$10,906 \pm$ $\pm 0,012$
9	ТП-17 изнош. 1973- -1974 гг.	0,018	0,037	$5,015 \pm$ $\pm 0,037$
12	ТП-17 новые 1973 -1974 гг.	0,007	0,014	$7,766 \pm$ $\pm 0,014$

вычислены на основе суммарного количества замененных бил и продолжительности работы котлов при одновременной работе 3,5 мельниц из четырех возможных. Одновременная работа 3,5 мельниц котла, что является оценкой эксплуатационного опыта на Прибалтийской ГРЭС, согласуется с данными ОРГРЭС по Ермаковской и Рефтинской ГРЭС в 1972 году, где среднее количество одновременно работающих мельниц было 3,56 и 3,52 из четырех.

Некоторые результаты статистической обработки данных взвешивания бил приведены в таблице I. Величины коэффициентов асимметрии для всех исследованных массивов отрицательные, т.е. кривые распределения всех массивов бил асимметричны и имеют левостороннюю скошенность. Длинная ветвь кривой расположена левее вершины или в области малых весов бил. Наименьшая асимметричность кривых распределения

у массивов изношенных бил, наибольшие левосторонние скошенности - у кривых распределения новых бил мельниц котлов ТП-67 и ТП-17, что, по всей вероятности, обусловлено не сокращенными наружными габаритными размерами бил, что легко обнаруживается и устраняется, а внутренними пустотами в литье. Внутренние пустоты в билах очень часто причиняют аварию мельниц. Целесообразно проверить наличие левосторонней скошенности кривых распределения по партиям бил на литейном заводе и при наличии этой скошенности тщательно проверить партию бил и исправить технологию.

Т а б л и ц а 3
Среднегодовые сроки работы полного комплекта
бил мельниц

Наименование величины	ШМТ-1300/2564/740			ММТ-1500/2510/735		
	1972	1973	1974	1972	1973	1974
Продолжительность работы котлов, часы	126559	126311	120753	46614	48125	47737
Количество замененн. бил на все мельницы, шт.*	64896	65668	60572	40628	40864	40914
Срок работы комплекта (75 шт.) бил **	511,9	504,9	523,3	301,3	309,1	306,3
часы и сутки	21,3	21,0	21,8	12,6	12,9	12,8
Среднегодовая топливная нагрузка мельниц, т/ч***	15,1	15,2	15,4	25,4	25,8	26,3

* По данным регистрации замененных бил, что удовлетворительно совпадает со складскими данными.

** При одновременной работе 3,5 мельниц из четырех на котле.

Гипотезу нормального распределения, из-за существенной левосторонней скошенности для новых бил, приходится отклонить, так как значения χ^2 большие. Значения эксцесса

Среднегодовые расходы бил в мельницах Прибалтийской ГРЭС

Тип мельницы	ШМТ-1300/2564/740				ММТ-1500/2510/735			
	1972	1973	1974	1972-1974	Г О Д Ы			
Наименование величин	1972	1973	1974	1972-1974	1972	1973	1974	1972-1974
Расход натуральных сланцев, тыс. тонн ¹	6676	6712	6508	19896	4136	4338	4558	13032
Расход бил по зареги-стрированным замененным билам, тонн ²	503,98	510,0	470,4	1484,38	443,1	445,7	446,2	1335,0
Расход бил по данным склада, тонн ³	475,6	562	506,7	1544,3	489,5	461,6	532,6	1483,7
Удельный брутто расход бил по замененным билам, г/т	75,5	76,0	72,3	74,6	107,1	102,7	97,9	102,4
Удельный брутто расход бил по данным склада г/т	71,2	83,7	77,9	77,6	118,4	106,4	116,8	113,9

1 По данным отчета по форме 3-тех с учетом теплоты сгорания, без вычитания мазута, что составляет 1-2%.

2 Средняя масса бил и количество замененных бил из предыдущих таблиц.

3 Натуральные данные склада без применения коэффициентов для учета более износоустойкого материала незначительного количества (0-2800 шт. в год) бил.

характеризуют островершинность или плосковершинность распределения масс. Для распределения изношенных бил значения эксцесса отрицательные, что указывает не только на низковершинность, но и на наличие суммы нескольких распределений с различными вершинами.

Сокращение дисперсии весов новых бил (см. табл. I) усовершенствованием технологии литья на заводе-изготовителе позволило бы сократить трудозатраты ремонтного обслуживания мельниц. При существенном сокращении дисперсии весов бил отпадает надобность в весовой сортировке бил на несколько классов до замены бил с целью балансировки ротора мельницы, уменьшается неравномерность износа бил по рядам ротора.

Приведенные в таблице 4 данные удельного брутто расхода бил по зарегистрированным замененным билам и по складским данным совпадают с точностью до 10%. По складским данным расход больше, чем по замененным билам, что естественно и объясняется бракованными билами при весовой сортировке (около 0,5-1%) из-за наружных литейных дефектов и при замене бил (около 2-4%) из-за неверных крепежных размеров бил. Указанная разница объясняется еще тем, что дежурные слесари в ночные смены во время аварийной замены бил не всегда регистрируют количество бил, в летние отпусковые месяцы замена бил не всегда записывается в журнале.

В ы в о д ы

Выводы из вышеприведенных данных использования металла бил в молотновых мельницах Прибалтийской ГРЭС.

1. В мельницах ШМТ-1300/2564/740 средний вес новых бил составлял $7,766 \pm 0,014$ кг, средний вес изношенных, выбрасываемых в утиль бил составлял $5,015 \pm 0,037$ кг и среднее использование металла бил составляло 35,4%.

2. В мельницах ММТ-1500/2510/735 средний вес новых бил составлял $10,906 \pm 0,012$ кг, средний вес изношенных бил составлял $7,459 \pm 0,055$ кг и среднее использование металла бил составляло 31,6%.

В пунктах 1 и 2 приведенные данные получены обработкой данных выборочного взвешивания новых и изношенных

бил в 1973 и 1974 гг. в количестве для меньших бил всего 2870 шт. и для больших бил всего 2752 шт. Плюс, минус интервалы приведены для вероятности 0,9545.

3. Низкое использование металла бил в мельницах объясняется неравномерным износом бил вдоль ротора мельницы, малым сроком службы бил, нестабильностью режимов и напряженностью работы мельниц, что затрудняет нормальную организацию замены бил.

4. Низкое использование металла бил объясняется также наличием большого количества недоизношенных бил в числе замененных (см. фиг. 1, 2 и 3).

5. Сокращение левосторонней скошенности (неполновесных) распределений масс новых бил, а также дисперсии масс бил путем усовершенствования технологии литья на заводе-изготовителе уменьшило бы опасность аварий мельниц от поломки бил и сократило бы трудозатраты ремонтного персонала при обеспечении балансировки ротора мельницы.

6. По суммарным данным замены бил во всех мельницах в 1972-1974 годах средний срок работы полного комплекта (75 шт) бил в мельницах ШМТ-1300/2564/740 составлял по среднегодовым данным 21,0-21,8 сутки и 504,9-523,3 часа, в мельницах ММТ-1500/2510/735 соответственно 12,6-12,9 сутки и 301,3-309,1 часа (см. табл. 3).

7. По случайным выборочным данным действительной замены 1573 и 1247 бил в 1973 и 1974 годах среднее количество одновременно заменяемых бил в мельницах ММТ-1500/2510/735 составляло 36 бил и в мельницах ШМТ-1300/2564/740 - 46 бил.

8. По суммарным данным для всех мельниц Прибалтийской ГРЭС на 1972-1974 годы средний удельный брутто расход металла бил на размол сланцев в мельницах ШМТ-1300/2564/740 составлял по замененным билам 74,6 г/т н.т. и по складским данным расхода бил 77,6 г/т н.т., в мельницах ММТ-1500/2510/735 соответственно 102,4 и 113,9 г/т н.т.

Л и т е р а т у р а

Г. Смирнов Н.В., Дунин-Барковский И.В. Курс теории вероятности и математической статистики для технических приложений. М., "Наука", 1969, 511 с.

L. Oispuu, K. Rajur, R. Rootamm

Ausnutzung des Metalles von Hammern im Hammermühlen des Baltischen Wärmekraftwerks

Zusammenfassung

In diesem Artikel werden die Ergebnisse statistischer Bearbeitung der Wiegenangaben von verschlissenen und neuen Hammern der Hammermühlen bei Vermahlung von Brennschiefer dargelegt. In verschiedenen Typen von Mühlen machte die mittlere Ausnutzung des Hammermetalles 35,4 und 31,6 Prozent aus. Spezifischer Hammermetallverbrauch machte 77,6 und 113,9 Gramm pro Tonne Brennschiefer aus. Es wird die Kontrollmethode der Qualität der Herstellungstechnologie der Hammern im Werk angeboten und begründet.

А.А.Отс, Д.М.Егоров, К.Ю.Саар

О ФАКТОРАХ, ВЛИЯЮЩИХ НА ОБРАЗОВАНИЕ ОКИСЛОВ
ИЗ АЗОТА ТОПЛИВА

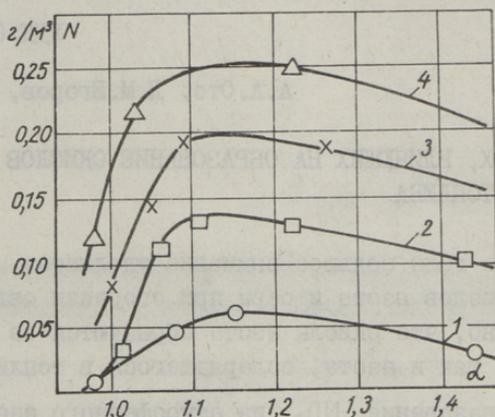
В последние годы большое внимание уделяется вопросам образования окислов азота и серы при сгорании органических топлив. Выяснено, что окислы азота образуются за счет как азота воздуха, так и азота, содержащегося в топливе.

Теория образования NO_x из атмосферного азота разработана Я.Б. Зельдовичем [1] и широко известна. Имеются данные, говорящие о независимости процессов возникновения окислов азота из азота топлива и из атмосферного азота [2], т.е. общее количество окислов азота в продуктах сгорания можно рассматривать как сумму вышеотмеченных составляющих.

Целью исследований, проводимых в проблемной лаборатории промышленной теплоэнергетики Таллинского политехнического института, является изучение роли топливного азота в образовании окислов азота и выявление факторов, влияющих на этот процесс, с целью уменьшения эмиссии NO_x в топках парогенераторов, сжигающих азотсодержащее топливо.

Опыты проводились с жидким топливом, не содержащим азота. При этом определено количество образующихся при различных температурных условиях и коэффициентах избытка воздуха NO_x (в данной работе для измерения концентрации окислов азота используется следующая единица измерений: грамм связанного азота на нормальный кубометр (г/м^3), что помогает сравнивать долю азота, занятую в различного рода соединениях независимо от их химического состава). Затем были проведены опыты при таких же условиях с прибавлением в топливо различных количеств азотсодержащих соединений. Как видно из приведенных на фиг. 1 кривых, топливный азот значительно

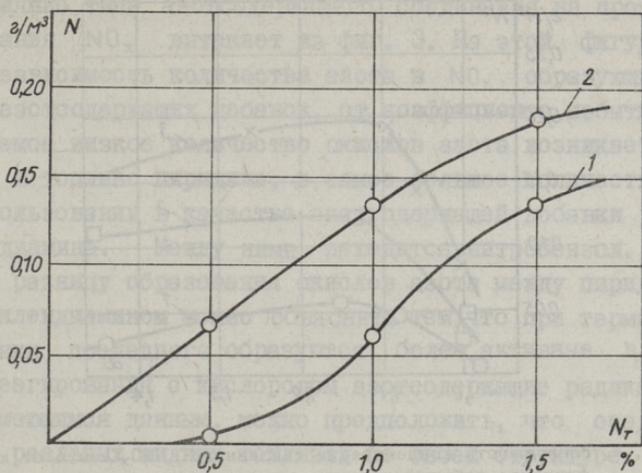
увеличивает эмиссию NO_x . Процесс образования NO_x из азота топлива, как выяснилось в ходе опытов, мало зависит от температуры, но сильно зависит от коэффициента избытка воздуха.



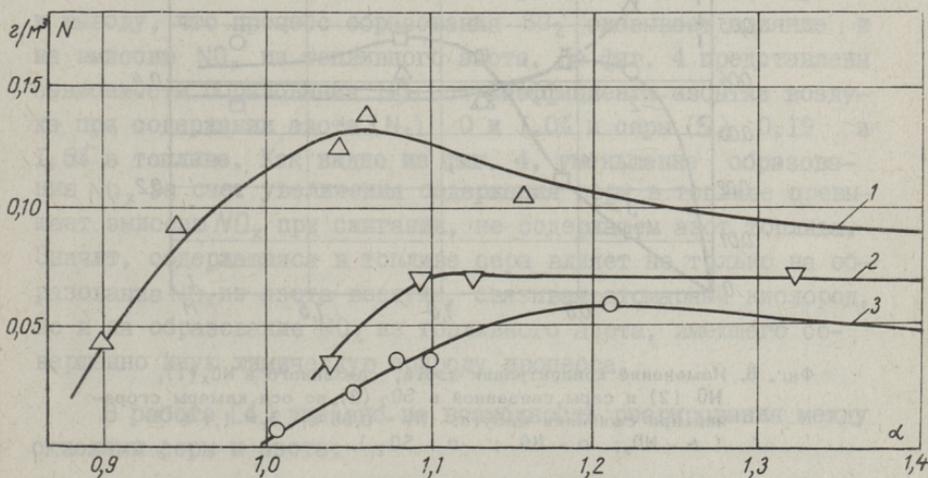
Фиг. 1. Зависимость содержания связанного в NO_x азота в дымовых газах от коэффициента избытка воздуха при сжигании жидкого топлива с добавкой пиридина: 1) $N_T = 0\%$; 2) $N_T = 0,5\%$; 3) $N_T = 1,0\%$; 4) $N_T = 1,5\%$.

С увеличением α до 1,10–1,15 количество окислов азота в продуктах сгорания довольно быстро увеличивается, а затем медленно снижается. Это объясняется тем, что при увеличении α повышается концентрация кислорода в начале факела, что в свою очередь способствует окислению азотсодержащих радикалов. Снижение концентрации окислов азота в области $\alpha > 1,10$ –1,15 связано с разбавлением воздухом продуктов сгорания.

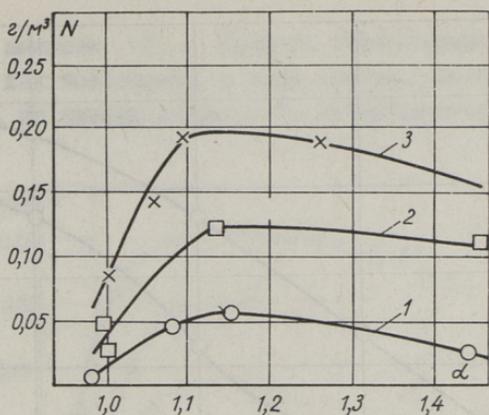
Концентрация окислов азота в продуктах сгорания зависит не только от коэффициента избытка воздуха, но и от количества введенных в топливо азотсодержащих соединений. Это вытекает из фиг. 2, где приведена зависимость количества азота, связанного в NO_x , от содержания азота в топливе. Видно, что с увеличением количества азота в топливе концентрация окислов азота в продуктах сгорания увеличивается до определенного значения, после чего рост их в камере сгорания замедляется. Такой результат хорошо согласуется с данными исследования [3]. Особенно интенсивный прирост NO_x наблюдается в области увеличения азота в топливе примерно от 0,6 до 1,3 %.



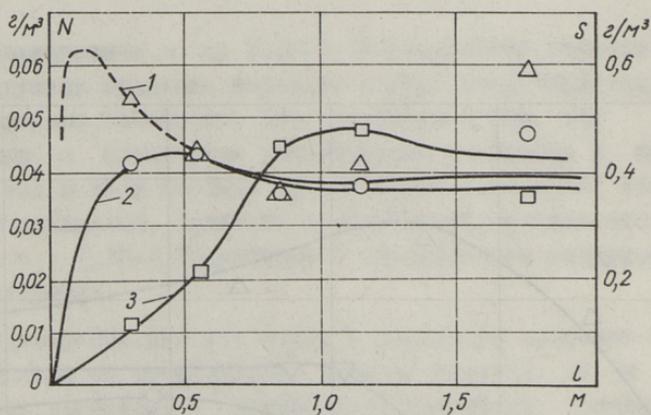
Фиг. 2. Зависимость содержания связанного в NO_x азота от коэффициента содержания азота в топливе. 1) $\alpha = 1,0$; 2) $\alpha = 1,15$.



Фиг. 3. Зависимость концентрации связанного в NO_x азота от коэффициента избытка воздуха при различных азотсодержащих добавках: $N_7 = 0,5$; 1 - метафенилендиамин; 2 - нитробензол; 3 - пиридин.



Фиг. 4. Зависимость концентрации связанного в NO_x азота от коэффициента избытка воздуха при разных содержаниях серы в топливе: 1 - $N_T = 0\%$ и $S_T = 0,19\%$; 2 - $N_T = 1,0\%$ и $S_T = 1,5\%$; 3 - $N_T = 1,0\%$ и $S_T = 0,19\%$.

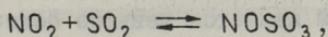


Фиг. 5. Изменение концентрации азота, связанного в NO_x (1), NO (2) и серы, связанной в SO_2 (3), по оси камеры сгорания при сжигании мазута: $N_T = 0,55\%$, $S_T = 1,4\%$ (Δ - NO_x ; o - NO ; \square - SO_2).

Влияние типа азотсодержащего соединения на процесс образования NO_x вытекает из фиг. 3. На этой фигуре приведена зависимость количества азота в NO_x , образующихся из разных азотсодержащих добавок, от коэффициента избытка воздуха. Самое низкое количество окислов азота возникает при добавке в топливо пиридина, а самое большое количество — при использовании в качестве азотсодержащей добавки метафенилендиамина. Между ними находится нитробензол. Такую большую разницу образования окислов азота между пиридином и метафенилендиамином можно объяснить тем, что при термическом разложении последнего образуются более активные в отношении реагирования с кислородом азотсодержащие радикалы. Судя по имеющимся данным, можно предположить, что соединения азота в реальных жидких топливах по своей структуре ближе всего к пиридину. Несмотря на сказанное, важным итогом является полученный результат о влиянии структуры азотсодержащих молекул на процесс образования окислов азота из азота топлива. При этом характерно, что зависимость окислов азота от коэффициента избытка воздуха при использовании разнотипных азотсодержащих соединений подобна.

В литературе опубликованы также данные о влиянии образования окислов серы на эмиссию NO_x из атмосферного азота [3]. В результате проведенных авторами опытов можно прийти к выводу, что процесс образования SO_2 оказывает влияние и на эмиссию NO_x из топливного азота. На фиг. 4 представлены зависимости образования NO_x от коэффициента избытка воздуха при содержании азота (N_T) 0 и 1,0% и серы (S_T) 0,19 и 1,5% в топливе. Как видно из фиг. 4, уменьшение образования NO_x за счет увеличения содержания серы в топливе превышает эмиссию NO_x при сжигании, не содержащем азот топлива. Значит, содержащаяся в топливе сера влияет не только на образование NO_x из азота воздуха, связывая атомарный кислород, но и на образование NO_x из топливного азота, имеющего совершенно иную химическую природу процесса.

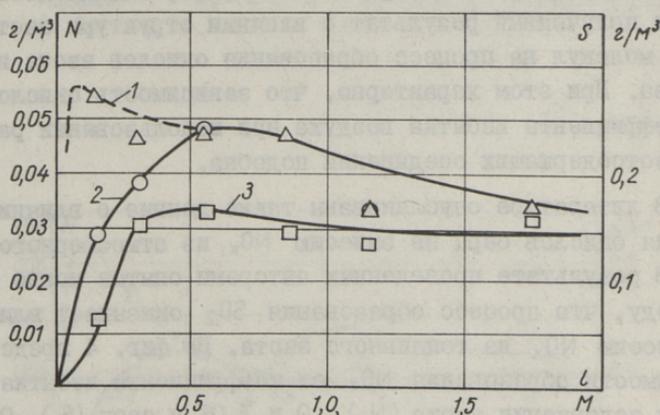
В работе [4] указано на возможность реагирования между окислами серы и азота:



причем образующийся ангидрид нитрозы, реагируя с водой, дает нитрозу. Такой ход процесса вызывает сомнения, так как в этом случае общее количество связанного азота не должно

уменьшаться, а используемый в опытах кулонометрический детектор должен замерит и его. Следовательно, действительный процесс выглядит несколько по-другому.

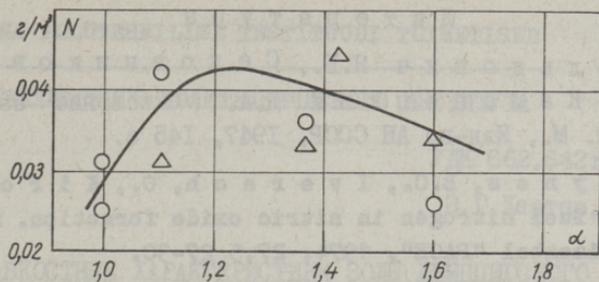
На фиг. 5 представлено изменение концентрации связанного в NO и в NO_x азота, а также концентрация связанной в SO_2 серы по длине факела при сжигании мазута, содержащего 0,55% азота и 1,4% серы. Как видно из фигуры, образование NO_x происходит значительно быстрее, чем образование SO_2 . Хотя топливо содержит 0,55% азота, концентрация окислов азота не превышает 0,05 г/м³ связанного в NO_x азота. Это даже меньше, чем при сжигании топлива, не содержащего азота. Причиной является наличие в топливе серы, которая влияет как на окислы азота, образовавшиеся из атмосферного азота, так и на "топливные" окислы азота.



Фиг. 6. Изменение концентрации азота, связанного в NO_x (1), NO (2) и серы, связанной в SO_2 (3), по оси камеры сгорания при сжигании сланцевого масла: $N_T = 0,48\%$, $S_T = 0,5\%$ (Δ - NO_x ; \circ - NO ; \square - SO_2).

На фиг. 6 представлена аналогичная зависимость для сланцевого масла. Сравнивая ее с предыдущей фигурой, можно заметить, что процессы образования окислов азота и серы происходят быстрее, чем при сжигании мазута. Концентрация окислов азота несколько выше, чем при сжигании мазута, хотя содержание азота в топливе даже несколько меньше ($N_T = 0,48\%$). Возможной причиной является меньшее содержание серы в топливе ($S_T = 0,5\%$).

На фиг. 7 представлена зависимость связанного в NO_x азота от коэффициента избытка воздуха при сжигании слан-



Фиг. 7. Зависимость концентрации азота связанного в NO_x от коэффициента избытка воздуха при сжигании сланцевого масла.

цевого масла. Из фигуры видно, что концентрация окислов азота значительно уменьшается при приближении α к единице. Следовательно, сжигание сланцевого масла при минимальных значениях коэффициента избытка воздуха имеет важную роль в подавлении окислов азота.

На основе изложенного можно сделать следующие выводы:

1. На образование окислов из азота топлива влияют следующие факторы: коэффициент избытка воздуха, содержание азота в топливе, его молекулярная структура и содержание серы в топливе.

2. Для подавления образования окислов азота можно рекомендовать сжигание при минимальных значениях коэффициента избытка воздуха. Если топливо содержит серы в очень минимальных количествах и не существует опасности высокотемпературной коррозии и загрязнения, то можно сжигать таким образом, чтобы в конце топки коэффициент избытка воздуха составлял бы несколько больше единицы, то есть, в горелке α должен быть меньше единицы на величину присоса. Это соответствует двухступенчатому сжиганию топлива, но осуществить его можно без дополнительных затрат.

При сжигании топлива с большим содержанием азота следует рекомендовать организованный двухступенчатый процесс горения.

Л и т е р а т у р а

1. Зелъдович Я.Б., Садовников П.Я., Франк-Каменецкий Д.А. Ожогление азота при горении. М., Изд-во АН СССР, 1947, 145 с.
2. Науес, В.С., Иверасх, О., Кигров, Н.У. The role of fuel nitrogen in nitric oxide formation. Part II. - Experimental "PACE", 1974, 27,5 27-30.
3. Мейерзу Көскер, Н. Ruβ- und Stickoxidbildung in Flammen eines Ölvergasungsbrenners. - BWK, 1976, N 10. S. 394-399.
4. Вахншаффе, Е. Ein Beitrag zur Umwandlung von SO_2 zu SO_3 . - Mitteilungen der VGB, 1971, N 10, Heft 5, S.385-390.

A. Ots, D. Jegorov, K. Saar

Einflußfaktoren bei Stickstoffoxidbildung von Brennstoffstickstoff

Zusammenfassung

In diesem Artikel werden einige Faktoren behandelt, die die Bildung der Stickstoffoxide bei der Verbrennung von flüssigen Brennstoffen beeinflussen. Es wird nachgewiesen, dass sich der grösste Teil der Stickstoffoxide aus dem Brennstoffstickstoff bildet.

Die Oxidbildung aus dem Brennstoffstickstoff hängt vom Luftverhältnis, vom Stickstoffgehalt im Brennstoff und von der Art der stickstoffhaltigen Verbindungen ab. Auch der Schwefelgehalt beeinflusst die Stickstoffoxidbildung.

Die Untersuchungen wurden mit künstlichen Mischungen durchgeführt. In diesem Artikel werden auch einige Ergebnisse der Untersuchungen mit Brennschieferöl und Heizöl angegeben, die frühere Ergebnisse bestätigen.

ПЛАВКОСТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЗОЛЫ ЛЕЙПЦИГСКОГО
БУРОГО УГЛЯ

Важной проблемой при эксплуатации в ГДР парогенераторов, работающих на буром угле лейпцигского месторождения, является загрязнение поверхностей нагрева быстрорастущими золовыми отложениями. На скорость образования на трубах связанно-шлаковых отложений влияют также наряду с другими факторами плавкостные характеристики золы сжигаемого топлива. Активными с точки зрения загрязнения часто являются частицы, нанесенные на поверхности нагрева в размягченном или расплавленном виде. Они способствуют образованию плотных отложений золы.

В настоящей статье приводятся результаты определения плавкостных температур отдельных фракций лабораторной и летучей золы лейпцигского бурого угля и оценивается влияние компонентов золы на ее плавкостные характеристики.

Температуры начала деформации (t_1), начала размягчения (t_2) и начала жидкоплавкого состояния (t_3) определялись по ГОСТ 2057-74 методом микроскопического наблюдения поведения образцов в высокотемпературной печи. Опыты проводили в полувосстановительной, окислительной (воздух) и нейтральной (азот) средах.

Полувосстановительную атмосферу получали восстановлением двуокиси углерода путем пропускания ее сквозь установленную в электропечи наполненную графитом керамическую трубку. Химический состав полувосстановительной газовой среды был следующим: $\text{CO}_2 = 50-58\%$ и $\text{CO} = 42-50\%$. Кислород практически отсутствовал.

Исследованию плавкостных характеристик подвергались лабораторная зола лейпцигского бурого угля и летучая зола из

электрофильтра электростанции "Тирбах". Проба бурого угля отбиралась из бункера сырого угля этой электростанции и измельчалась в лабораторной невентилируемой мельнице.

Из-за перераспределения неорганической части по отдельным фракциям пыли при дроблении и размеле топлива особый интерес представляет изучение плавкостных характеристик золы по фракциям. Топливная пыль с помощью ситового анализа разделялась на восемь фракций, а летучая зола — на семь. Самые мелкие фракции угля (0–50 мкм) и летучей золы (0–40 мкм) на воздушно-центробежном сепараторе "Бако" были разделены еще дополнительно на четыре фракции. Средний размер частиц, разделенных на сепараторе "Бако", оценивался под оптическим микроскопом.

Озоление фракций топлива проводилось при температуре $800 \pm 25^\circ\text{C}$. Из этой золы с помощью 10%-го водного раствора декстрина прессовались цилиндрические образцы диаметром 3 мм и высотой также 3 мм.

Химические составы и плавкостные температуры исследованных фракций лабораторной и летучей золы представлены в таблице I.

Основными компонентами как в лабораторной, так и в летучей золе являются окись кремния (52,2/38,6% на бессерную массу золы)^I, окись кальция (22,9/32,2%) и окись алюминия (12,0/15,4%). Кроме этих компонентов зола содержит еще окись железа (7,4/8,4%) и окись магния (3,2/4,5%). Соотношение SiO_2/CaO (2,28/1,20) для лабораторной золы в 1,9 раза выше, чем для летучей золы.

Окись кремния и окись кальция как главные компоненты, определяющие плавкостные характеристики золы, распределяются по отдельным фракциям летучей золы неравномерно. С увеличением размеров частиц содержание окиси кремния в золе увеличивается, а окиси кальция — уменьшается. Такой же характер распределения этих компонентов имеется и в лабораторной золе.

^I В скобках: в числителе — содержание компонентов в средней пробе лабораторной золы; в знаменателе — в летучей золе.

Химический состав и температурные характеристики плазмоты фракций лабораторной и летучей золы лейцинского бурого угля

Наименование величины	Лабораторная зола					Летучая зола из электродфильтров									
	Размер фракций, мкм					Размер фракций, мкм									
	~10	~20	~30	~42	80-125	~8	~14	~22	~30	40-50	50-63	63-80	80-125	125-200	>200
Зольность на сухую массу $T_{\text{д}}$, %	18,55	14,75	18,24	23,03	23,25	27,80	22,75	21,06	15,72	15,94					
Исправленность зольности $A_{\text{исп.}}$, %	17,17	14,43	11,48	15,93	19,80	17,17	24,30	17,30	17,14	12,35	12,71				
Химический состав															
SiO ₂	39,94	18,79	17,93	24,37	32,81	37,42	54,48	58,33	44,81	38,41	38,31	33,78	12,30	15,83	22,43
Fe ₂ O ₃	3,50	11,14	12,06	7,07	7,67	10,11	8,93	10,11	11,71	10,75	9,29	14,28	4,28	4,28	4,28
Al ₂ O ₃	17,50	22,64	21,04	23,15	20,96	19,93	12,70	13,38	15,38	17,38	14,53	14,04	14,04	14,04	14,04
CaO	2,24	3,39	3,89	2,74	2,79	1,93	1,54	1,54	1,93	1,93	1,93	37,53	37,53	37,53	37,53
MgO	2,14	2,32	2,72	2,04	2,26	1,86	1,26	1,26	1,86	1,86	1,86	4,42	4,42	4,42	4,42
Na ₂ O	1,18	2,07	2,03	2,03	2,97	1,44	0,46	0,46	0,58	0,58	0,58	0,42	0,42	0,42	0,42
K ₂ O	23,50	33,33	33,33	35,35	28,48	24,24	17,82	15,38	21,26	21,38	22,17	12,43	28,72	22,22	12,75
SO ₃ об	22,73	0,40	0,79	0,58	0,72	0,04	0,13	0,42	0,04	0,02	0,07	11,02	28,72	21,22	12,68
SO ₃ с	0,31											0,56	0,24	0,40	0,43
S _к															
свободная СаО															
Соотношение SiO ₂ /СаО	2,28	0,80	0,73	0,99	1,61	2,21	4,23	4,83	2,74	2,21	2,21	1,20	0,33	0,42	0,59
Химический состав															
SiO ₂	52,21	28,18	26,89	35,91	45,92	49,36	66,65	69,17	56,91	48,91	48,91	38,57	17,40	20,32	26,01
Fe ₂ O ₃	7,44	11,14	8,03	7,44	7,44	7,44	7,44	7,44	7,44	7,44	7,44	17,37	17,37	17,37	17,37
Al ₂ O ₃	2,03	16,45	18,06	10,42	10,72	10,06	10,87	11,62	14,15	12,53	16,46	8,66	15,86	18,00	17,09
CaO	22,93	9,34	9,34	12,50	28,50	22,39	15,66	14,33	20,80	22,56	22,56	32,20	52,74	48,26	43,99
CaSO ₄	3,18	5,68	5,68	4,62	2,50	2,39	2,23	1,82	2,62	4,15	3,56	4,48	6,38	6,87	6,33
MgO	0,71	3,40	3,40	3,40	1,20	0,30	0,72	0,72	0,48	0,42	0,42	0,57	0,57	0,50	0,17
Na ₂ CO ₃	1,54	3,40	3,104	3,42	3,31	1,30	0,36	0,36	0,48	0,42	0,42	0,42	0,42	0,42	0,42
т ₁ , воздух азот	1250	1230	1180	1165	1165	1155	1155	1190	1175	1185	1160	1235	1260	1260	1310
СО/СО ₂	1110	1100	1150	1160	1160	1165	1170	1160	1160	1170	1155	1150	1150	1190	1210
т ₂ , воздух азот	1325	1305	1195	1185	1195	1200	1215	1195	1200	1205	1200	1330	1360	1365	1410
СО/СО ₂	1250	1290	1180	1180	1170	1185	1200	1175	1180	1180	1190	1360	1350	1325	1325
т ₃ , воздух азот	1340	1330	1285	1190	1215	1400	1375	1300	1210	1290	1270	1410	1450	1450	1420
СО/СО ₂	1320	1315	1210	1195	1370	1360	1370	1270	1230	1270	1220	1405	1405	1345	1345

Существует также зависимость содержания окиси кремния и кальция в золе от зольности топлива: с увеличением зольности содержание SiO_2 в золе увеличивается, а CaO уменьшается. Такая закономерность изменения SiO_2 и CaO с зольностью топлива объясняется тем, что окись кремния в буром угле Лейпцигского месторождения является внешним включением, а несвязанная с карбонатами окись кальция находится в органической части топлива в виде гумусовых кислот [I].

Существование закономерности изменения химического состава отдельных фракций лабораторной золы топлива от ее зольности дает основание предполагать наличие также зависимости между плавкостными характеристиками и зольностью пробы. Поскольку в исследованной средней пробе топлива интервал изменения зольности отдельных фракций небольшой (примерно 13%)^I, а соотношение SiO_2/CaO может меняться в широких пределах (от 0,3 до 28,8)^I, то полученные плавкостные характеристики выражены в зависимости от этого соотношения. Для перехода от зависимости $t = f(\text{SiO}_2/\text{CaO})$ к зависимости $t = f(A^c)$ можно использовать приведенные в [I] графики.

На фиг. I представлена зависимость температур t_1, t_2 и t_3 лабораторной и летучей золы лейпцигского бурого угля от соотношения SiO_2/CaO в пробе. Поскольку плавкостные характеристики в воздухе и в азоте между собой существенно не различаются, то они представлены единными сплошными линиями, а те же характеристики в полувосстановительной среде — пунктирными линиями (в тех областях, где существует разница).

На фиг. I видно, что в пределах соотношения SiO_2/CaO 0,3—1,6 происходит резкое падение температурных характеристик плавкости золы. Для лабораторной золы температура начала жидкоплавкого состояния t_3 в области изменения SiO_2/CaO 0,7—1,6 снижается с 1350 до 1195°C, а в полувосстановительной среде — с 1320 до 1195°C. Для летучей золы температура t_3 изменяется от 1460 до 1220°C в окислительной и нейтральной средах и от 1405 до 1195°C в полу-

^I См. таблицу I.

восстановительной среде при увеличении соотношения SiO_2/CaO от 0,3 до 1,0.

При дальнейшем увеличении соотношения SiO_2/CaO (от 1,6 и выше) происходит непрерывный подъем кривых t_3 . Температуры t_1 и t_2 являются минимальными при несколько больших значениях соотношения SiO_2/CaO , чем температура жидкоплавкого состояния. Две самые крупные фракции летучей золы при соотношениях SiO_2/CaO , равных соответственно 12,4 и 28,8, имеют плавкостные температуры в окислительной и нейтральной средах более 1500°C (в полувосстановительной среде $\geq 1400^\circ\text{C}$).

Такое поведение температур t_1, t_2 и t_3 с изменением соотношения SiO_2/CaO объясняется тем, что при высоком содержании в золе кислых окислов окись кальция, аналогично окислам железа и щелочных металлов, снижает температурные характеристики плавки золы [2, 3, 4]. При меньшем соотношении SiO_2/CaO зола остается основной и окись кальция перестает оказывать расплавляющее действие и становится компонентом, сильно повышающим тугоплавкость золы. Подъем температурных характеристик при соотношении $\text{SiO}_2/\text{CaO} > 2$ объясняется увеличением в золе SiO_2 . Содержание CaO в золе становится все меньше и его роль плавно убывает.

Вышеизложенные результаты подтверждаются также представленными на фиг. 2 температурными характеристиками плавки проб золы в зависимости от содержания в них окиси кальция. Резкое снижение плавкостных температур наблюдается при увеличении содержания CaO до 20%. Повышение CaO в золе выше 30–35% приводит к увеличению температур t_1, t_2 и t_3 . Минимальные плавкостные температуры проб золы имеют место при 20–35% CaO . Подобные температурные характеристики плавки в зависимости от содержания окиси кальция в золе имеют и другие бурные угли [2].

Характер полученной зависимости плавкостных температур от содержания CaO по тенденции изменения согласуется с диаграммой равновесия бинарной системы SiO_2-CaO .

Существует некоторая разница между плавкостными температурами лабораторной и летучей золы. Температура начала жидкоплавкого состояния, начиная с соотношения $\text{SiO}_2/\text{CaO} \approx$

≈ 2,2 и выше, в окислительной и в нейтральной средах для лабораторной золы несколько больше, чем для летучей золы (разница в t_3 достигает 70°). Объясняется это различным содержанием окиси железа в пробах. В соответственных пробах при приблизительно одинаковых значениях соотношения SiO_2/CaO количество окиси железа в летучей золе больше, чем в лабораторной золе (таблица 2).

Т а б л и ц а 2

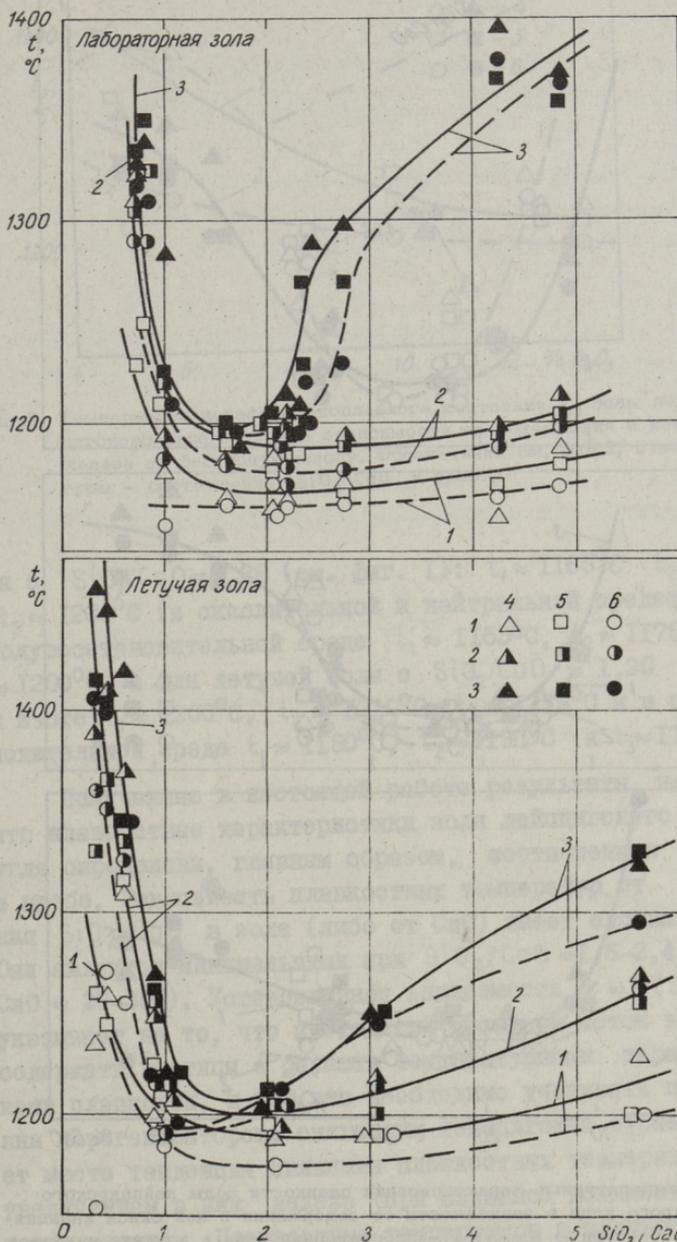
Сравнение содержания окиси железа в некоторых фракциях лабораторной и летучей золы

Лабораторная зола		Летучая зола		$\frac{(\text{Fe}_2\text{O}_3)_b}{(\text{Fe}_2\text{O}_3)_a}$
Соотношение $\frac{\text{SiO}_2}{\text{CaO}}$	$(\text{Fe}_2\text{O}_3)_a$, %	Соотношение $\frac{\text{SiO}_2}{\text{CaO}}$	$(\text{Fe}_2\text{O}_3)_b$, %	
2,21	5,90	2,07	10,46	1,77
2,74	4,72	3,07	9,11	1,93
4,23	4,09	3,07	9,11	1,23
4,83	7,62	5,62	10,25	1,35

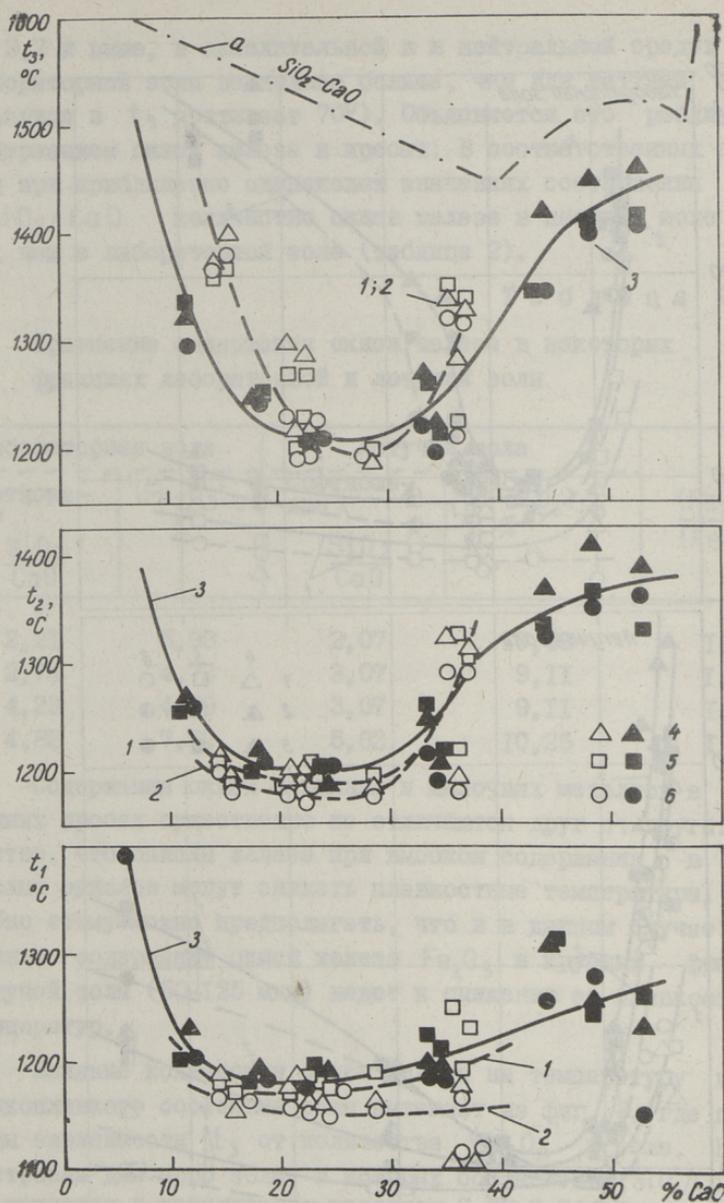
Содержания окиси алюминия и щелочных металлов в указанных пробах существенно не отличаются друг от друга. Известно, что окислы железа при высоком содержании в золе кислых окислов могут снижать плавкостные температуры. Подобно этому можно предполагать, что и в данном случае повышенное содержание окиси железа Fe_2O_3 в крупных фракциях летучей золы (50–125 мкм) ведет к снижению ее плавкостных температур.

Влияние количества окиси железа на температуру начала жидкоплавкого состояния золы вытекает из фиг. 3, где приведены зависимости t_3 от количества Fe_2O_3 в золе. Кривые построены для проб золы, в которых соотношение SiO_2/CaO мало меняется и находится в пределах 2,07–2,74. Видно, что при заданном значении соотношения SiO_2/CaO увеличение количества окиси железа в пробах золы снижает температуру начала жидкоплавкого состояния t_3 .

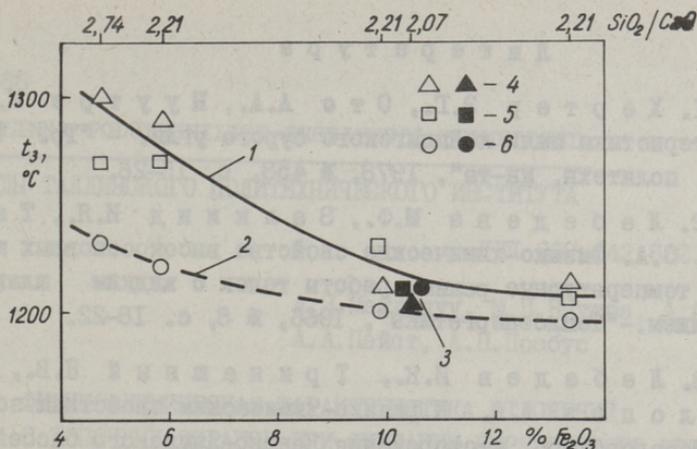
Плавкостные температуры средних проб определялись по соотношению SiO_2/CaO . Они составляют для лабораторной зо-



Фиг.1. Температурные характеристики плавкости лабораторной и летучей золы лейпцигского бурого угля в зависимости от соотношения SiO_2/CaO : 1 - температура начала деформации; 2 - температура начала размягчения t_2 ; 3 - температура начала жидкоплавкого состояния t_3 ; 4 - в окислительной среде; 5 - в азоте; 6 - в полувосстановительной среде.



Фиг.2. Температурные характеристики плавления зола лейпцигского бурого угля в зависимости от содержания в ней окиси кальция на бессерную массу. 1 - лабораторная зола в воздухе и азоте; 2 - лабораторная зола в полувосстановительной среде; 3 - летучая зола; 4 - в окислительной среде; 5 - в азоте; 6 - в полувосстановительной среде; а - диаграмма равновесия бинарной системы $\text{SiO}_2\text{-CaO}$.



Фиг.3. Температура начала жидкоплавкого состояния t_3 золы лейпцигского бурого угля в зависимости от содержания в ней окиси железа на бессерную массу. Обозначения см. фиг.2; вверху фигуры - соотношение SiO_2/CaO в пробе.

лы с $\text{SiO}_2/\text{CaO}=2,28$ (см. фиг. 1): $t_1 \approx 1165^\circ\text{C}$ $t_2 \approx 1185^\circ\text{C}$, $t_3 \approx 1230^\circ\text{C}$ (в окислительной и нейтральной средах) и в полувосстановительной среде $t_1 \approx 1155^\circ\text{C}$, $t_2 \approx 1175^\circ\text{C}$ $t_3 \approx 1200^\circ\text{C}$, а для летучей золы с $\text{SiO}_2/\text{CaO} = 1,20$ в воздухе и азоте $t_1 \approx 1200^\circ\text{C}$, $t_2 \approx 1210^\circ\text{C}$ $t_3 \approx 1215^\circ\text{C}$ и в полувосстановительной среде $t_1 \approx 1180^\circ\text{C}$, $t_2 \approx 1190^\circ\text{C}$ и $t_3 \approx 1195^\circ\text{C}$.

Полученные в настоящей работе результаты показывают, что плавкостные характеристики зола лейпцигского бурого угля определены, главным образом, соотношением SiO_2/CaO в пробе. Зависимость плавкостных температур от соотношения SiO_2/CaO в золе (либо от CaO) имеет сложный характер. Они являются минимальными при $\text{SiO}_2/\text{CaO}=1,6-2,4$ (или при $\text{CaO} = 20-35\%$). Установленная зависимость $t = f(\text{SiO}_2/\text{CaO})$ указывает на то, что проходящий газоходный поток золы может содержать частицы с разными температурными характеристиками плавкости, и что это необходимо учитывать при создании парогенераторов, сжигающих лейпцигский бурый уголь. Имеет место тенденция снижения плавкостных температур проб с увеличением в них железа (при заданном количестве других компонентов). Плавкостные температуры в полувосстановительной среде несколько ниже, чем в окислительной и в нейтральной средах.

Л и т е р а т у р а

1. Хертер Э.Г., Ота А.А., Нуутре М.П. Характеристика пыли лейпцигского бурого угля. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1978, № 458, с. 15-26.

2. Лебедева М.Ф., Залкинд И.Я., Тагер С.А. Физико-химические свойства высокоосновных шлаков и температурные режимы работы топок с жидким шлакоудалением. - "Теплоэнергетика", 1966, № 8, с. 18-22.

3. Лебедев И.К., Трикашный Н.В., Торлопов А.А. К физико-химическим свойствам золы угля Назаровского месторождения Канско-Ачинского бассейна. - "Теплоэнергетика", 1966, № 10, с. 27-30.

4. Sarabogdan, J., Singer, G., Rapoin, N. Ascheschmelztemperatur und Einfluß der Zusammensetzung der Kohlenasche. - *Energietechnik*, 1964, N 5, S. 202-206.

E. Herter, A. Ots

Schmelzverhalten der Asche von Leipziger Rohbraunkohle

Zusammenfassung

Im vorliegenden Artikel werden Schmelzcharakteristiken der einzelnen Fraktionen von Labor- und Flugasche der Leipziger Braunkohle aufgeführt und der Einfluss der Aschekomponenten auf die Schmelztemperaturen diskutiert.

Erweichungspunkt (t_1), Halbkugelpunkt (t_2) und Fließpunkt (t_3) wurden mit dem Erhitzungsmikroskop in oxidierender (Luft), neutraler (Stickstoff) und schwach reduzierender Atmosphäre bestimmt.

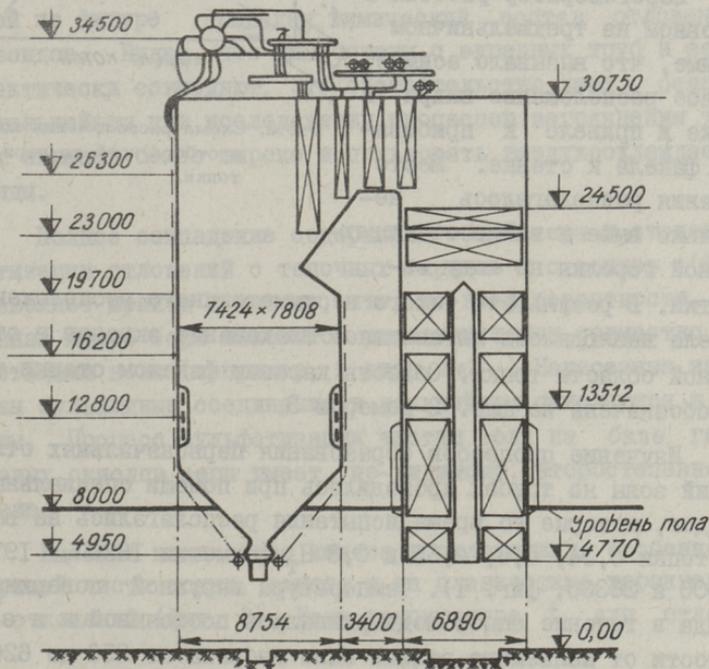
Die erhaltenen Resultate zeigen, dass die Schmelzcharakteristiken der Asche von Leipziger Rohbraunkohle hauptsächlich durch das Verhältnis SiO_2/CaO in der Probe bestimmt werden. Die minimalen Schmelztemperaturen liegen bei $\text{SiO}_2/\text{CaO} = 1,6 - 2,4$ (oder bei $\text{CaO} = 20 - 35 \%$). In schwach reduzierender Atmosphäre sind die Schmelzcharakteristiken geringfügig niedriger als in oxidierender und neutraler.

УДК 662.642:662.933.8

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

ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА ОТЛОЖЕНИЙ
С ТОПОЧНЫХ ЭКРАНОВ ПРИ СЖИГАНИИ БЕРЕЗОВСКОГО УГЛЯ

Приводимые ниже результаты исследования получены при опытном сжигании березовского угля на котле с сухим шлакоудалением БКЗ 210-140 Ф (фиг. 1) Владивостокской ТЭЦ-2.



Фиг.1. Схема парогенератора БКЗ-210-140 Ф.

Парогенератора характеризуют следующие данные: паропроизводительность 58 кг/с (210 т/ч), давление перегре-

того пара 13,7 МПа (140 кгс/см²) и температура перегретого пара 570°С. Расчетное теплонапряжение топочного объема $q_v = 147 \text{ кВт/м}^3$ (126 Мкал/(м³·ч)).

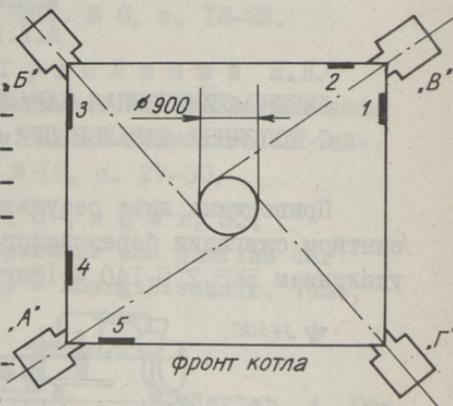
Топка имеет тангенциальное расположение горелок (фиг.2) и оборудована четырьмя мелющими вентиляторами типа МВ 1600/600/980. Сушка топлива осуществлялась топочными газами.

Парогенератор работал на угле, характеризуемом следующими данными: $W^P = 34\%$, $A^C = 6-9\%$, $S_{од}^C = 0,4-0,7\%$. Составляющие серы распределяются следующим образом: $S_0^C = 0,2-0,4\%$, $S_k^C = 0,1-0,3\%$ и $S_c^C = 0,1-0,2\%$.

Парогенератор работал в основном на трехмелничном режиме, что вызывало асимметричное расположение вихря в топке и привело к приближению факела к стенке. Место касания располагалось несколько выше и влево от отключенной горелки по ходу закрутки. В результате такого несимметричного расположения факела наблюдалось интенсивное шлакование экранов в отмеченной области топки. Область касания факелом стенки топки обозначена на фиг. 2 номером 3.

Изучение процессов образования первоначальных отложений золы на трубах проводилось при помощи специальных зондов, которые во время испытания располагались на высоте топки 0,34, 0,5, 0,65 и 0,8 Н_т (отметки 16200, 19700, 23000 и 26300, фиг. 1). Температура наружной поверхности зонда в течение опыта поддерживалась постоянной и в зависимости от желаемого режима была выбрана от 350 до 620°С. Продолжительность опытов длилась от 3 до 6 часов. Всего было проведено 13 опытов.

Особенностью образовавшихся на расположенных в топке зондах отложений являлось высокое содержание железа — 62—



Фиг.2. Схема расположения горелок и отбора проб по периметру топки.

68% при пересчете на Fe_2O_3 и на бессерную массу. При этом эти отложения, в зависимости от режима опыта, содержат еще CaO 13-17%, SiO_2 3-9% Al_2O_3 9-10% и общей серы при пересчете на $SO_{3,08}$ 7-19%. Из общей серы около 11% находится в виде сульфидной серы.

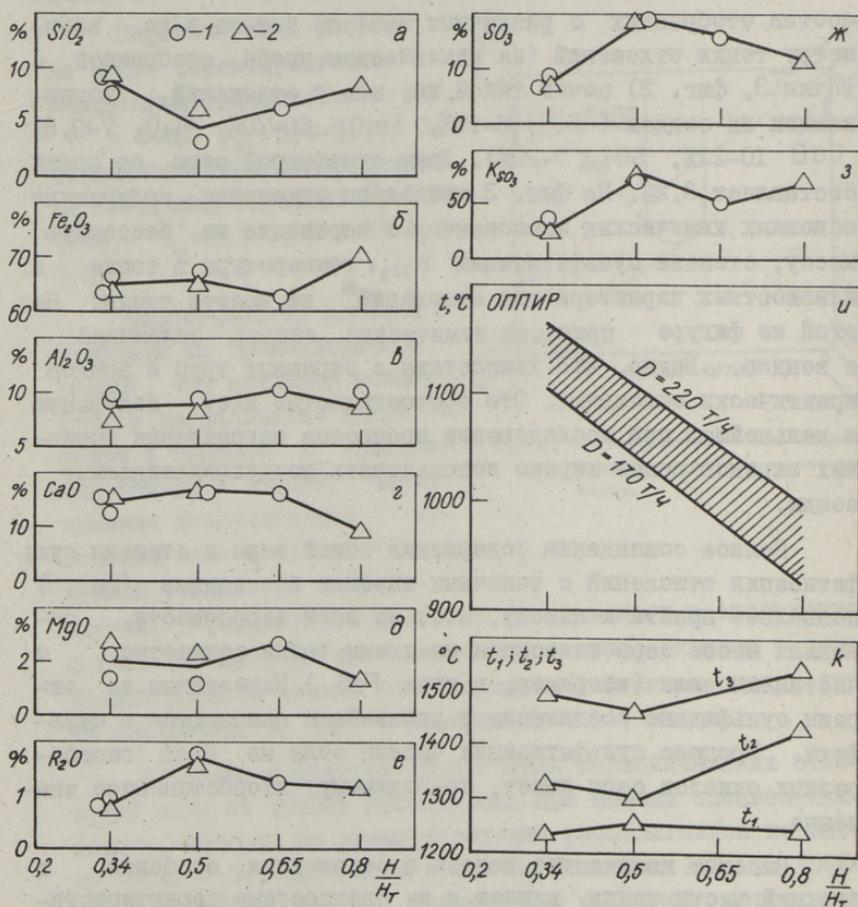
Визуальные наблюдения за характером загрязнения топки показали, что топочные экраны во время сжигания березового угля покрываются плотными отложениями. Химический состав отобранных с различных мест по высоте и по периметру топки отложений (за исключением пробы, отобранной с точки 3, фиг. 2) почти такой же, как у отложений, возникающих на зондах (SiO_2 6-15%, Fe_2O_3 50-70%, Al_2O_3 7-9,5% CaO 10-22%, $SO_{3,08}$ 7-20%). Доля сульфидной серы от общей составляет 3,2%. На фиг. 3 приведены изменения содержания основных химических компонентов в пересчете на бессерную массу, степени сульфатизации K_{SO_3} , температуры в топке и плавкостных характеристик отложений* по высоте топки. На этой же фигуре приведен химический состав отложений с зондов. Видно, что химсоставы с экранных труб и зондов практически совпадают. Это обстоятельство дает основание в дальнейшем при исследовании процессов загрязнения топочных экранов более широко использовать воздухоохлаждаемые зонды.

Полное совпадение содержания общей серы и степени сульфатизации отложений с топочных экранов и с зондов (фиг. 3) позволяет прийти к выводу, что, по всей вероятности, основная масса серы наносится на стены топки совместно с частицами золы (например, в виде FeS). Нанесенные на экраны сульфидные соединения в дальнейшем окисляются в сульфаты. Процесс сульфатизации частиц золы на базе газообразных окислов серы имеет, по-видимому, второстепенное значение.

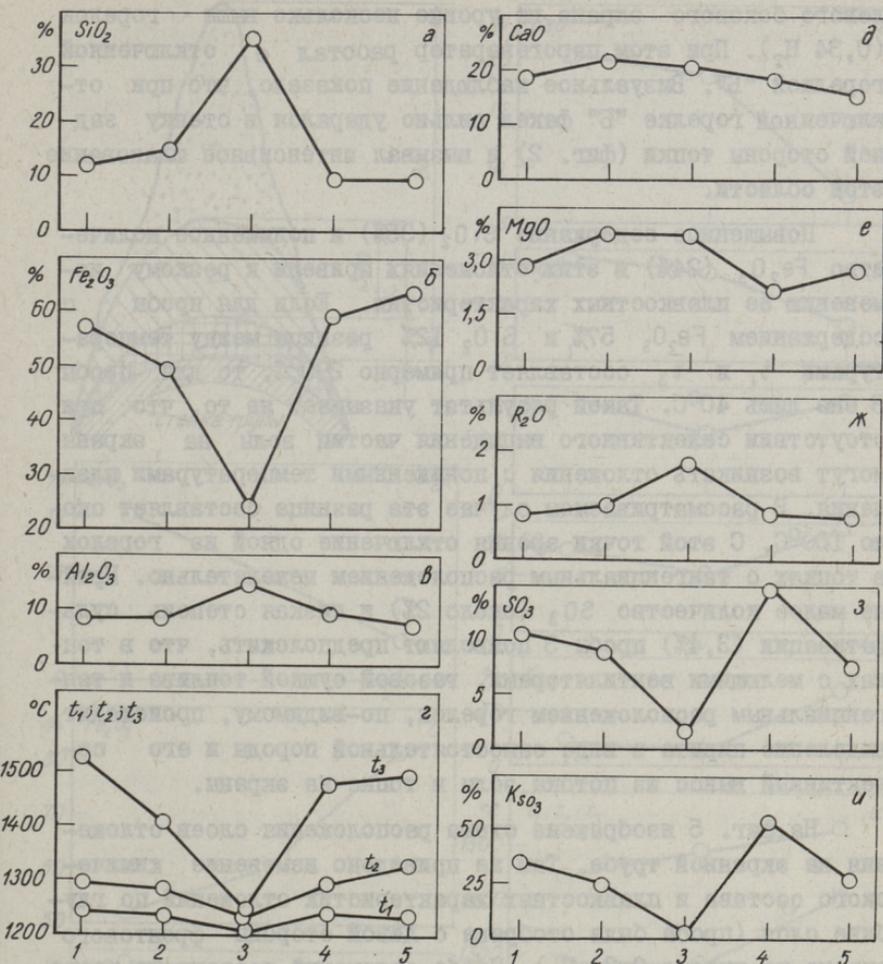
Высокое количество железа в отложениях, особенно в верхней части топки, влияет и на плавкостные характеристики отложений (фиг. 3). Если температура t_1 для отложений

* Плавкостные характеристики отложений определялись по методу DIN в окислительной среде.

по высоте точки почти не изменяется, то температуры t_2 и t_3 с увеличением содержания железа в пересчете на Fe_2O_3 с 64 до 70% и со снижением содержания склонных к сульфатизации компонентов на 8% повышаются с 1300 до 1430 и с 1460 до 1550°C соответственно. Следует заметить, что температура плавления этих отложений при $t_3 = 1550^\circ C$ близка к температуре плавления чистого магнетита - 1590°C [1].



Фиг.3. Изменение химических компонентов (на бессерную массу), степени сульфатизации K_2SO_3 и плавкостных характеристик отложений и температуры по высоте точки: 1 - отложения с экранов, 2 - отложения с зондов.



Фиг. 4. Изменение химических компонентов (на бессерную массу), степени сульфатизации K_{SO_3} и плавкостных характеристик отложений по периметру топки на высоте 0,34 Н_Т. Места отбора проб отложений показаны на фиг. 2.

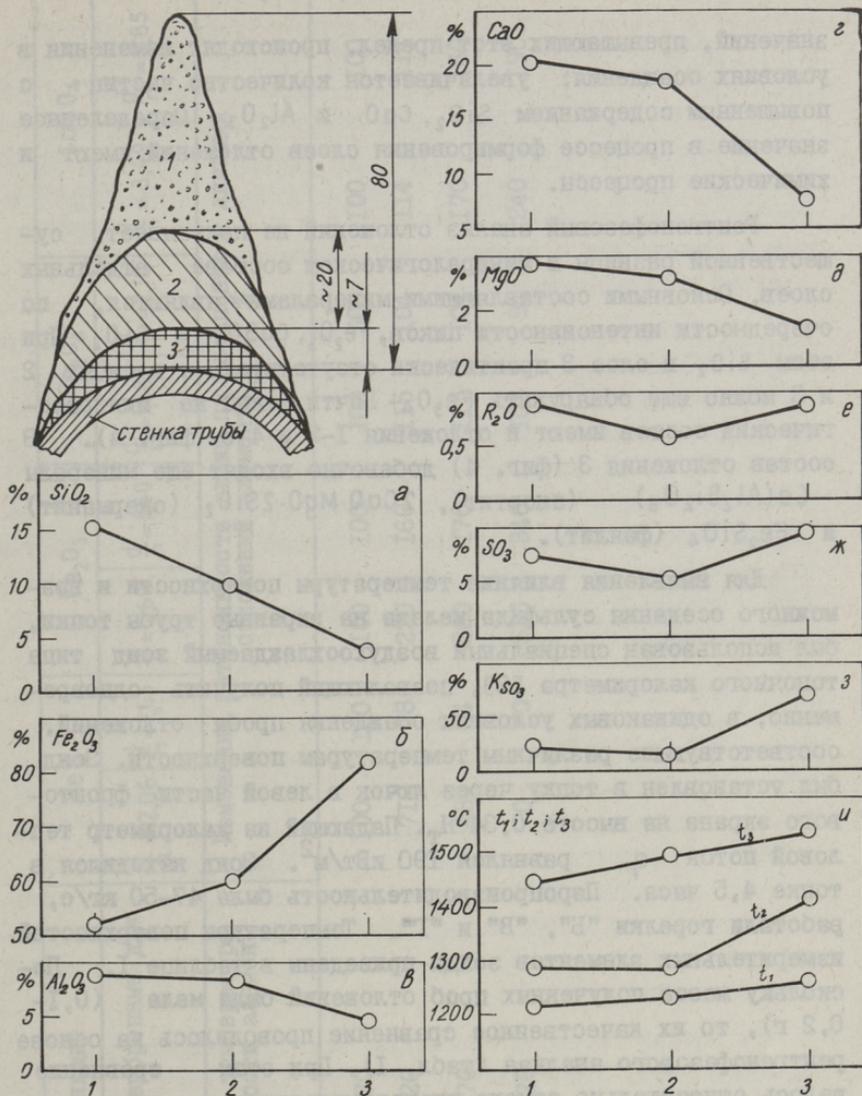
На фиг. 4 приведены изменения химического состава (на бессерную массу), степени сульфатизации K_{SO_3} и плавкостных характеристик отложений по периметру топки на высоте 0,34 Н_Т. Номера на горизонтальной оси соответствуют местам отбора проб (фиг. 2).

Из приведенных на фиг. 4 данных видно резкое отличие пробы 3 от остальных. Эта проба отобрана с задней стороны

левого бокового экрана на уровне несколько выше горелок ($0,34 H_T$). При этом парогенератор расотал с отключенной горелкой "Б". Визуальное наблюдение показало, что при отключенной горелке "Б" факел сильно ударялся в стенку задней стороны топки (фиг. 2) и вызывал интенсивное шлакование этой области.

Повышенное содержание SiO_2 (35%) и пониженное количество Fe_2O_3 (24%) в этих отложениях привели к резкому изменению ее плавкостных характеристик. Если для пробы с содержанием Fe_2O_3 57% и SiO_2 12% разница между температурами t_1 и t_3 составляет примерно $290^{\circ}C$, то для пробы 3 она лишь $40^{\circ}C$. Такой результат указывает на то, что при отсутствии селективного выпадения частиц золы на экраны могут возникать отложения с пониженными температурами плавления. В рассматриваемом случае эта разница составляет около $100^{\circ}C$. С этой точки зрения отключение одной из горелок в топках с тангенциальным расположением нежелательно. Крайне малое количество SO_3 (около 2%) и низкая степень сульфатизации (3,4%) пробы 3 позволяют предположить, что в топках с мелющими вентиляторами, газовой сушкой топлива и тангенциальным расположением горелок, по-видимому, происходит выделение пирита в виде самостоятельной породы и его селективный вынос из потока золы в топке на экраны.

На фиг. 5 изображена схема расположения слоев отложения на экранной трубе. Там же приведено изменение химического состава и плавкостных характеристик отложений по глубине слоя (проба была отобрана с левой стороны фронтального экрана на высоте $0,34 H_T$). Проба отложений состоит из резко отличающихся друг от друга трех частей. Самый верхний слой светло-коричневого цвета имел пористую структуру, средний слой темно-коричневого цвета являлся более плотным, а нижний слой синевато-серого цвета имел самую плотную структуру. Из этих данных вытекает, что слой 3 состоит в основном из соединений железа, содержание которого в пересчете на Fe_2O_3 и на бессерную массу составляет 81%. При увеличении общей высоты слоя количество Fe_2O_3 снижается до 51% и повышается содержание SiO_2 с 3 до 15%, Al_2O_3 с 5 до 9% и CaO с 7 до 20%. Степень сульфатизации наивысшая для слоя 3 - 0,7; в слоях 1 и 2 она мала и равна 0,15-0,2. Такая структура и химический состав отложений дает основание пред-



Фиг.5. Изменение содержания химических компонентов (на бессерную массу), степени сульфатизации K_2SO_3 и плавкостных характеристик по глубине слоя отложения (проба 5, фиг.2). Номера на горизонтальной оси соответствуют отдельным слоям по приведенной схеме.

положить, что важную роль в процессе их возникновения играет температура поверхности отложений.

Вероятно, что до определенной температуры поверхности на нее оседают в основном соединения с высоким содержанием железа. При достижении наружной температуры поверхности

значений, превышающих этот предел, происходит изменения в условиях осаждения: увеличивается количество частиц с повышенным содержанием SiO_2 , CaO и Al_2O_3 . Определенное значение в процессе формирования слоев отложений имеют и химические процессы.

Рентгенофазовый анализ отложений не показывает существенной разницы в минералогическом составе отдельных слоев. Основными составляющими минералами являются, по очередности интенсивности пиков, Fe_2O_3 , CaSO_4 и SiO_2 . При этом SiO_2 в слое 3 практически отсутствует, а в слоях 2 и 3 можно еще обнаружить Fe_3O_4 . Почти такой же минералогический состав имеют и отложения 1-2 и 4-5 (фиг. 4). В состав отложения 3 (фиг. 4) добавочно входят еще минералы $\text{Ca}(\text{Al}_2\text{Si}_2\text{O}_8)$ (анортит), $2\text{CaO}\cdot\text{MgO}\cdot 2\text{SiO}_2$ (окерманит) и Fe_2SiO_4 (фаялит).

Для выявления влияния температуры поверхности и возможного оседания сульфида железа на экранные трубы топки, был использован специальный воздухоохлаждаемый зонд типа топочного калориметра [2], позволяющий получить одновременно, в одинаковых условиях осаждения пробы отложений, соответствующие различным температурам поверхности. Зонд был установлен в топку через лючок в левой части фронтального экрана на высоте $0,34 H_T$. Падающий на калориметр тепловой поток q_n равнялся 190 кВт/м^2 . Зонд находился в топке 4,5 часа. Паропроизводительность была 47-50 кг/с, работали горелки "Б", "В" и "Г". Температуры поверхностей измерительных элементов зонда приведены в таблице I. Поскольку масса полученных проб отложений была мала (0,1-0,2 г), то их качественное сравнение проводилось на основе рентгенофазового анализа (табл. I). При этом сравнение велось относительно самого низкотемпературного отложения. Были выбраны линии минералов, пики которых на рентгенограммах не покрывались.

Основными минералами, составляющими отложения на измерительном элементе № I и обнаруженными при помощи рентгенограммы по очередности интенсивности линий, являются: Fe_3O_4 , FeS , Fe_2O_3 и CaSO_4 .

Из таблицы 1 видно, что интенсивность линий Fe_3O_4 для всех проб почти одинакова. Интенсивность линий FeS с

Таблица I

Минеральные составляющие		FeS		Fe ₂ O ₃		Fe ₃ O ₄		CaSO ₄	
Характерные линии, выбранные для сравнения		$\frac{d}{n} = 2,06$	$\frac{d}{n} = 2,65$	$\frac{d}{n} = 2,69$	$\frac{d}{n} = 1,60$	$\frac{d}{n} = 1,483$	$\frac{d}{n} = 2,10$	$\frac{d}{n} = 3,49$	$\frac{d}{n} = 2,85$
№ изменение элемента	Средняя температура поверхности элемента, °С	Изменение интенсивности линий по сравнению с линиями отложенный элемента № I, %							
		1	370	100	100	100	100	100	100
2	420	71	78	220	160	115	104	114	114
3	470	48	54	260	170	115	104	170	160
4	520	0	0	530	340	103	94	240	190

повышением температуры поверхности элемента снижается, а интенсивность линий Fe_2O_3 и CaSO_4 — увеличивается. На рентгенограмме отложения с измерительного элемента с наиболее высокой температурой (№ 4) линии FeS полностью отсутствуют, а интенсивность линий Fe_2O_3 и CaSO_4 увеличивается соответственно примерно в 5 и в 2 раза по сравнению с отложением с элемента № 1 с наиболее низкой температурой поверхности.

В обзоре литературы о поведении пирита в топочном процессе [3] отмечается, что он воспламеняется при несколько большей температуре, чем уголь. Превращение пирита протекает в две стадии. В первой стадии FeS_2 переходит в FeS , а во второй моносульфид железа превращается в какую-либо форму окисленного железа. Представляется, что первая реакция протекает приблизительно с той же скоростью, что и горение угля. Для завершения второй реакции требуется гораздо большее время. Об этом свидетельствуют также приведенные в [4] данные.

Таким образом, существование богатых железом отложений на экранных трубах в верхней части топки можно объяснить несовершенством процесса окисления сульфидов в потоке золы. Процесс обогащения железом, по-видимому, углубляют еще низкая температура в топке и пониженная концентрация кислорода в начале факела. Можно предположить, что это основные причины, способствующие образованию богатых железом отложений на экранных трубах при сжигании березовского угля в топках с сухим шлакоудалением и газовой сушкой топлива.

О низкой скорости окисления FeS при температуре поверхности ниже 500°C свидетельствует обнаруженное в первоначальных отложениях высокое содержание FeS (табл. I).

В процессе превращения частиц пирита должно претерпевать изменение его состояние, которое можно определить системами либо $\text{FeO} - \text{FeS}$, либо $\text{FeS} - \text{S}$. Это значит, что может образоваться легкоплавкая фаза. Поскольку удельный вес пирита примерно вдвое больше, чем у всех других минеральных составляющих, возможно, что центробежные силы в тангенциальной топке помогают отделению пирита от других

минералов, а также попаданию его на поверхность в виде расплавленного материала. В процессе окисления образуется одна из форм окисла железа. Этим можно объяснить обогащение отложений на поверхностях топки окислами железа, температура плавления которых значительно превышает температуры, которые можно было бы ожидать в зоне образования этих отложений.

Л и т е р а т у р а

1. Винчелл А.Н., Винчелл Г. Оптические свойства искусственных минералов. М., "Мир", 1967, 526 с.

2. Отс А.А., Пиркер Т.А., Сельг В.А. Способ исследования образования наружных отложений на топочных поверхностях нагрева. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1969, серия А, № 277, с. 17-31.

3. Брайерс. Физико-химические характеристики пирита и их влияние на загрязнение и шлакование парогенераторов. "Энергетические машины и установки", 1976, № 4, с. 104-116. (русский перевод "Trans. ASME" № 4, 1976).

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

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

Die physikalisch-chemische Charakteristik der Ablagerungen
an Brennkammerschirmen bei der Verbrennung von Berjosowsker
Kohle

Zusammenfassung

Angeführt werden Ergebnisse der Untersuchungen der chemisch-mineralischen Zusammensetzungen von Ascheablagerungen an den Brennkammerheizflächen eines Dampferzeugers mit trockenem Schlackeabzug, tangential angeordneten Brennern und Rauchgastrocknung der Kohle BKS 210-140. Die Versuche wurden mit speziellen luftgekühlten Sonden bei der Verbrennung von Berjosowsker Kohle mit einem Calciumoxidgehalt von 44 % durchgeführt.

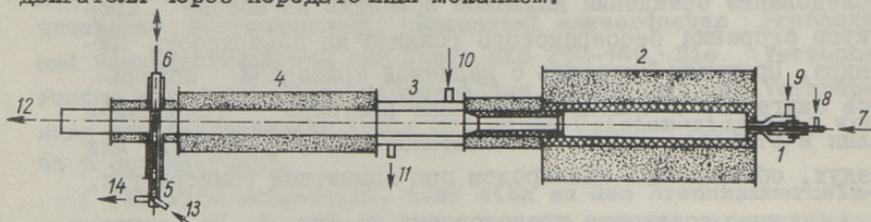
Es wird aufgezeigt, dass sich an den Brennkammerheizflächen Ablagerungen mit einem hohen Gehalt an Eisen bilden. Die Ursache der Bildung eisenreicher Ablagerungen wird durch die Abtrennung von Pyrit im Mahlprozess der Kohle in Form einer selbständigen Gesteinsart und der Bildung von FeS im Verbrennungsprozess hervorgerufen. Durch die Zentrifugalkraft des Tangentialfeuerungs gelangt es, abgeschieden und erweicht, an die Heizfläche und bildet hier eine der Eisenoxidformen.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ КОНДЕНСАЦИИ
КАЛИЕВОЙ ПРИСАДКИ ИЗ ПРОДУКТОВ СГОРАНИЯ

Задачей настоящей работы являлось экспериментальное исследование осаждения калиевой присадки из потока продуктов сгорания бессернистого топлива на поверхность цилиндра. Продукты сгорания с калиевой присадкой получались сжиганием в опытной установке раствора гидроокиси калия в этиловом спирте. Окислителем являлся воздух или воздух, обогащенный кислородом при комнатной температуре.

Опытная установка представлена на фиг. 1. Ее основными частями являются: горелка 1, камера сгорания 2, охладитель продуктов сгорания 3, канал 4, опытный зонд 5, колпак 6. Камера сгорания футерована при помощи керамической трубки внутренним диаметром 80 мм и длиной 750 мм. Температура в пространстве камеры сгорания измерялась термомпарой типа ПР-30/6. Топливо (7) и окислитель (8, 9) подавались в топку при помощи горелки. Распыление топлива производилось сжатым воздухом (8). Охлаждающая секция предназначена для охлаждения продуктов сгорания до необходимой температуры. Ее внутренняя часть имеет переходное сечение от цилиндра диаметром 50 мм к прямоугольнику размером 50x60 мм. Длина охладителя 250 мм. Он окружен охладительной рубашкой. Для получения различных температур продуктов сгорания секция 3 использовалась в следующих вариантах: с охлаждением водой, с охлаждением сжатым воздухом, без принудительного охлаждения или совсем без нее. Канал 4 прямоугольный, сечением прохода продуктов сгорания 50x60 мм, длиной 700 мм. Секции 3 и 4 внутри изготовлены из жаростойкой стали марки X25T. Топка и канал окружены термоизоляционным сыпучим материалом. Зонд изго-

товлен из стальной трубки (марка стали IX18H9T) наружным диаметром 16 мм. Температура зонда в зоне осаждения присадки измерялась поверхностной термопарой типа ХА. Внутри зонда находятся трубка подачи сжатого воздуха для охлаждения и электрический нагреватель из проволоки сопротивления для нагревания зонда. Такая конструкция позволяла изменить температуру поверхности зонда в широких пределах. Температура продуктов сгорания перед зондом измерялась отсосной термопарой типа III-I. Колпак 6 предназначен для открытия зонда потоку продуктов сгорания. Топливо подавалось в форсунку горелки при помощи медицинского шприца объемом 200 см³, поршень которого передвигали посредством синхронного электродвигателя через передаточный механизм.



Фиг. 1. Опытная установка.

Перед испытанием происходила растопка опытной установки с целью обеспечения режима работы установки, близкого к стационарному. Растопка длилась 4–5 часов (до достижения температуры 1450°C в камере сгорания). Топливо с присадкой начинало подаваться в топку только незадолго перед осаждением. В промежуточное время между осаждениями сжигался этиловый спирт без присадки. Осаждение присадки на зонд производилось следующим образом. Осаждение начиналось подниманием колпака 6, открывая тем самым рабочую часть зонда потоку продуктов сгорания. После истечения определенного промежутка времени опускали колпак обратно в первоначальное положение, прекращая тем самым осаждение. Горячая часть зонда опускалась в небольшую камеру, где ее охлаждали продуванием сжатого воздуха через зонд. С остывшего зонда осадок смывали дистиллированной водой с 30 мм полосы. Количество осажденной присадки определялось по концентрации калия в водном растворе осадка. Концентрация калия в водном растворе определялась пламенным фотометром.

Опыты проводились при следующих весовых концентрациях калия в продуктах сгорания: $K = 0,001; 0,0025; 0,005; 0,0075; 0,01$. Температуру продуктов сгорания на оси канала перед зондом изменяли от 750 до 1190°C . Температуру поверхности зонда изменяли в интервале от 280 до 1000°C . Средняя скорость продуктов сгорания в сечении канала перед зондом была в пределах $1,9-4,2$ м/с. Массовая скорость продуктов сгорания в том же сечении составляла от $0,67$ до $1,01$ кг/м²с. Средний градиент температуры вблизи зонда изменялся от 60 до 430 К/мм. Опыты проводились при двух соотношениях азота и кислорода: $3,76$ (воздух) и 2 . Осаждения присадки на зонд длились от 30 до 240 с.

При опытах зонд покрывался по периметру осадками неравномерно. На передней части зонда накапливалось больше отложений, чем на задней. При этом больше всего осадений наблюдалось в середине передней части, меньше всего — на 45° от середины задней части зонда. Характер образований на зонде осадений зависит сильно от температуры поверхности зонда и от концентрации калиевой присадки в продуктах сгорания. При низких температурах поверхности зонда образовалось белое, рыхлое, слабо связанное осадение, которое легко рассыпалось. При самых высоких температурах зонда его поверхность покрывалась жидкой пленкой осадочной присадки. После остывания поверхность зонда казалась как будто покрытой слоем глазури. Так как поверхность зонда была черного цвета, то и глазуроподобное отложение казалось такого же цвета. Переход отложений от белых рыхлых до жидких происходит постепенно с повышением температуры поверхности зонда. Такой переход происходит раньше при низких концентрациях присадки в продуктах сгорания. В переходной форме осадение имеет серый цвет, является связанным, довольно твердым и механически трудно отделяемым от поверхности зонда. За изменением характера отложений можно подробнее проследить по фиг. 2.

Чистый карбонат калия имеет температуру плавления 901°C [1]. В действительности осадочная присадка на зонде является жидкой еще при температурах, которые несколько ниже температуры затвердевания чистого карбоната калия. Это происходит из-за конденсации на зонд наряду с карбонатом

калия еще и других соединений, но в сравнительно малом количестве. Соединения, которые растворяются в карбонате калия, понижают его температуру затвердевания. Таким соединением, которое в некотором количестве конденсируется вместе с K_2CO_3 , можно считать КОН. Кроме того, гидроксид калия способен растворяться в карбонате калия. Например, раствор, состоящий из 94% K_2CO_3 и 6% КОН, имеет температуру затвердевания на $50^{\circ}C$ ниже, чем чистый K_2CO_3 [2].

$t_c, ^{\circ}C$	0,001	0,0025	0,005	0,0075	0,01
1000			б	б	б
900		б	б	б	б
800		$\frac{б}{5}$	$\frac{б}{5}$	$\frac{б}{5}$	4
700		5	4	3	2
600	5	4	3	1	1
500	5	2	2	1	1
400	3	1	1	1	1
300	1	1	1	1	1

- 1 - белое, рыхлое, сыпучее
- 2 - белое, рыхлое
- 3 - светло-серое, связанное
- 4 - серое, связанное, плотное
- 5 - темно-серое, спеченное
- 6 - жидкое

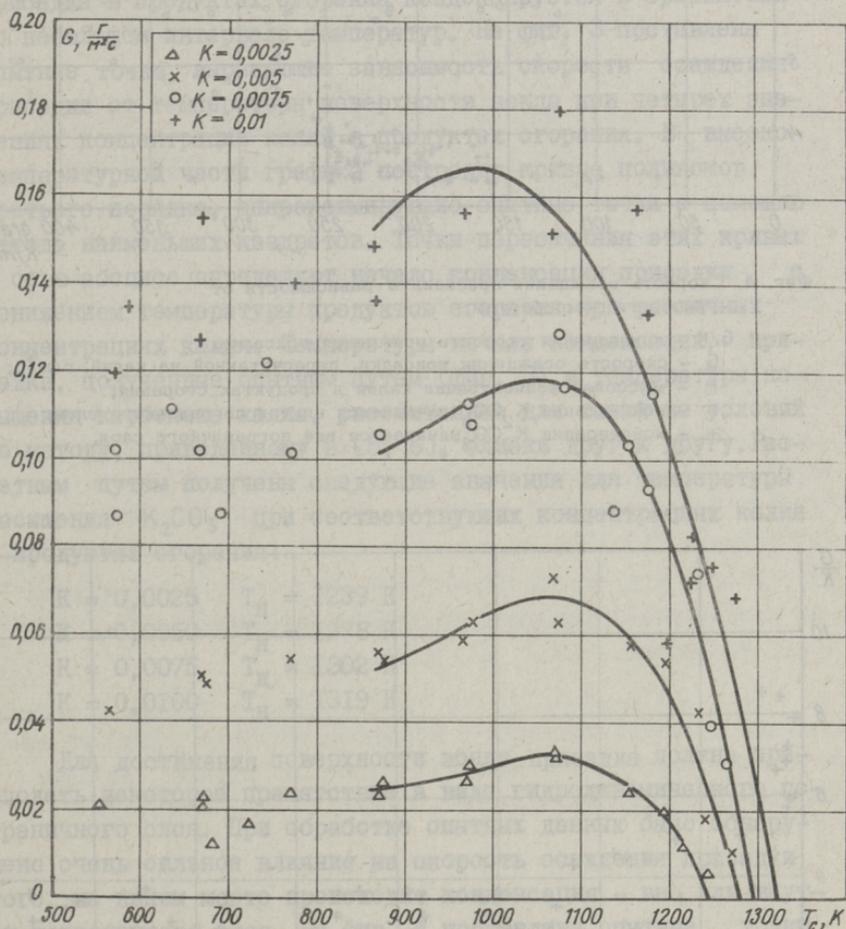
Фиг. 2. Характер осадений:

t_c - температура стенки зонда;

K - массовая концентрация присадки в продуктах сгорания.

Если температура конденсации карбоната калия превышает его температуру плавления, то K_2CO_3 конденсируется в продуктах сгорания в виде мелких капель. Возникает туман. Как известно, мелкие капли способны к значительному переохлаждению [3]. Из-за этого значения температуры затвердевания мелких капель ниже данных, полученных для больших объемов. В случае настоящих опытов серые отложения вероятно возникали из переохлажденных капель, которые затвердели окончательно на зонде. Образованные таким путем отложения являлись довольно плотными. Отложения, образованные из кристаллизированных твердых частиц, получались рыхлыми. Подобные частицы образуются при сублимации или при затвердевании капель конденсированной присадки в объеме газа. Воз-

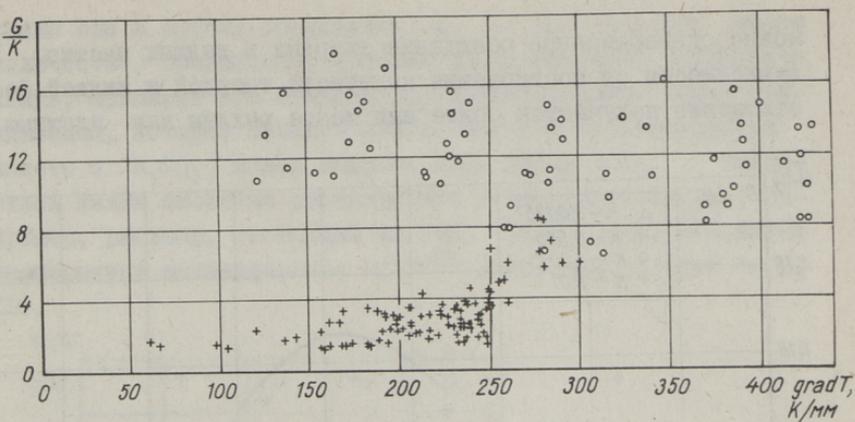
можно одновременное осаждение твердых и жидких частиц. В зависимости от соотношения количеств твердой и жидкой фаз отложение получается более или менее рыхлым или плотным.



Фиг. 3. Скорость осаждения присадки в зависимости от температуры стенки зонда:

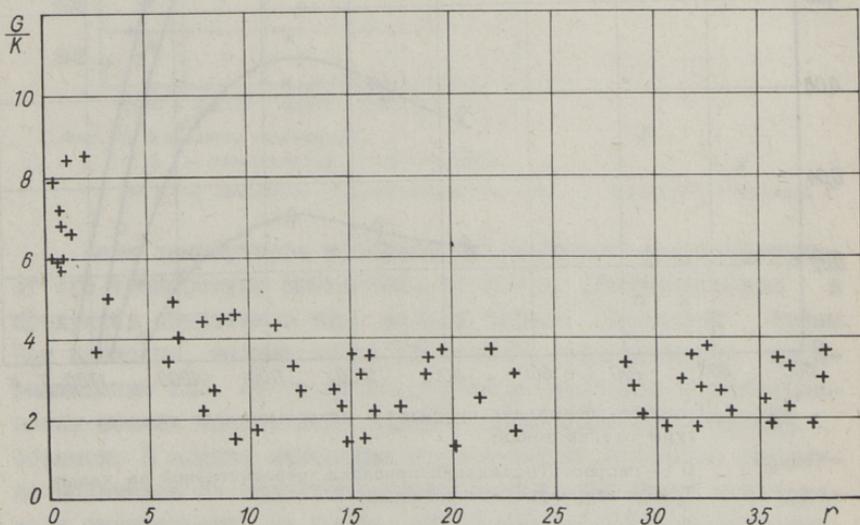
G - скорость осаждения присадки, пересчитанной на калий;
 T_c - температура стенки зонда.

Если температура поверхности постепенно повышается, то начиная с какой-то температуры скорость скопления присадки на ней начинается понижаться и обращается в ноль при температуре насыщения присадки. Чем выше температура поверхности зонда, тем больше та часть присадки, которая в



Фиг. 4. Скорость осаждения присадки в зависимости от градиента температуры:

- G/K - приведенная скорость осаждения присадки;
 G - скорость осаждения присадки, пересчитанной на калий, $г/м^2 \cdot с$;
 K - массовая концентрация калия в продуктах сгорания;
 o - конденсация K_2CO_3 начинается внутри пограничного слоя;
 $+$ - конденсация K_2CO_3 начинается вне пограничного слоя.



Фиг. 5. Скорость осаждения присадки в зависимости от места конденсирования K_2CO_3 :

$$r = \frac{\text{количество } K_2CO_3, \text{ конденс. вне погран. слоя}}{\text{количество } K_2CO_3, \text{ конденс. внутри погран. слоя}}$$

газообразном виде с продуктами сгорания обходит зонд. Карбонат калия имеет сильную зависимость упругости пара от температуры [4]. Из этого следует, что практически вся присадка в продуктах сгорания конденсируется в сравнительно небольшом интервале температур. На фиг. 3 поставлены опытные точки, выражающие зависимость скорости осаждения присадки от температуры поверхности зонда при четырех значениях концентрации калия в продуктах сгорания. В высокотемпературной части графика построены кривые полиномов третьего порядка, аппроксимирующие опытные точки с помощью метода наименьших квадратов. Точки пересечения этих кривых с осью абсцисс определяют начало конденсации присадки с понижением температуры продуктов сгорания при различных концентрациях калия. Температуры начала конденсации присадки, полученные опытным путем (фиг. 3), и температуры насыщения карбоната калия, рассчитанные для таких же условий по методу, приведенному в [5, 6], близки друг к другу. Расчетным путем получены следующие значения для температуры насыщения K_2CO_3 при соответствующих концентрациях калия в продуктах сгорания:

$K = 0,0025$	$T_H = 1239 \text{ K}$
$K = 0,0050$	$T_H = 1278 \text{ K}$
$K = 0,0075$	$T_H = 1302 \text{ K}$
$K = 0,0100$	$T_H = 1319 \text{ K}$

Для достижения поверхности зонда присадка должна преодолеть некоторое препятствие в виде гидродинамического пограничного слоя. При обработке опытных данных было обнаружено очень сильное влияние на скорость осаждения присадки того, на каком месте происходит конденсация — вне или внутри пограничного слоя. На фиг. 4 поставлены опытные точки зависимости приведенной скорости осаждения присадки от среднего градиента температуры вокруг зонда. Точки на графике группируются на двух уровнях. Имеются также переходные точки от одного уровня к другому. Точкам нижнего уровня соответствовала конденсация присадки вне пограничного слоя, а точкам верхнего уровня — конденсация внутри пограничного слоя. Как видно на фиг. 4, интенсивности осаждения присадки по величине различаются примерно в 5 раз. При переходных точках конденсация начинается вне и продолжается

в заметном количестве внутри пограничного слоя (фиг. 5). Частицы и пар имеют различные скорости диффузии. Скорость диффузии пара намного превышает скорость движения частиц в направлении поверхности зонда, чем и можно объяснить описанные явления.

Л и т е р а т у р а

1. R e i s m a n, A. Reactions of the group V—b pentoxides with alkali oxides and carbonates. IX. A differential-thermal-analysis study of alkali metal carbonates. - J. Am. Chem. Soc., 1958, 80, 3558-3561.

2. C o h e n - A d a d, R., M i c h a u d, M., S a i d, J., R o l l e t, A. -P. Les systemes hydroxyde-carbonate alcalin. - Bull. Soc. Chim. Fr., 1961, 2, 356-359.

3. А м е л и н А.Г. Теоретические основы образования тумана при конденсации пара. М., "Химия", 1966, 294 с.

4. D u b o i s, J., M a s s e, J. Etude en régimes statique et dynamique des propriétés de la semence en conversion M.H.D. a cycle ouvert. - Bull. Dir. et Rech., Ser. B, 1969, 3, 169-191.

5. Э п и к И., О т с А., П а й с т А. О конденсации калиевых соединений из продуктов сгорания. - Изв. АН ЭССР, физ-матем., 1973, 22, с.394-400.

6. Э п и к И.П., О т с А.А., П а й с т А.А. О поведении калиевой присадки в продуктах сгорания.-Влияние минеральной части энергетических топлив на условия работы парогенераторов. Матер. Всес. конф., т. I, Таллин, 1974, 168 с.

An Experimental Investigation of the Condensation
of Potassium Seed from Combustion Products

Summary

The deposition of potassium carbonate from the sulphur-free combustion products of a ethanol-fired combustor has been studied in order to explain the mechanisms of condensation of potassium seed to the cylindrical surface. A description of the experimental arrangement is given. Rates of deposition on the target tube were determined for ranges of mass velocity of combustion products (0,67 to 1.01 kg/m².s), surface temperature (280 to 1000 °C), gas temperature (750 to 1190 °C) and mass concentration of potassium in combustion products (0.001 to 0.01). The rate of deposition has been shown to be dependent upon potassium concentration and surface temperature in high temperature region. It is necessary to emphasize the important role of the boundary layer at the collecting surface to the deposition rate.

1. Уменьшился отток газа из котла в процессе коррозии под воздействием вредных отложений.

2. Ускорился процесс коррозии (взрыва) из-за перколяционной влаги и повышенной температуры.

Важно в последние годы проводилось большое количество исследований в области химической высокотемпературной коррозии котельных сталей под действием влаги и вредных отложений. На базе длительного времени, то данные о первоначальной стадии коррозии, которая представляет особый интерес для изучения нормального удаления оксидной пленки, в данных условиях пока отсутствуют.

В данной статье приводятся результаты экспериментальных исследований и основы расчета выноса стали в условиях

УДК 620.193.53;621.181.8

А.А.Отс, Э.Л.Томанн

ИЗУЧЕНИЕ ПРОЦЕССА ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ КОРРОЗИИ
В ПЕРВОНАЧАЛЬНОЙ СТАДИИ В ПРИСУТСТВИИ ЗОЛЫ
НАЗАРОВСКОГО УГЛЯ

Сжигание твердых топлив со сложным составом минеральной части вызывает часто интенсивное загрязнение поверхностей нагрева парогенераторов золовыми отложениями. В зависимости от свойств минеральной части топлива, отдельные компоненты ее золы могут агрессивно действовать на металл трубы и ускорить высокотемпературную коррозию. В эксплуатации парогенераторов из-за загрязнения поверхностей нагрева они подвергаются очистке. В ходе очистки с труб периодически полностью или частично удаляется оксидная пленка. Так как износ металла трубы в котлоагрегате имеет коррозионно-эрозионный характер, то его можно разделить на две части [1].

1. Утонение стенки трубы в процессе коррозии под воздействием золовых отложений.

2. Ускорение процесса коррозии (износа) из-за периодической очистки поверхностей нагрева.

Если в последние годы проведено большое количество исследований в области кинетики высокотемпературной коррозии котельных сталей под влиянием золы многих топлив на базе длительного времени, то данные о первоначальной стадии коррозии, которые представляют особый интерес для условий периодического удаления оксидной пленки, в циклах очистки почти отсутствуют.

В данной статье приводятся результаты экспериментального исследования и основы расчета износа стали с учетом

процессов в первоначальной стадии окисления. При этом под первоначальной стадией процесса коррозии понимается период, в течение которого на поверхности металла образуется оксидный слой со стабильными диффузионными свойствами, т.е. в течение времени релаксации процесса коррозии.

При отсутствии оксидной пленки на поверхности металла процесс коррозии протекает в так называемой кинетической области окисления, подчиняясь линейному закону с показателем окисления $n = 1$, и выражается формулой

$$\Delta S = A \rho_M^{-1} \tau, \quad (I)$$

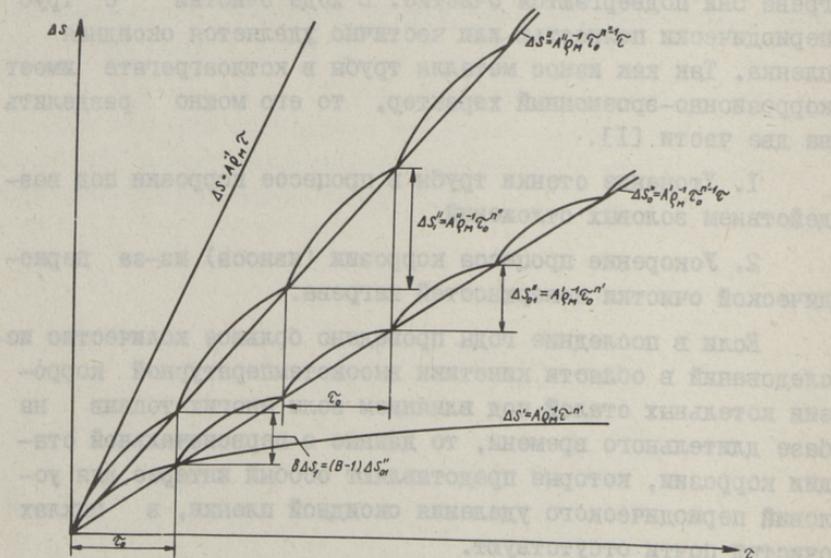
где ΔS - глубина коррозии;

A - зависящий от температуры коэффициент;

ρ_M - плотность металла;

τ - время.

В координатах ΔS - τ (фиг. 1) такая зависимость является прямой линией с тангенсом угла $A \rho_M^{-1}$. Поскольку коэффициент A зависит от температуры, то и наклон этих прямых для разных температур металла разный.



Фиг. 1. Схема коррозионного износа стали при полном циклическом снятии оксидной пленки с поверхности.

При появлении на поверхности металла оксидной пленки с определенным диффузионным сопротивлением, процесс коррозии из-за роста ее толщины со временем замедляется. Тогда глубина коррозии выражается формулой

$$\Delta S' = A' \rho_m^{-1} \tau^{n'}, \quad (2)$$

где n' — показатель степени окисления металла.

Глубина коррозии $\Delta S'$ в зависимости от времени изображена также на фигуре I.

Прямая линия $\Delta S' = A' \rho_m^{-1} \tau$ выражает максимально возможный, а кривая $\Delta S' = A' \rho_m^{-1} \tau^{n'}$ — минимально возможный износ. В реальных условиях закономерность изменения глубины износа со временем располагается между этими линиями.

Если имеют место циклические разрушения образующейся в промежутках определенного времени оксидной пленки (например, во время очистки), то вопрос анализа процесса коррозии резко усложняется. После каждого такого полного разрушения оксидного слоя процесс окалинаобразования начинается с кинетической области коррозии при показателе степени окисления $n = 1$. Для того, чтобы на поверхности металла возникла оксидная пленка со стабильными диффузионными свойствами, требуется определенное время, в течение которого происходит непрерывное изменение показателя n от 1 до возможного минимального значения. Если полное разрушение оксидной пленки происходит с периодом τ_0 и количество таких циклов равно m , то общее время τ равно $m\tau_0$ и глубина коррозии за один цикл равна $\Delta S'_i = A'' \rho_m^{-1} \tau_0^{n''}$. Глубина коррозии (износа) при полном снятии оксидной пленки с поверхности в зависимости от времени выражается формулой

$$\Delta S'' = m \Delta S'_i = A'' \rho_m^{-1} m \tau_0^{n''} = A'' \rho_m^{-1} \tau_0^{n''-1} \tau. \quad (3)$$

Видно, что глубина износа $\Delta S''$ зависит от времени прямолинейно, причем наклон прямой в координатах $\Delta S - \tau$ определен комплексом $A'' \rho_m^{-1} \tau_0^{n''-1}$. Таким образом, при заданной температуре процесс ускорения коррозии из-за полного снятия оксидной пленки зависит от периода разрушения оксидной пленки и увеличивается со снижением последней. Характер изменения $\Delta S''$ во времени показан на фиг. I.

Формула (3) основывается на предположении, что процесс коррозии в первоначальной стадии, когда происходит об-

разование на поверхности стабильной оксидной пленки, подчиняется степенному закону окисления и выражается формулой, подобной выражению (2). Находящиеся в формуле (3) величины A'' и n'' характеризуют кинетику окисления металла в первоначальной стадии.

Следует, что ускоряющее действие, связанное с полным разрушением оксидной пленки за период τ_0 на процесс коррозии, определено соотношением

$$\frac{\Delta S''}{\Delta S'} = \frac{A'' m \tau_0^{n''}}{A' (m \tau_0)^{n'}} = \frac{A''}{A'} \tau_0^{n''-n'} m^{1-n'} = B m^{1-n'}. \quad (4)$$

Величина $B = \frac{A''}{A'} \tau_0^{n''-n'}$ характеризует влияние первоначальной стадии окисления металла на ускорение износа.

Увеличение абсолютной величины износа из-за существования первоначальной стадии окисления за один цикл равно

$$\delta \Delta S_1 = \Delta S_1'' - \Delta S_{01}'' = A'' \rho_m^{-1} \tau_0^{n''} - A' \rho_m^{-1} \tau_0^{n'}$$

или

$$\delta \Delta S_1 = (B - 1) \Delta S_{01}''. \quad (5)$$

Следовательно, величину B можно представить в виде $B = \Delta S_1'' / \Delta S_{01}''$, т.е. B является соотношением глубин коррозии в первоначальной стадии процесса к той же величине в стабилизированной стадии на один цикл. Глубина износа $\delta \Delta S_1$ показана на фиг. 1 соответствующим отрезком.

Таким образом, для определения влияния первоначальной стадии окисления на ускорение процесса коррозии, т.е. для определения величины B , необходимо знать:

- 1) глубину коррозии в стабилизированной стадии за один цикл $\Delta S_{01}''$;
- 2) глубину коррозии в первоначальной стадии процесса за один цикл $\Delta S_1''$.

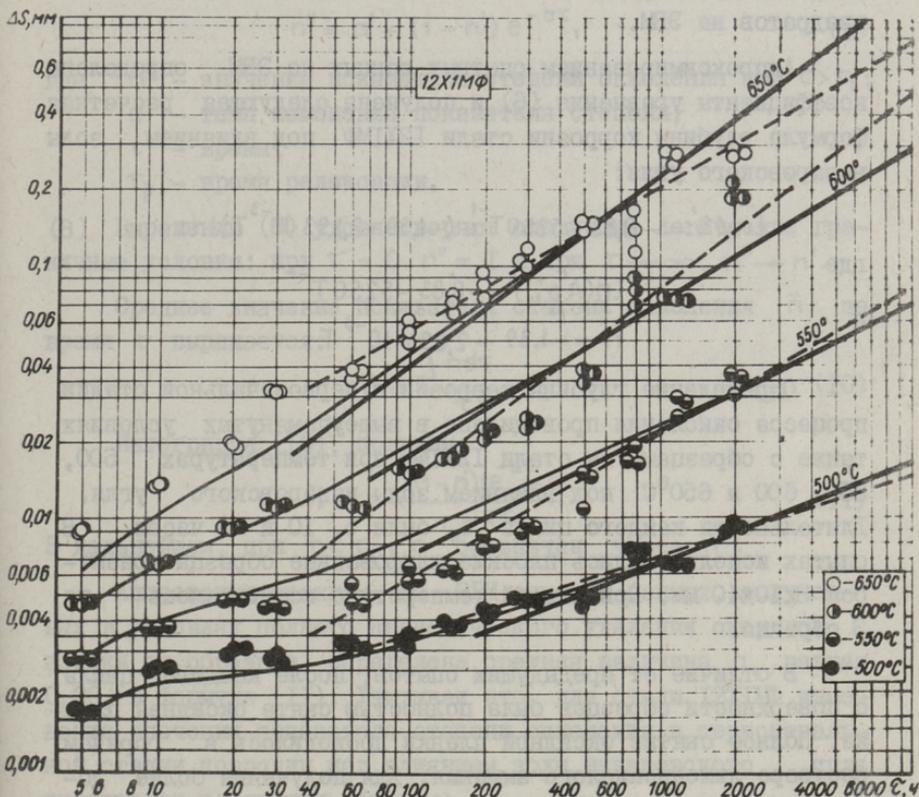
Глубина коррозии в стабилизированной стадии окисления по [2] выражается формулой:

$$\Delta S' = A \rho_m^{-1} \exp(-E/RT) \tau^{(\gamma + \epsilon T)},$$

или

$$\ln \Delta S' = \alpha - \beta T^{-1} + (\gamma + \epsilon T) \ln \tau, \quad (6)$$

где $\alpha, \beta, \gamma, \varepsilon$ - коэффициенты, отражающие индивидуальные особенности поведения материалов в данной среде;
 T - абсолютная температура металла.



Фиг.2. Кинетическая диаграмма коррозии стали 12X1MΦ под влиянием золы назаровского угля.

Для определения коэффициентов в уравнении (6) были проведены лабораторные коррозионные испытания со сталью 12X1MΦ при температурах 500, 550, 600 и 650 °C в продуктах сгорания топлива в присутствии золы назаровского угля на базе времени 2000 часов по методике, приведенной в [3].

Химический состав применяемой в опытах золы был следующий: SiO₂ 30,41%, Fe₂O₃ 13,91%, Al₂O₃ 9,10%, CaO 35,46%, MgO 4,48%, SO_{3общ.} 5,65%, K₂O 0,59%, Na₂O 0,42%. Про-

дукты сгорания в среде, в которой проводились испытания, содержали: CO_2 10,2%, H_2O 16,10% и O_2 4,4%.

Результаты опытов изображены в координатах $\ln \Delta S - \ln \tau$ на фиг. 2 в виде кинетических линий (пунктирные), которые получены при обработке опытных данных по методу наименьших квадратов на ЭВМ.

Аппроксимированием опытных данных на ЭВМ определены коэффициенты уравнения (6) и получена следующая расчетная формула глубины коррозии стали I2XIMФ под влиянием золы назаровского угля:

$$\ln \Delta S' = -0,83 - 5250T^{-1} + (-1,39 + 2,293 \cdot 10^{-3}T) \ln \tau, \quad (8)$$

где

$$\ln(A' \rho_m^{-1}) = -0,83 - 5250T^{-1}$$

и

$$n' = -1,39 + 2,293 \cdot 10^{-3}T.$$

Определение глубины коррозии в первоначальной стадии процесса окисления проводилось в вышеупомянутых условиях также с образцами из стали I2XIMФ при температурах 500, 550, 600 и 650°C под влиянием золы назаровского угля. Длительности каждого цикла τ_0 были 5, 10 и 20 часов. В опытах использовались плоские шлифованные образцы размером 3x10x40 мм. При каждой температуре испытывалось по 3 образца.

В отличие от предыдущих опытов, после каждого цикла с поверхности образцов была полностью снята оксидная пленка. Полное снятие оксидной пленки проводилось в горячем растворе лимоннокислого аммония. Для получения более достоверных данных такие циклы с теми же образцами проводились многократно - от 10 до 20 раз.

Установленные в опытах средние значения глубины коррозии за один цикл $\Delta S_1''$ при различных температурах приведены в таблице I. При этом средние значения $\Delta S_1''$ отличались не больше чем $\pm 20\%$ от глубины коррозии, определенной на основе потери массы образца после каждого цикла снятия оксидной пленки. Таким образом, данные количества циклов можно считать достаточными для определения средне-статистической глубины износа в условиях полного снятия оксидной пленки.

Предполагаем, что в первоначальной стадии коррозии изменение показателя степени окисления при заданной температуре подчиняется экспоненциальному закону, подобному выражению процесса релаксации:

$$n'' = n' + (1 - n') e^{-\alpha\tau}, \quad (9)$$

где n' - значение показателя степени окисления при $\tau > \tau_p$;
 α - темп изменения показателя степени;
 τ - время;
 τ_p - время релаксации.

Выражению (9) удовлетворяют следующие логические граничные условия: при $\tau = 0$ $n'' = 1$ и при $\tau \rightarrow \infty$, $n'' \rightarrow n'$.

Среднее значение показателя степени окисления \bar{n} за время τ выражается:

$$\bar{n} = \frac{\int_0^{\tau} n'' dt}{\tau}. \quad (10)$$

Интегрируя (10), получим:

$$\bar{n} = n' - \frac{(1 - n')(e^{-\alpha\tau} - 1)}{\alpha\tau}. \quad (11)$$

В дальнейшем, при $\tau < \tau_p$, \bar{n} обозначен через n'' .

Аппроксимированием на ЭВМ опытных данных, полученных в условиях полного периодического удаления оксидной пленки от образцов, определена средняя величина α , равная 0,20, в формуле (11). Учитывая это, для стали I2XIMФ изменение значения показателя степени окисления в первоначальной стадии коррозии под влиянием золы назаровского угля выражается следующим образом:

$$n'' = -1,39 + 2,293 \cdot 10^{-3} T - 5(2,39 - 2,293 \cdot 10^{-3} T)(e^{-0,20\tau} - 1)\tau^{-1}. \quad (12)$$

Заменяя в формуле (8) n' выражением (12), получим формулу расчета глубины коррозии ΔS в первоначальной стадии окисления. Рассчитанные таким образом глубины коррозии в зависимости от времени изображены на фиг. 2 тонкой сплошной линией. Условное время релаксации с точностью 5% в зависимости от температуры приведено в таблице I.

Опираясь на схему коррозионного износа (фиг. 1), на фиг. 3 изображены те же процессы коррозии на основе вышеприведенных опытных данных при коррозии стали I2XIMФ под влиянием золы назаровского угля для температуры 550°C в

Т а б л и ц а I

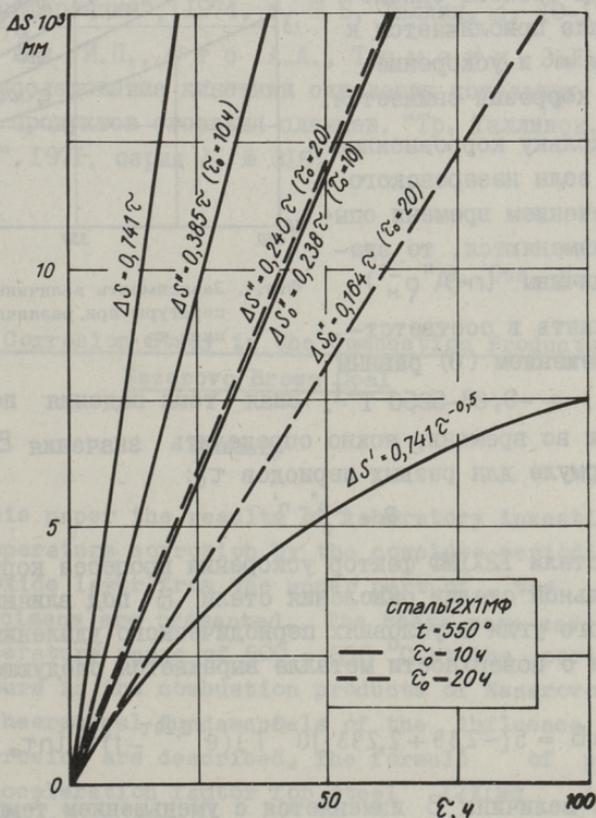
Глубина коррозии стали I2XIMФ под влиянием золы
назаровского угля при различных температурах, мм.

Наименование величины	Температура, °C			
	500	550	600	650
Глубина коррозии за один цикл при полном снятии оксидной пленки $10^3 \Delta S, \mu$ (опытная):				
а) $\zeta_0 = 5$ ч,	1,74	2,89	4,71	9,14
б) $\zeta_0 = 10$ ч,	2,47	3,75	6,72	13,88
в) $\zeta_0 = 20$ ч.	2,96	4,74	7,84	19,89
Глубина коррозии по формуле (8) за один цикл при полном снятии оксидной пленки $10^3 \Delta S_0, \mu$:				
а) $\zeta_0 = 5$ ч,	0,90	1,64	2,84	4,75
б) $\zeta_0 = 10$ ч,	1,17	2,32	4,33	7,85
в) $\zeta_0 = 20$ ч.	1,53	3,28	6,60	13,00
Глубина коррозии по формуле (8), когда $n' = n''$ (I2) за один цикл при полном снятии оксидной пленки $10^3 \Delta S, \mu$:				
а) $\zeta_0 = 5$ ч,	1,70	2,75	4,25	6,23
б) $\zeta_0 = 10$ ч,	2,19	3,84	6,44	10,30
в) $\zeta_0 = 20$ ч.	2,40	4,76	8,89	15,90
Показатель степени окисления n' по формуле (8)				
	0,38	0,50	0,61	0,73
Показатель степени окисления n'' по формуле (I2)				
а) $\zeta_0 = 5$ ч,	0,77	0,82	0,86	0,90
б) $\zeta_0 = 10$ ч,	0,65	0,71	0,78	0,84
в) $\zeta_0 = 20$ ч.	0,53	0,62	0,71	0,79
Условное время релаксации $\zeta_p, \text{ч}$				
	180	110	70	36
Соотношение $B = \Delta S' / \Delta S_0, \mu$				
а) $\zeta_0 = 5$ ч,	1,89	1,68	1,50	1,31
б) $\zeta_0 = 10$ ч,	1,87	1,67	1,49	1,31
в) $\zeta_0 = 20$ ч.	1,57	1,45	1,33	1,22

условиях полного снятия оксидной пленки с периодом $\tau_0 = 10$ и 20 часам.

Видно, что с увеличением периода полного снятия оксидной пленки с поверхности металла наклон кривых $\Delta S''$ и $\Delta S''_0$ уменьшается. Также четко видно, что из-за уменьшения влияния первоначальной стадии процесса коррозии с увеличением периода τ_0 прямые $\Delta S''$ и $\Delta S''_0$ расположены более близко друг к другу.

Полученные в опытах значения глубины коррозии $\Delta S''_1$ соответствуют условиям, когда процесс коррозии начинается с чистой поверхности. Видно, что определенные в экспериментах значения $\Delta S''_1$ больше глубин коррозии $\Delta S''_{01}$, которые имеют место при существовании на поверхности оксидной пленки со



Фиг.3. Зависимость глубины износа ΔS стали 12X1MΦ от времени в присутствии золы назаровского угля по схеме на фиг.1 при 550°C.

стабильными диффузионными свойствами. Соотношение $B = \Delta S_1'' / \Delta S_{01}''$, таким образом, выражает ускорение процесса коррозии из-за изменения диффузионных свойств оксидной пленки в первоначальной стадии процесса, т.е. из-за изменения показателя степени окисления. Из представленных опытных данных также вытекает снижение величины B с увеличением температуры. Объясняется это тем, что с повышением температуры повышается значение степени окисления металла и тем самым процесс окисления приближается к кинематическому режиму коррозии. С увеличением времени степень окисления металла приближается к значениям n' и ускорение процесса коррозии снижается.

Поскольку коррозионные свойства золы назаровского угля с течением времени опыта мало изменяются, то значение величины $\ln(A'' \rho_m^{-1})$

можно принять в соответствии с выражением (8) равным

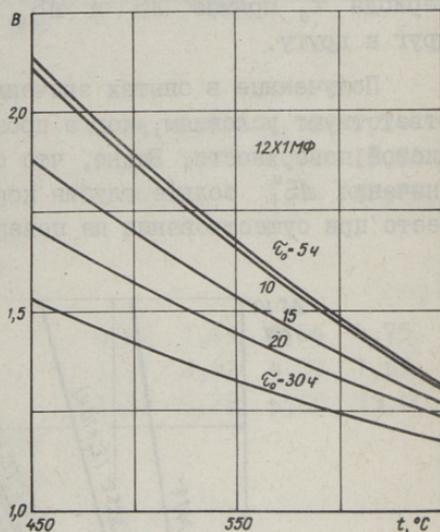
$\ln(A'' \rho_m^{-1}) = -0,83 - 5250 T^{-1}$. Зная темп падения показателя степени во времени, можно определить значения B по следующей формуле для разных периодов τ_0 :

$$B = \tau_0^{n'' - n'} \quad (13)$$

Для стали 12Х1МФ фактор ускорения процесса коррозии в первоначальной стадии окисления стали B под влиянием золы назаровского угля в условиях периодического удаления оксидной пленки с поверхности металла выражается следующей формулой:

$$\ln B = 5(-2,39 + 2,293 \cdot 10^{-3} T)(e^{-0,20\tau} - 1)\tau_0^{-1} \ln \tau_0 \quad (14)$$

Видно, что величина B изменяется с уменьшением температуры и периодом полного снятия оксидной пленки с поверхности по сложному закону. Связано это с тем, что величина B зависит



Фиг.4. Зависимость величины B от температуры при различных значениях τ_0 .

от периода снятия оксидной пленки τ_0 и разности показателей степени $n'' - n'$, которая в свою очередь определена значением τ_0 .

На фиг. 4 приведена зависимость величины B от температуры при различных значениях τ_0 .

Л и т е р а т у р а

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

2. Трунин И.И., Тюльпин К.К., Отс А.А. и др. Аналитическое описание температурно-временной зависимости процесса окисления стали. - "Влияние минеральной части энергетических топлив на условия работы парогенераторов. Материалы конференции", 1974, т. III Б, Таллин, с. 10-17.

3. Эпик И.П., Отс А.А., Томанн Э.Л. Лабораторное исследование кинетики окисления котельных сталей в среде продуктов сгорания сланцев. "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1971, серия А, № 316.

А. Отс, Е. Томанн

Primary Corrosion Study in the Combustion Products of Nazarovo Brown Coal

Summary

In this paper the results of laboratory investigations of high-temperature corrosion by the complete periodical removing of oxide layer from the upper part of the steel 12XIMΦ specimens are presented. The tests were carried out at the temperature range of 500 - 650 °C at the period of $\tau_0 = 10$ hours in the combustion products of Nazarovo brown coal. The theoretical fundamentals of the influence of primary corrosion are described. The formula of primary corrosion acceleration factor for steel 12XIMΦ in the combustion products of Nazarovo brown coal is presented.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ
КОРРОЗИИ СТАЛЕЙ НА ОСНОВЕ ПОЛУПРОМЫШЛЕННЫХ
ИСПЫТАНИЙ

Влияние температуры продуктов сгорания мазута на скорость высокотемпературной коррозии сталей установлено многими авторами на основе результатов кратковременных опытов [1 - 5]. Эти результаты подтверждены также полупромышленными коррозионными исследованиями на котле электростанции с паропроизводительностью 950 т/ч [6].

Влияние температуры продуктов сгорания мазута на кинетику коррозии сталей по данным кратковременных опытов рассматривается в работе [5]. Длительность этих опытов была до 200 часов и область изучения влияния температуры газов охватывала 750-980°C. В итоге была установлена взаимосвязь между температурами газов и металла при постоянных коррозионных потерях.

Гераб на основании 1000-часовых опытов сделал вывод, что повышение температуры газов на 300°C эквивалентно с точки зрения интенсификации коррозии с повышением температуры металла на 100°C [4]. Эти исследования проводились в диапазоне температур газов 800-1160°C и металла 600-700°C. По данным работы [5] повышение температуры газов на 100°C (в пределах от 800 до 900°C) увеличивает интенсивность коррозии сталей I2X1MФ и I2X2MФCP при температуре металла 615°C и при длительности опыта 120 часов в 1,4-1,5 раза.

Целью настоящей работы является получение уравнений кинетики высокотемпературной коррозии котельных сталей на основе полупромышленных опытных данных с учетом влияния температуры продуктов сгорания на этот процесс. Исследования проводились по методике, которая приведена в [6].

Было проведено 3 серии опытов длительностью 2500, 6500 и 13000 часов в четырех зонах газохода парогенератора с разными усредненными температурами продуктов сгорания мазута соответственно 800, 950, 1000 и 1100°C. Во всех опытах температура металла в выходных сечениях опытных змеевиков была одинаковая и поддерживалась постоянной при помощи автоматических регуляторов. Точное распределение температуры наружной поверхности по длине змеевиков определялось расчетным путем на ЭВМ, используя в качестве исходных данных фактически измеренные значения температуры металла, параметров продуктов сгорания и пара. Опыты проводились со сталями XI8H12T и I2XIMФ. В парогенераторе сжигался мазут со средним содержанием серы 2,7%.

Опыты показали, что глубина коррозии металла в разных зонах температуры газов при постоянной температуре металла отличалась. Результаты некоторых измерений глубины коррозии в зависимости от температуры металла и продуктов сгорания приведены в таблице I.

Т а б л и ц а I
Усредненная измеренная глубина коррозии сталей
в мм при 6500-часовом опыте

№ зоны	Усредненная температура газов в зоне, °C	Сталь XI8H12T		Сталь I2XIMФ	
		фактические средние температуры металла, °C			
		580	550	580	550
I	1100	0,18	0,13	0,15	0,15
II	1000	0,45	0,25	0,28	0,17
III	950	0,20	0,08	0,40	0,25
IV	800	0,065	0,03	0,11	0,09

Основанием обработки опытных данных была следующая математическая зависимость глубины коррозии от времени и температуры металла:

$$\Delta s = e^A e^{-\frac{B}{T}} \tau^{(C+DT)}, \quad (I)$$

где Δs - глубина коррозии за время τ , мм;

T - абсолютная температура металла, К;

τ - время, ч;

A, B, C, D - коэффициенты, характеризующие коррозионную стойкость стали при воздействии исследуемой среды.

Уравнение (1), описывающее закономерность утонения толщины стенки труб, использовалось при обработке опытных данных отдельно для каждой зоны, т.е. для заданной температуры газов, в виде:

$$\ln \Delta s = A - BT^{-1} + (C + DT) \ln \tau. \quad (2)$$

Это позволило определить коэффициенты коррозионной стойкости A, B, C и D для каждой температурной зоны газов отдельно. Была использована следующая методика обработки опытных данных.

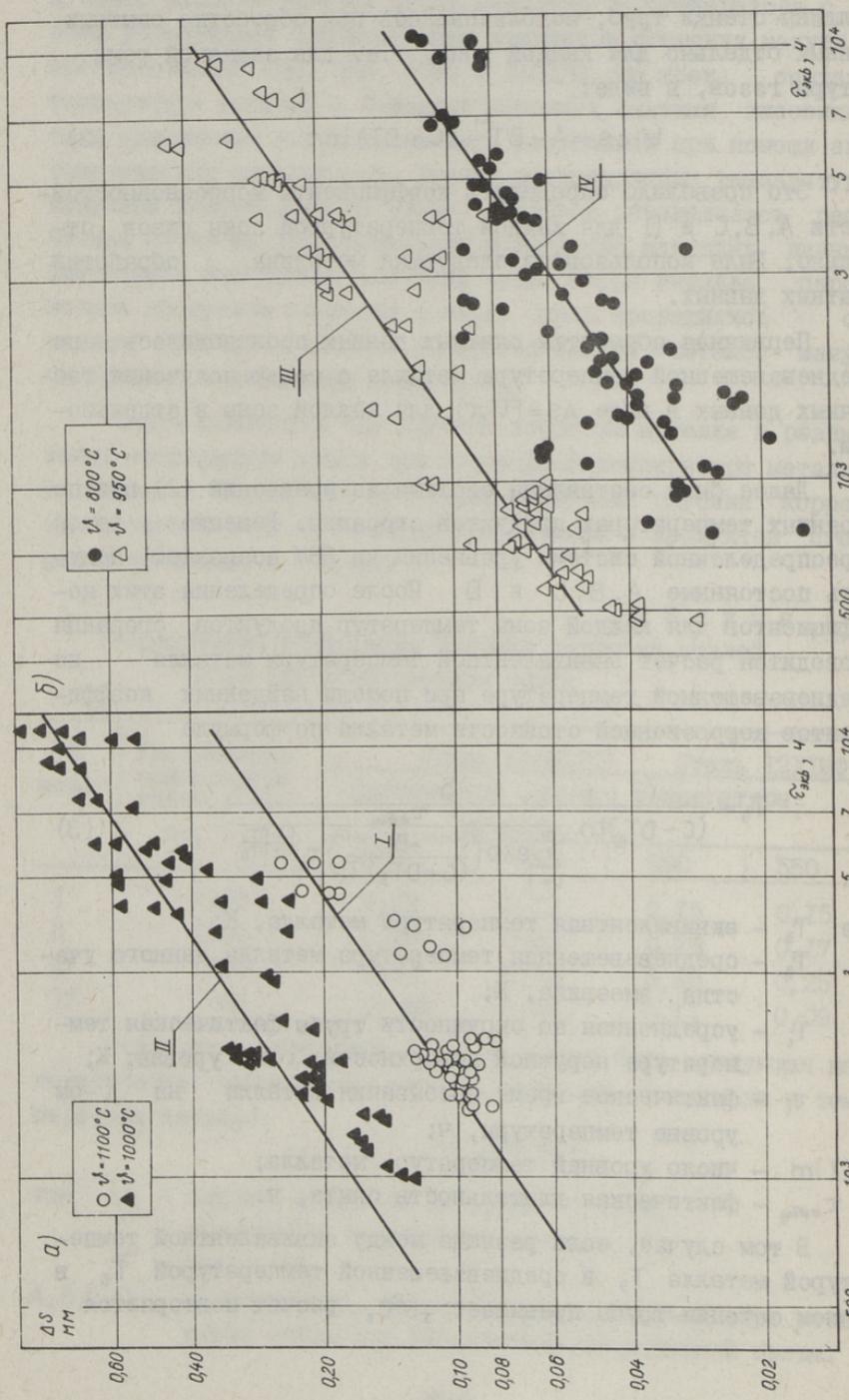
Первичная обработка опытных данных производилась по средневзвешенной температуре металла с целью получения табличных данных в виде $\Delta s = F(T, \tau)$ для каждой зоны в отдельности.

Далее была составлена система из уравнений (2) при постоянных температурах продуктов сгорания. Решение такой переопределенной системы уравнений на ЭВМ позволяет получить постоянные A, B, C и D. После определения этих коэффициентов для каждой зоны температур продуктов сгорания проводится расчет эквивалентной температуры металла по средневзвешенной температуре при помощи найденных коэффициентов коррозионной стойкости металла по формуле

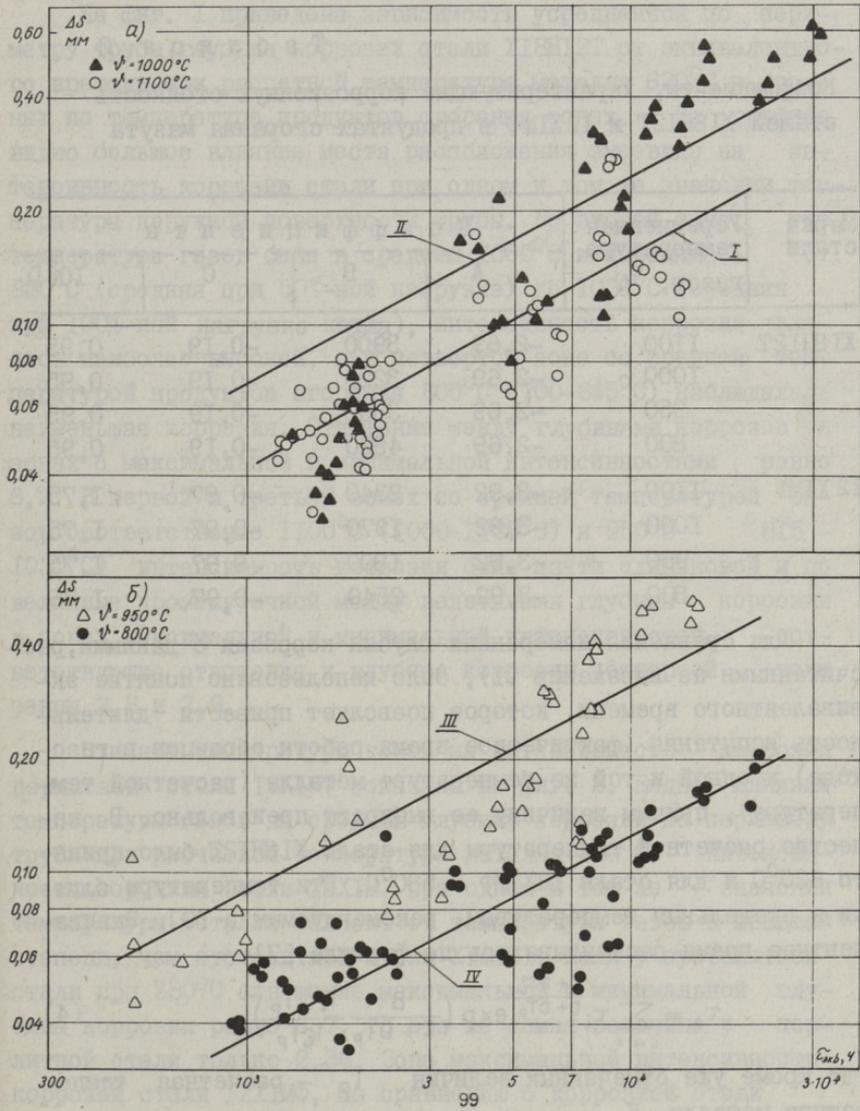
$$T_3 = \frac{B}{(C + DT_B) \ln \frac{\tau_{\text{факт}}}{\sum_{i=1}^m \exp\left(\frac{-B}{(C + DT_B) T_i}\right) \tau_i^{\frac{C + DT_i}{C + DT_B}}}}, \quad (3)$$

- где T_3 – эквивалентная температура металла, K;
 T_B – средневзвешенная температура металла данного участка змеевика, K;
 T_i – усредненная по окружности трубы фактическая температура наружной поверхности i -го уровня, K;
 τ_i – фактическое время пребывания металла на i -ом уровне температуры, ч;
 m – число уровней температур металла;
 $\tau_{\text{факт}}$ – фактическая длительность опыта, ч.

В том случае, если разница между эквивалентной температурой металла T_3 и средневзвешенной температурой T_B в данном сечении трубы превышает $\pm 5^\circ\text{C}$, расчет повторяется



Фиг. 1. Зависимость усредненной глубины коррозии стали X18Ni9Ti от эквивалентного времени при расчетной температуре металла 620°C: а - для первой и второй зоны; б - для третьей и четвертой зоны.



Фиг. 2. Зависимость усредненной глубины коррозии стали 12Х1МФ от эквивалентного времени при расчетной температуре металла 580°C. Обозначения см. на фиг. 1.

сначала исходя из рассчитанной по формуле (3) температуры до получения заданной точности.

Полученные в результате такой обработки опытных данных коэффициенты, характеризующие коррозионное воздействие продуктов сгорания мазута на металл, приведены в таблице 2.

Т а б л и ц а 2

Коэффициенты, характеризующие коррозионную стойкость сталей XI8H12T и I2XIMФ в продуктах сгорания мазута

Марка стали	Усредненная температура газов, °C	К о э ф ф и ц и е н т ы			
		A	B	C	10 ³ D
XI8H12T	1100	-2,69	3900	-0,19	0,95
	1000	-2,69	3220	-0,19	0,95
	950	-2,69	3890	-0,19	0,95
	800	-2,69	4820	-0,19	0,95
I2XIMФ	1100	-3,92	2340	-0,97	1,75
	1000	-3,92	1970	-0,97	1,75
	950	-3,92	1800	-0,97	1,75
	800	-3,92	2540	-0,97	1,75

Для сравнения измеренных глубин коррозии с данными, рассчитанными по выражению (1), было использовано понятие эквивалентного времени, которое позволяет привести длительность испытания (фактическое время работы образцов в газоходе) к одной и той же температуре металла (расчетной температуре), причем величину ее выбирают произвольно. В качестве расчетной температуры для стали XI8H12T было принято 620°C и для стали I2XIMФ - 580°C. Эти температуры близки к предельным температурам, рекомендуемым в [9]. Эквивалентное время рассчитывалось по формуле [7]:

$$\tau_0 = \sum_{i=1}^m \tau_i \frac{C+DT_i}{C+DT_p} \exp\left(\frac{B}{C+DT_p} \frac{T_i - T_p}{T_i T_p}\right), \quad (4)$$

где кроме уже отмеченных величин T_p - расчетная температура металла, К.

В результате такого расчета для каждого сечения змеевика было получено значение эквивалентного времени, кото-

рое, таким образом, представляет собой предполагаемую длительность работы металла при постоянной (расчетной) температуре металла, вызывающей такую же интенсивность коррозии, как и реальные температура и длительность работы.

На фиг. 1 приведена зависимость усредненной по периметру трубы глубины коррозии стали XI8NI2T от эквивалентного времени при расчетной температуре металла 620°C в разных по температуре продуктов сгорания зонах. Из графика видно большое влияние места расположения змеевика на интенсивность коррозии стали при одном и том же значении температуры наружной поверхности трубы. Во второй зоне, где температура газов была в среднем 1000°C и изменялась от 880°C (средняя при 50%-ной нагрузке) до 1030°C (средняя при 100%-ной нагрузке котла), интенсивность коррозии являлась наиболее высокой, а в четвертой зоне со средней температурой продуктов сгорания 800°C (700–845°C) наблюдалась наименьшая коррозия. Отношение между глубинами коррозии в зонах с максимальной и минимальной интенсивностями равно 6,2. В первой и третьей зонах со средней температурой газов соответственно 1100°C (1000–1135°C) и 950°C (815–1030°C) интенсивность коррозии была почти одинаковой и по величине промежуточной между величинами глубины коррозии в зонах максимальной и минимальной интенсивностей. Соответствующие отношения к глубине коррозии четвертой зоны равны 2,8 и 2,6.

Влияние температуры газов на интенсивность коррозии перлитной стали I2XIMФ показано на фиг. 2. Видно влияние температуры газов на среднюю глубину коррозии по периметру трубы при расчетной температуре металла 580°C. Интенсивность коррозии стали I2XIMФ при одном и том же значении температуры металла зависит от температуры газов в меньшей степени, чем аустенитной стали XI8I2T. Если у аустенитной стали при 580°C отношение максимальной и минимальной глубины коррозии равно 6,7, то эта же самая величина у перлитной стали только 2,36. Зона максимальной интенсивности коррозии стали I2XIMФ, по сравнению с коррозией стали XI8NI2T, несколько перемещена в зону с более низкой, усредненной температурой газов.

Развитие процесса высокотемпературной коррозии сталей

со временем определено показателем степени окисления металла $n = C + DT$, который для аустенитной стали X18H12T выражается, как $n = -0,19 + 0,00095 T$ (таблица 2), и увеличивается с повышением температуры металла. Выяснилось что изменение температуры газов не имеет существенного влияния на развитие процесса коррозии сталей со временем. Поэтому наклон линии $T = \text{const}$ на кинетической диаграмме коррозии в координатах $\ln \Delta s - \ln t$ со снижением температуры металла уменьшается и развитие процесса окисления стали со временем замедляется. Показатель степени окисления стали X18H12T при температуре металла 620 и 540°C равен соответственно 0,66 и 0,58.

Показатель степени окисления в продуктах сгорания мазута у стали I2XIMФ равен $n = -0,97 + 0,00175 T$ и более сильно зависит от температуры металла, чем у стали X18H12T. По абсолютным величинам степень показателя окисления перлитной стали I2XIMФ существенно ниже, чем аустенитной стали. При температуре металла 580 и 540°C степень окисления равна соответственно 0,52 и 0,45. Следовательно, коррозия перлитной стали I2XIMФ в продуктах сгорания мазута при реальных температурах металла происходит близко к диффузионному режиму. То, что аустенитная сталь X18H12T имеет более высокие значения степени окисления, чем перлитная, можно объяснить большой чувствительностью никеля к золотым отложениям.

У аустенитной стали X18H12T ярко выраженная максимальная зона интенсивности коррозии при постоянной температуре металла находится в области температур газов примерно 880 - 1030°C, а у стали I2XIMФ - соответственно 815 - 1030°C (фиг. 2). Что касается интенсивности коррозии в области относительно низких температур газа ($T < 800 - 850^\circ\text{C}$), то здесь интенсивность коррозии аустенитной стали может быть ниже или того же порядка, что и интенсивность коррозии перлитной стали. Поскольку показатель степени коррозии у стали I2XIMФ меньше, чем у стали X18H12T, то с увеличением времени при заданных температурах металла и продуктов сгорания топлива прирост глубины коррозии в первом случае происходит менее интенсивно. Что касается интенсивности коррозии в области с более высокими температурами га-

за, то интенсивность коррозии аустенитной стали существенно выше интенсивности коррозии перлитной стали.

Из таблицы 2 видно, что коэффициенты А, С и D оказались постоянными во всех зонах температур газов для обеих сталей, а коэффициент В сильно зависит от температуры газов.

Учитывая изложенные выше результаты, при применении уравнения (I) для всех зон температуры среды, можно написать:

$$\Delta s = e^A e^{-\gamma_{\tilde{z}} \frac{B}{T}} \tau^{(C+DT)}, \quad (5)$$

где, кроме уже отмеченных величин, $\gamma_{\tilde{z}}$ - коэффициент, определяющий влияние температуры среды на интенсивность коррозии.

Для дальнейшей обработки данных делается предположение, что дымовые газы, ниже температуры 800°C , не влияют на интенсивность коррозии. Эта принятая температура газов хорошо согласуется с данными, приведенными в [4, 6]. Таким образом, интенсивность коррозии в IV зоне при прочих равных условиях определяется лишь температурой металла.

В соответствии с этим предположением коэффициент $\gamma_{\tilde{z}}$ выражается следующим образом:

$$\gamma_{\tilde{z}} = \frac{B_{\tilde{z}}}{B_0}, \quad (6)$$

где $B_{\tilde{z}}$ - коэффициент, характеризующий коррозионную стойкость стали в зоне с температурой газов \tilde{z} ;

B_0 - то же, в зоне, где температура газов на процесс коррозии не влияет ($\tilde{z} < 800^{\circ}\text{C}$).

Коэффициенты, определяющие влияние температуры среды на процесс коррозии газов, приведены в таблице 3. Приведенные коэффициенты справедливы при усредненных температурах продуктов сгорания мазута. Усредненная температура газов и температурное поле в сечении газохода существенно зависят от конструкции котлоагрегата. По этой причине влияние фактических температур газов на интенсивность коррозии может принимать несколько другой характер по сравнению с результатами при усредненных температурах газов. Для получения более точной зависимости, данные эксперимента требуют дальнейшей обработки.

В ы в о д ы

I. Разработана методика статистической обработки на ЭВМ результатов полупромышленных коррозионных испытаний сталей с целью получения кинетических характеристик коррозионной стойкости, учитывающих кроме влияния температуры металла и влияние температуры продуктов сгорания на интенсивность коррозии.

Т а б л и ц а 3

Коэффициент γ_s , определяющий влияние температуры продуктов сгорания мазута на интенсивность коррозии

Марка стали	Усредненная температура газа в зоне, °С			
	1100	1000	950	800
XI8H12T	0.807	0.668	0,807	I
I2XIMФ	0.921	0,776	0.709	I

2. Для расчета усредненной по окружности трубы глубины высокотемпературной коррозии сталей XI8H12T и I2XIMФ в продуктах сгорания мазута получены следующие формулы: сталь XI8H12T

$$\ln \Delta s = -2,69 - 4820 \gamma_s T^{-1} + (-0,19 + 0,95 \cdot 10^{-3} T) \ln \tau; \quad (7)$$

сталь I2XIMФ

$$\ln \Delta s = -3,92 - 2540 \gamma_s T^{-1} + (-0,97 + 1,75 \cdot 10^{-3} T) \ln \tau, \quad (8)$$

где Δs - глубина коррозии, мм;

T - абсолютная температура металла, К;

τ - время, ч;

γ_s - коэффициент, зависящий от температуры газов для данных металлов и газовой среды.

3. Результаты данной работы позволяют при проектировании высокотемпературных поверхностей нагрева для мазутного топлива более точно учесть коррозионные потери, зависящие как от температуры металла, так и от температуры продуктов сгорания.

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 deposit and corrosion. - Trans. ASME, ser.A, vol. 87, N 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, N 2, 1965, 103-109.

3. Phillips, N.D., Wagoneer, C.L. Oil-ash corrosion of superheater alloys in a pilot-scale furnace reduction by use of addition. - ASME Paper, N 59-A-281, Des. 1959, 1-8.

4. Teraube, R. Corrosion par les fumées de mazout des tubes austénitiques de surchauffeurs à haute température. - Revue Général de Thermique, 1971, V. 10, N 113, 443-463.

5. Ансон П.И., Лайд Я.П., Христинич Л.М. Некоторые результаты экспериментального исследования высокотемпературной коррозии пароперегревательных сталей в среде продуктов сгорания сернистого мазута. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1970, сер. А, № 290, с. 3-9.

6. Лайд Я.П., Отс А.А., Рандманн Р.Э., Суйк Х.Х. Полупромышленная опытная установка для исследования влияния температуры газов на интенсивность высокотемпературной коррозии при сжигании мазута. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1977, № 416, с. 131-139.

7. ОСТ 108.030.01-75. Котлы паровые. Методы коррозионных испытаний.

8. Отс А.А., Томанн Э.Л., Тоуарт Р.Э. Некоторые результаты изучения коррозионностойкости котельных сталей в воздушной атмосфере. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1977, № 416, с. 125-130.

9. Руководящие указания по учету жаростойкости легированных сталей для труб поверхностей нагрева паровых котлов. М., 1973, 5 с. 67.

Determination of Corrosion Resistance Properties
of Steels in Combustion Products

Summary

In the present paper a method for the statistic treatment of corrosion rig test data has been worked out by using computer with the aim to obtain kinetic characteristics of corrosion resistance of steels. In addition to the effect of metal temperature this computation method takes into account the influence of gas temperature of combustion oil on the corrosion intensity.

On the basis of the test data the coefficients of the equation by which the magnitude of corrosion depth of 12XIM and X18HI2T steels can be calculated in the sulphur rich oil combustion products have been derived.

А.А.Отс, Я.П.Лайд, Х.Х.Суйк,
Р.Э.РандманнИССЛЕДОВАНИЕ КОРРОЗИОННОЙ СТОЙКОСТИ
ХРОМИРОВАННЫХ ТРУБ НА МАЗУТНОМ КОТЛЕ

Высокотемпературная коррозия поверхностей нагрева парогенераторов в продуктах сгорания энергетических топлив уменьшает их срок службы, снижает надежность в эксплуатации и заставляет применять более дорогие материалы. Одной из возможностей увеличения коррозионной стойкости существующих материалов поверхностей нагрева является нанесение защитных покрытий на трубы, что позволяет заменить дорогостоящие высоколегированные стали низколегированными. Если во многих отраслях современной техники защитные покрытия нашли эффективное применение, то в котлостроении их применение ограничено, а для высокотемпературных поверхностей нагрева трубы с защитными покрытиями до настоящего времени практически не применяются.

Разработаны способы вакуум-диффузионного хромирования труб из углеродистой и низколегированной стали и получения труб с хромовым диффузионным слоем [1], которые имеют определенные преимущества по сравнению с другими способами получения защитных хромовых покрытий. Важнейшей характеристикой таких покрытий является их коррозионная стойкость. Исследование коррозионной стойкости аналогов диффузионных хромистых покрытий (стали X28АН и др.) в стандартных коррозионных средах показало их хорошие свойства [1]. Коррозионная стойкость хромированной углеродистой стали на воздухе при 900°С оказалась значительно выше, чем этой же стали без покрытия, и выше стали X18Н9Т [2]. Было установлено, что коррозионная стойкость хромированной стали в про-

дуктах сгорания бензина и дизельного топлива значительно выше, чем стали без покрытия и стали Х18Н10Т. При этом коррозионная стойкость повышалась, если поверхностное содержание хрома увеличивалось [3].

Испытания в промышленных условиях показали, что трубы с диффузионным хромистым покрытием (30–40% хрома на поверхности) имеют примерно такую же коррозионную стойкость, как и сталь Х18Н10Т [1]. Было проведено длительное промышленное испытание хромированных труб на угольном котле. По сравнению с трубами из стали 12Х1МФ без покрытия хромированные трубы были более коррозионностойкими [4]. К сожалению, более точных данных при этом не опубликовано.

Приведенные выше примеры свидетельствуют о хороших защитных свойствах хромовых покрытий. Однако данных, позволяющих сделать вывод в пользу широкого внедрения хромированных труб в котлостроении, явно недостаточно. Поэтому одним из основных научно-технических вопросов, который предстоит решить в ближайший период, является исследование свойств покрытий в условиях, максимально приближенных к эксплуатационным, т.е. при одновременном воздействии высоких температур, коррозионно агрессивных сред и механических напряжений. Внедрение хромированных труб в котлостроении во многом зависит от решения этого вопроса.

В настоящей работе приводятся некоторые результаты исследования коррозионной стойкости хромированных труб в продуктах сгорания мазута. Исследованию коррозионной стойкости в полупромышленных условиях подвергались трубы из стали 12Х1МФ с хромовыми покрытиями двух типов. Трубы с покрытием первого типа [4] имели на наружной поверхности продольные риски и глубину диффузионного хромового слоя в пределах 0,3–0,5 мм. Трубы с покрытием второго типа имели гладкую поверхность, а глубину хромового слоя несколько меньше.

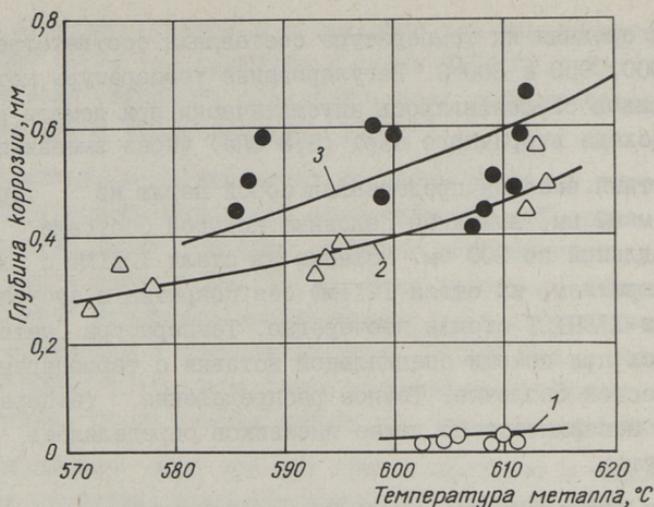
Исследования коррозионной стойкости были проведены на опытных змеевиках, установленных в газоходе мазутного котла ТТМП-114 паропроизводительностью 950 т/ч, давлением пара 25 МПа и температурой 550°C [5]. Змеевики с опытными вставками располагались в четырех зонах по температуре га-

зов, где средняя их температура составляла соответственно 1100, 1000, 950 и 800°C. Регулирование температуры металла змеевиков осуществлялось автоматически при помощи изменения расхода вторичного пара (3,8 МПа) через змеевики.

Опытный змеевик представлял собой петлю из трубы диаметром 42 мм, выходная половина которой состояла из вставок длиной по 300 мм. Вставки из стали 12Х1МФ с хромовым покрытием, из стали 12Х1МФ без покрытия и аустенитной стали Х18Н12Т стояли поочередно. Температура металла измерялась при помощи специальной вставки с термопарами в металлической оболочке. Точное распределение температуры наружной поверхности по длине змеевиков определялось расчетным путем.

Были проведены два опыта продолжительностью по 6500 часов. Так как часть змеевиков, отработавших 6500 часов, была установлена в котел вторично, общая продолжительность работы металла составляла 13000 часов. При этом во время первого опыта котел работал больше времени на полной нагрузке, чем во время второго. Поэтому средний температурный уровень как по температуре металла, так и по температуре газа оказался во время первого опыта несколько выше, чем во время второго опыта. В котле сжигался высокосернистый мазут. Коэффициент избытка воздуха в газах был в пределах 1,03–1,09.

В результате опытов выяснилось, что продукты сгорания мазута являются наиболее агрессивными в зоне со средней температурой газов около 1000°C. На фиг. 1, 2, 3 представлены зависимости глубины коррозии от средневзвешенной температуры наружной поверхности трубы, установленные по змеевикам, которые работали в этой зоне с наибольшей агрессивностью газов. На каждой фигуре совмещены результаты измерения вставок из трех материалов, отработавших в составе одного змеевика. Поэтому результаты, представленные на одной фигуре, полностью сравнимы между собой. Глубина коррозии труб с хромовыми покрытиями первого и второго типа за 6500 часов практически не превышает 0,05 мм как во время первого, так и второго опыта в диапазоне температуры металла 570–610°C. Глубина коррозии стали 12Х1МФ без покрытия и стали Х18Н12Т при одинаковой температуре металла во



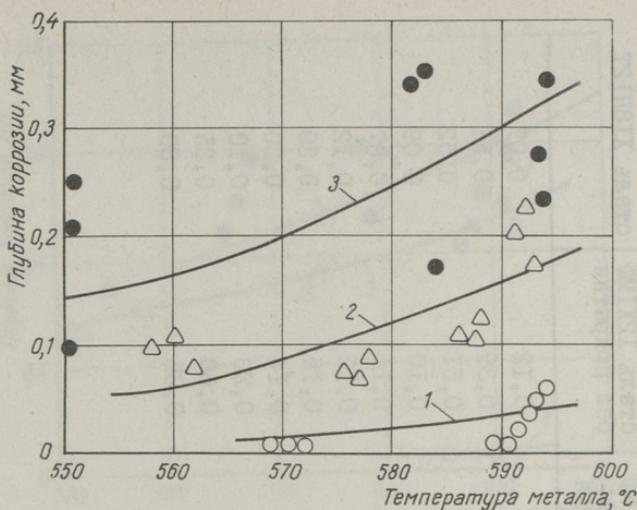
Фиг. 1. Зависимость глубины коррозии от температуры металла:
 1 - хромовое покрытие первого типа; 2 - сталь 12Х1МФ;
 3 - сталь Х18Н12Т. Длительность испытания 6500 часов.

время первого и второго опыта отличается, что объясняется различными температурами газов. Глубина коррозии хромированной стали значительно ниже, чем сталей без покрытия (в 5–10 раз). На фиг. 3 представлены результаты измерения глубины коррозии вставок, отработавших два периода по 6500 часов. Видно, что максимальная глубина коррозии хромового покрытия достигает заметной величины – 0,3 мм, что все-таки в 2 раза меньше, чем стали 12Х1МФ без покрытия и в 2,5 раза меньше, чем стали Х18Н12Т.

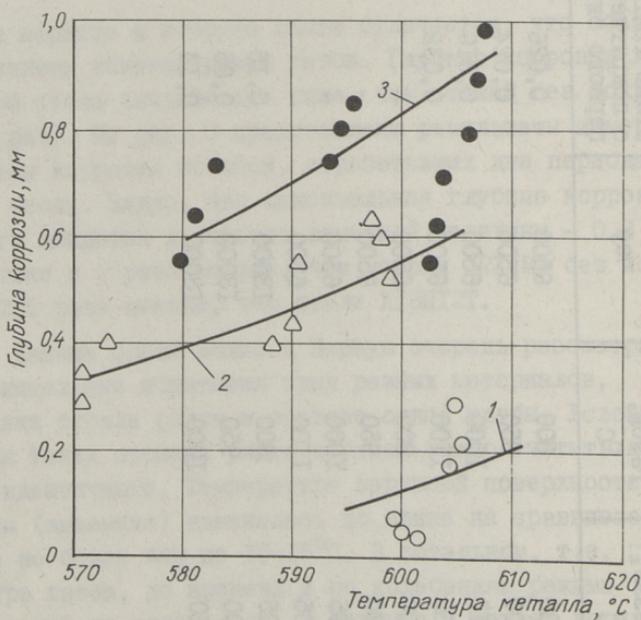
Данные опыты можно в первую очередь рассматривать как сравнительные испытания трех разных материалов, так как вставки стояли рядом в составе одной трубы. Условия испытания таких стоящих рядом вставок можно считать практически идентичными. Температура наружной поверхности такой трубы (змеевика) изменялась по длине на сравниваемом участке не более чем на 10–15°C. В остальном, т.е. по температуре газов, по времени и по колебаниям режима условия испытания не отличались. В таблице I каждая горизонтальная строка представляет основные усредненные данные по испытанию одного змеевика. Данные по глубине коррозии по-

Сравнительные данные коррозионной стойкости разных материалов

Средняя температура металла, °C	Средняя температура газов, °C	Время испытания, час	Глубина коррозии, мм				сталь X18H12T
			сталь I2XIMФ с покрытием первого типа	сталь I2XIMФ с покрытием второго типа	сталь I2XIMФ без покрытия	сталь I2XIMФ	
590-600	800	6500	0,026	-	0,12	0,07	
590-600	950	6500	0,024	-	0,39	0,21	
600-610	1000	6500	0,016	-	0,51	0,52	
575-585	1100	6500	0,032	-	0,10	0,09	
585-600	800	6500	-	0,006	0,11	0,07	
570-590	950	6500	-	0,001	0,12	0,12	
585-595	1000	6500	-	0,031	0,15	0,30	
595-605	1100	6500	-	0,028	0,14	0,20	
590-605	800	13000	0,15	-	0,20	0,10	
580-600	950	13000	0,05	-	0,60	0,35	
595-610	1000	13000	0,14	-	0,65	0,80	

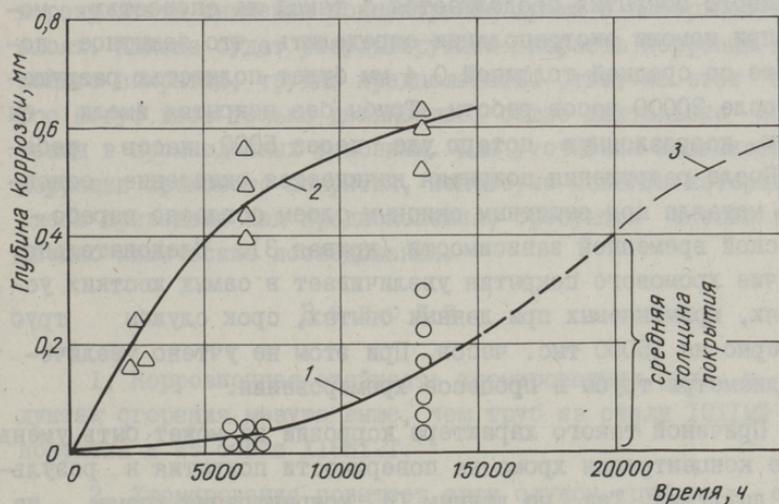


Фиг. 2. Зависимость глубины коррозии от температуры металла:
 1 - хромовое покрытие второго типа; 2 - сталь 12X1MФ;
 3 - сталь X18N12T. Длительность испытания 6500 часов.



Фиг. 3. Зависимость глубины коррозии от температуры металла:
 1 - хромовое покрытие первого типа; 2 - сталь 12X1MФ;
 3 - сталь X18N12T. Длительность испытания 13000 часов.

звolyают сделать вывод, что коррозионная стойкость хромированных труб во всех условиях выше, чем труб из стали 12Х1МФ без покрытия и из аустенитной стали Х18Н12Т. Испытание покрытий первого и второго типов за 6500 часов не выяснило преимущества одного или другого типа покрытия. Их коррозионная стойкость примерно одинакова. Глубина коррозии хромированных труб с покрытием первого типа за 13000 часов достигает в среднем 0,15 мм, а максимумо — 0,3 мм (фиг. 3), что сравнимо с толщиной самого слоя покрытия.



Фиг. 4. Зависимость глубины коррозии от времени испытания:
 1 - хромовое покрытие первого типа; 2 - сталь 12Х1МФ; без покрытия; 3 - основной металл хромированной трубы.
 Средняя температура продуктов сгорания 1000 °С, металла 580-600 °С.

На фиг. 4 представлены зависимости глубины коррозии хромированной стали 12Х1МФ и стали 12Х1МФ без покрытия от фактического времени испытания в зоне наиболее агрессивных продуктов сгорания со средней температурой 1000 °С. Сравнивая представленные графики, можно легко видеть, что известному параболическому закону окисления отвечает только зависимость глубины коррозии стали 12Х1МФ (кривая 2), а зависимость глубины коррозии хромированной трубы от времени (кривая 1) описывает процесс, ускоряющийся со време-

нем. Характер коррозии покрытия, наблюдаемый нами под микроскопом у образцов, отработавших 6500 часов, является равномерным, а у образцов после 13000-го часового испытания — язвенным. При этом язвы заполнены однородной, четко различимой плотной окалиной. Представляется, что начальная стадия окисления хромового покрытия, по крайней мере до 6500 часов, носит защитный характер. Далее начинается избирательное окисление какого-то компонента с поверхности покрытия со скоростью, превышающей скорость окисления первоначального хромового слоя. Предполагая, что коррозия хромового покрытия продолжается с такой же скоростью, можем при помощи экстраполяции определить, что защитное покрытие со средней толщиной 0,4 мм будет полностью разрушено после 20000 часов работы. Трубы без покрытия имели бы такую коррозионную потерю уже через 5000 часов работы. После разрушения покрытия начинается окисление основного металла под защитным окисным слоем согласно параболической временной зависимости (кривая 3). Следовательно, наличие хромового покрытия увеличивает в самых жестких условиях, применяемых при данных опытах, срок службы труб примерно на 15000 тыс. часов. При этом не учтено увеличение диаметра трубы в процессе хромирования.

Причиной такого характера коррозии не может быть уменьшение концентрации хрома на поверхности покрытия в результате диффузии. Так, по данным [4] концентрация хрома на поверхности труб после эксплуатации в течение 21000 часов снизилась на 5-7%, а по данным [6] ни диффузионные процессы, ни сублимация с поверхности хромированных труб не оказывают решающего влияния при эксплуатационных температурах паровых котлов. В работе [6] доказано образование на поверхности хромированных труб во время эксплуатации сигма-фазы. Считают, что основным фактором, влияющим на срок службы хромированных труб в котлах, является образование сигма-фазы, ее окисление и разрушение поверхностного слоя.

Однако имеется и другое объяснение роли сигма-фазы в процессе коррозии. Отмечают [7], что образование сигма-фазы может привести к местному уменьшению концентрации хрома и возникновению межкристаллитной коррозии, т.е. к возникновению коррозии тех участков, где концентрация хрома уменьша-

лась. Поскольку средняя концентрация хрома в исследованном нами защитном покрытии ниже, чем требуется для образования сигма-фазы ($FeCr$), то локальное обеднение хромом участков поверхностного слоя покрытия вполне вероятно при ее образовании.

Что касается дальнейшего коррозионного процесса хромового покрытия, то здесь является определяющим тот факт, что верхние, более хромистые слои удаляются при разрушении. Поэтому из-за недостатка хрома должно затормозиться образование сигма-фазы и вызванная этим коррозия. С другой стороны, растет скорость окисления хромового покрытия в результате снижения концентрации хрома в поверхностных слоях. Какова будет результирующая скорость коррозии хромового покрытия, трудно предполагать. Ответ на этот вопрос могут дать только дальнейшие, более длительные испытания в промышленных условиях. Для уточнения механизма коррозии хромового покрытия, некоторые аспекты которого здесь приведены как предположения, требуются специальные физико-химические исследования.

В ы в о д ы

1. Коррозионная стойкость хромированных труб в продуктах сгорания мазута выше, чем труб из стали I2XIMФ без покрытия и из стали XI8H12Г.

2. Хромирование повышает срок службы труб из стали I2XIMФ не менее чем на 15000 часов при температуре металла 580-600°C.

3. Более длительные промышленные испытания хромированных труб, а также исследование механизма коррозии, являются необходимыми.

Л и т е р а т у р а

1. П о н о м а р е н к о Е.П. Внедрение металлургических полуфабрикатов с противокоррозионными диффузионными покрытиями. - В сб.: "Защитные покрытия на металлах". Вып. II. Киев, "Наукова думка", 1977, с.89-91.

2. К а й д а ш Н.Г. и др. Повышение окалиностойкости сталей путем химико-термической обработки. - Труды УП

Всесоюзного совещания по жаростойким покрытиям. Л., "Наука", 1977, с. 195-198.

3. Пономаренко Е.П. и др. Поверхностное упрочение и защита стальных изделий. Днепропетровск "Проминь", 1974, с.105.

4. Плышевский А.И. и др. Опыт применения хромированных труб в нижней радиационной части котла энергоблока 300 МВт. - "Электрические станции", 1976, №2, с.80-81.

5. Лайд Я.П., Отс А.А., Рандманн Р.Э., Суик Х.Х. Полупромышленная опытная установка для исследования влияния температуры газов на интенсивность высокотемпературной коррозии при сжигании мазута. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1977, № 416, с. 131-139.

6. Пономаренко Е.П. и др. Исследование процесса вторичной диффузии при эксплуатации хромированных труб на тепловых электростанциях. - В сб.: "Диффузионные процессы в металлах", 1977, Тульский политехнический институт, с. 46-49.

7. Коломбье Л. Некоторые вопросы коррозии нержавеющей сталей в водной среде. - В сб.: "Коррозия металлов (в жидких и газообразных средах)", перевод с французского. М., "Металлургия", 1964. с. 158-160.

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

Investigation of Corrosion Resistance of
Chromizing Tubes in Oil Burning Boiler

Summary

In oil burning products rig test research of corrosion resistance of a tube of I2XIMΦ steel with diffusion chrome coating and uncoating tube was pursued in duration of 13,000 hours. Corrosion resistance of a chrome plate tube is measured considerably above the corrosion resistance of uncoating tube over the metal temperature range 570 to 600 °C.

УДК 620.193

Р.Г.Хертер, А.А.Отс

РАСЧЕТ ИЗНОСА ПОВЕРХНОСТЕЙ НАГРЕВА ПАРОГЕНЕРАТОРОВ
ПРИ СЖИГАНИИ ЛЕЙПЦИГСКОГО БУРОГО УГЛЯ

Большое народнохозяйственное значение для развития энергетики ГДР имеет лейпцигский бурый уголь, на базе которого работают несколько электростанций, самая мощная из них — электростанция "Тирбах" мощностью 800 МВт.

Эксплуатация парогенераторов типа П-52 Подольского машиностроительного завода на электростанции "Тирбах" показала, что из-за непрерывного роста теплового сопротивления золовых отложений на поверхностях нагрева часто приходится ограничивать мощность энергоблоков и после определенного срока эксплуатации (по данным завода около 3500 ч.) останавливать их для очистки от золовых отложений.

Интенсификацией паровой обдувки топочных экранов парогенератора П-52 на этой электростанции вызван заметный износ труб, и в некоторых случаях даже частичное истирание чистого металла.

В настоящей работе приводятся некоторые данные о предельных температурах применимости котельной стали 12Х1МФ при сжигании лейпцигского бурого угля с учетом влияния очистки, а также допустимого количества циклов очистки в зависимости от температуры.

Исследование основывается на установленных закономерностях высокотемпературной коррозии котельных сталей под влиянием золы лейпцигского бурого угля [1].

Для котельных сталей 12Х1МФ, 12Х2МФСР, Х18Н12Т и стали 20 были составлены расчетные формулы типа

$$\Delta s = s(T, \tau), \quad (1)$$

выражающие глубину высокотемпературной коррозии под влиянием золы лейпцигского бурого угля.

В реальных условиях процесс коррозии из-за периодического разрушения образующейся в промежутках между циклами очистки на поверхности труб оксидной пленки усложняется.

Основным выражением расчета глубины износа труб поверхностей нагрева парогенераторов в условиях их очистки от золовых отложений является формула [2]

$$\Delta s = [1 + \xi (Bm^{1-n} - 1)] \Delta s' \quad (2)$$

Здесь $\Delta s'$ обозначает глубину высокотемпературной коррозии металла без периодического разрушения оксидной пленки и рассчитывается по выражению (1).

Ускоряющий фактор высокотемпературной коррозии B в формуле (2) равен соотношению глубин коррозии в первоначальной стадии окисления (в этом случае процесс начинается с чистого металла) и в условиях стабильной оксидной пленки на поверхности металла за один период между циклами очистки.

Величина B определяется выражением

$$\frac{\Delta s''}{\Delta s'} = Bm^{1-n}, \quad (3)$$

где $\Delta s''$ — износ металла в условиях полного снятия оксидной пленки в циклах очистки;

$m = \tau/\tau_0$ — количество циклов очистки за время τ ;

τ_0 — период между циклами;

n — степень окисления металла.

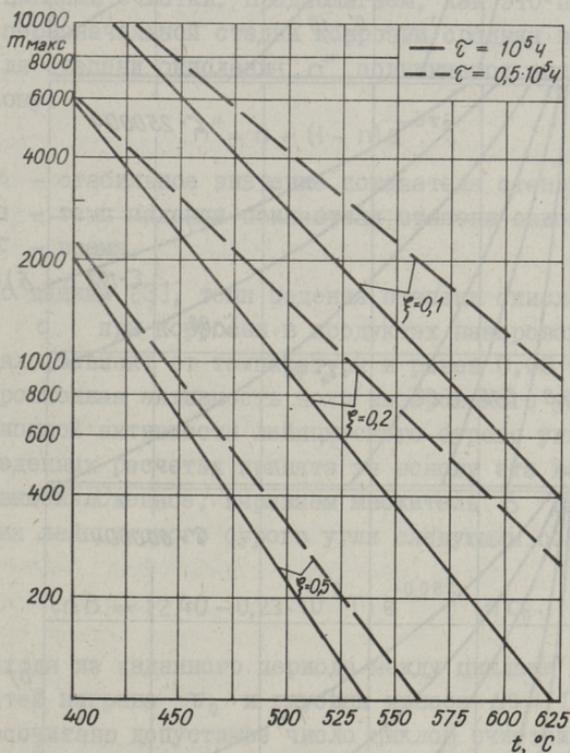
Соотношение $\Delta s''/\Delta s'$ выражает по существу максимально возможное ускорение процесса коррозии (износа) из-за полного снятия оксидной пленки с поверхности металла.

Часто в действительных условиях в циклах очистки труб поверхностей нагрева не происходит полного разрушения оксидных пленок и процесс износа ускоряется в меньшей степени, чем определяет соотношение $\Delta s''/\Delta s'$. Это учитывается в формуле (2) степенью разрушения оксидной пленки ξ , которая равна отношению глубины износа, вызванной действием очистки, к максимально возможной при полном снятии оксидной пленки в каждом цикле очистки. Если с по-

верхности металла оксидная пленка во время очистки не снимается, то степень разрушения оксидной пленки $\xi = 0$. При полном снятии оксидной пленки в циклах очистки $\xi = 1$.

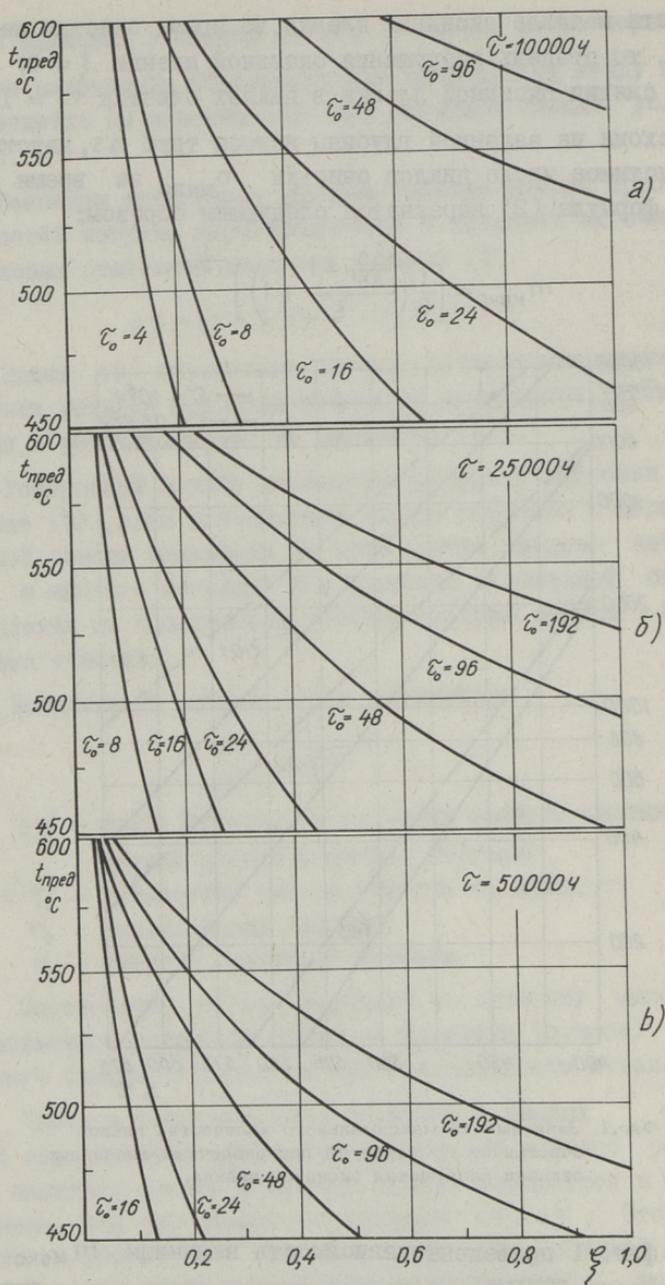
Исходя из заданной глубины износа труб ΔS , максимально допустимое число циклов очистки $n_{\text{макс}}$ за время τ на основе формулы (2) выражается следующим образом:

$$n_{\text{макс}} = \left[\frac{1}{B} \left(\frac{\frac{\Delta S}{\Delta S'} - 1}{\xi} + 1 \right) \right]^{\frac{1}{1-n}} \quad (4)$$



Фиг.1. Зависимость максимального количества циклов очистки от температуры при различных значениях степени разрушения оксидной пленки.

На фиг. I приведена зависимость величины $n_{\text{макс}}$ для труб из стали 12Х1МФ от температуры металла при некоторых значениях степени разрушения оксидной пленки ξ в условиях сжигания лейпцигского бурого угля.



Фиг.2. Зависимость предельной температуры металла от степени разрушения оксидной плёнки при различных периодах очистки.

При этом заданная глубина износа Δs была принята равной 1 мм и множитель B — равным 1,3. Графики составлены для срока службы металла $\tau = 10^5$ и $0,5 \cdot 10^5$ часов. Видно, что максимально допустимое число циклов очистки с повышением температуры металла быстро уменьшается. Сильное влияние на $m_{\text{макс}}$ оказывает также степень разрушения оксидной пленки.

В действительных условиях множитель B не является величиной постоянной, а зависит от температуры и периода между циклами очистки. Предполагаем, как это принято в [3], что в первоначальной стадии коррозии средняя величина показателя степени окисления n'' подчиняется экспоненциальному закону:

$$n'' = n + (1 - n)e^{-\alpha\tau_0}, \quad (5)$$

где n — стабильное значение показателя степени окисления;

α — темп падения показателя степени окисления;

τ — время.

По данным [3], темп падения степени окисления стали 12Х1МФ α при коррозии в продуктах назаровского бурого угля мало зависит от температуры и равен 0,08 1/ч. Поскольку коррозионная активность золы назаровского угля близка к коррозионной активности лейпцигского бурого угля, то в нижеприведенных расчетах принята за основу эта величина. Учитывая вышеизложенное, выражаем множитель B для условия сжигания лейпцигского бурого угля следующим образом:

$$\ln B = (2,40 - 0,23 \cdot 10^{-2} T) e^{-0,08\tau_0} \ln \tau_0. \quad (6)$$

Исходя из заданного периода между циклами очистки поверхностей нагрева τ_0 и глубины износа $\Delta s = 1$ мм на ЭВМ было рассчитано допустимое число циклов очистки m и длительность работы металла $\tau = m \cdot \tau_0$ по формуле [2]:

$$k_0^{-1} \varphi_m e^{\frac{E}{RT}} \tau_0^{-n} \Delta s = \xi B m + (1 - \xi) m^n. \quad (7)$$

Расчеты проводились для стали 12Х1МФ при разных значениях степени разрушения оксидной пленки ξ и температур металла для условия сжигания лейпцигского бурого угля. При этом B рассчитывался при помощи формулы (6). Степень разрушения оксидной пленки была задана в пределах от 0,05 до 1, а температура — от 400 до 625°C.

Предельной температурой наружной поверхности труб поверхностей нагрева с точки зрения коррозионной стойкости стали считается верхняя граница применения данной стали в продуктах сгорания топлива. При этом значения предельных температур находят из условия допустимой глубины высокотемпературной коррозии металла за заданный срок службы металла, т.е. соответствует условию, при котором не происходит периодического разрушения оксидных пленок из-за действия на поверхности труб очистительных сил. Определенные таким образом предельные температуры различных марок котельных сталей для условий сжигания лейпцигского бурого угля приведены в [4].

Если на поверхностях нагрева труб в циклах очистки действуют очистительные силы, вызывающие периодические разрушения оксидных пленок на поверхности металла, то предельная температура металла зависит также от периода очистки и степени разрушения оксидной пленки. Очевидно, что предельные температуры при заданном сроке службы металла в условиях периодических разрушений оксидных пленок ниже, чем при отсутствии действия очистки. Самым сильным образом степень разрушения оксидной пленки влияет на изменения предельных температур при небольших значениях τ_0 . Предельная температура при всех значениях τ_0 с уменьшением степени разрушения оксидной пленки металла приближается друг к другу и при $\xi = 0$ имеют равные значения, соответствующие максимально предельной температуре металла.

На фиг. 2 приведена зависимость предельных температур металла от степени разрушения оксидной пленки при различных периодах между циклами очистки для некоторых сроков службы труб. Графики составлены на основе результатов решения уравнения (7).

Приведенные на фиг. 2 предельные температуры приведены без учета утонения толщины стенки труб из-за коррозии с внутренней стороны.

Учет глубины коррозии с внутренней стороны труб $\Delta S_{\text{вн}}$ под влиянием водяного пара позволяет более точно определить предельные температуры металла. При этом необходимо исходить из суммы

$$\Delta S = \Delta S_{\text{вн}} + \Delta S_{\text{н}}, \quad (8)$$

задав ее значение (в данном случае $\Delta S = 1 \text{ мм}$).

Глубина износа с наружной и внутренней сторон труб из стали I2XIMF при $\tau_0 = 24$ ч

Температура наружной поверхности, °C	Время τ , ч	Глубина износа с наружной стороны $\Delta S_{н}$, мм					Глубина коррозии с внутренней сторони $\Delta S_{вн}$, мм
		$\xi = 0,5$	$\xi = 0,3$	$\xi = 0,2$	$\xi = 0,1$	$\xi = 0,05$	
450		0,44	0,26	0,18	0,09	0,05	0,003
500		0,57	0,35	0,24	0,13	0,08	0,01
525		0,79	0,49	0,34	0,19	0,11	0,02
550	$10 \cdot 10^3$	1,00	0,63	0,41	0,26	0,16	0,04
575		1,13	0,73	0,53	0,34	0,24	0,07
450		1,10	0,66	0,44	0,23	0,12	0,005
500		1,52	0,92	0,62	0,33	0,18	0,02
525		1,93	1,21	0,83	0,44	0,25	0,04
550	$25 \cdot 10^3$	2,76	1,70	1,18	0,65	0,38	0,06
575		3,56	2,23	1,56	0,90	0,56	0,11
450		3,04	1,23	0,82	0,42	0,21	0,007
500		3,14	1,90	1,28	0,66	0,35	0,03
525		4,32	2,63	1,78	0,94	0,51	0,05
550	$50 \cdot 10^3$	5,44	3,33	2,28	1,22	0,70	0,08
575		6,80	4,22	2,92	1,63	0,99	0,14

Формула расчета $\Delta S_{\text{вн}}$ для отдельных марок сталей под влиянием водяного пара приведена в [5]. Ее можно выразить, как и глубину коррозии, с наружной стороны труб $\Delta S_{\text{н}}$ известным выражением [2]

$$\Delta S = k_0 \rho_m^{-1} e^{-\frac{E}{RT}} \tau^n. \quad (9)$$

Поскольку ускоряющие действия очистительных сил на глубину износа воздействуют лишь с наружной стороны, то

$$\Delta S = [1 + \xi(Bm^{1-n} - 1)](k_0 \rho_m^{-1} e^{-\frac{E}{RT}} \tau^n)_n + (k_0 \rho_m^{-1} e^{-\frac{E}{RT}} \tau^n)_{\text{вн}}. \quad (10)$$

Отметим, что в зависимости от удельной тепловой нагрузки поверхности нагрева температура на внутренней поверхности несколько ниже, чем на наружной поверхности.

Значения ΔS с учетом ускоряющего действия очистительных сил на износ стали Г2Х1МФ под влиянием летучей золы лейпцигского бурого угля с учетом коррозии с внутренней стороны труб на основе формулы (10) приведены в таблице I.

Видно, что разница в глубине износа с учетом коррозии с внутренней стороны труб небольшая. Это влияние тем больше, чем выше температура и ниже степень разрушения оксидной пленки.

Из изложенного следует, что самым сильным образом на ускорение процесса износа действуют очистительные силы, влияние которых можно снизить сокращением количества циклов очистки, либо снижением степени разрушения оксидной пленки.

При дальнейшем развитии рассматриваемых в данной работе проблем необходимо обратить внимание на вопросы влияния различных видов очистки на износ и выбор оптимальных режимов очистки.

Л и т е р а т у р а

Г. Хертер Р.Г., Отс А.А., Тоуарт Р.В. Кинетика высокотемпературной коррозии котельных сталей в среде продуктов сгорания лейпцигского бурого угля. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1978, № 450 с. 89-100.

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

3. Отс А.А., Сууркууск Т.Н., Таллермо Х.И., Томанн Э.Л., Рандманн Р.Э., Мяекюла О.Э. Тепловая эффективность и износ труб поверхностей нагрева парогенераторов при водяной очистке. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1978, № 458, с. 35-46.

4. Хертер Р.Г., Отс А.А. Коррозионная стойкость котельных сталей в продуктах сгорания лейпцигского бурого угля. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1978, № 458, с. 67-80.

5. Метод учета окалинообразования при расчете на прочность элементов поверхностей нагрева паровых котлов. РТМ 24.030.49-75 с. 70.

R. Herter, A. Ots

Berechnung des Heizflächenverschleisses an Dampferzeugern bei Verbrennung von Leipziger Braunkohle

Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit werden die Grenztemperaturen nach der Korrosionstandfestigkeit des Kesselstahles 12XIMΦ unter Berücksichtigung unterschiedlicher Reinigungszyklen, eine Tabelle über die Querschnittsabnahme des Kesselrohres in Abhängigkeit von der Temperatur und der Zeit und die maximal zulässige Anzahl der Reinigungszyklen in Abhängigkeit von der Temperatur angegeben.

Die Kinetik der Hochtemperaturkorrosion von Kesselstählen unter Einwirkung von Leipziger Braunkohlenflugasche bildet die Grundlage für die Berechnungen.

В.П.Глебов, Г.В.Краснопольский,
Н.Б.Эскин, И.Р.Микк, Р.А.Круус,
Х.А.Кяар, В.А.Варес

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕРМИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ВНУТРЕННИХ
ЖЕЛЕЗОКИСНЫХ ОТЛОЖЕНИЙ КОТЛОВ СКД ПРИ
РАЗЛИЧНЫХ УСЛОВИЯХ ТЕПЛООБМЕНА В ОБЛАСТИ
ДОКРИТИЧЕСКОГО ДАВЛЕНИЯ

В настоящее время длительность непрерывной рабочей компании котлоагрегатов СКД лимитируется в значительной степени наличием нарастающего во времени слоя пористых железокисных отложений, являющихся балластным термическим сопротивлением между теплоносителем и стенкой труб экранных поверхностей нагрева. Для предотвращения роста температуры металла труб до недопустимых значений из-за возрастания указанного термического сопротивления котлоагрегаты периодически подвергаются химическим очисткам от внутренних отложений.

Для прогнозной оценки величины межпромывочного периода необходимо знать теплофизические свойства отложений и их структуру. Известно [1], что отложения, образующиеся в экранных трубах котлоагрегатов сверхкритического давления (СКД), эксплуатирующихся на гидразинно-аммиачном водном режиме, имеют двухслойную структуру, состоящую из верхнего (эпитактического), более рыхлого слоя и нижнего (топотактического), более плотного слоя.

В исследованиях [2] впервые было показано, что одна из структурных особенностей верхнего слоя отложений заключается в том, что он является проницаемым для таких жидкостей, как электролиты, вазелиновое масло и др. Эта особенность должна проявить себя и при теплообмене, главным образом в среде докритического давления, ввиду наличия существенных величин сил поверхностного натяжения.

Экспериментальное изучение термических свойств отложений проводилось на двух установках:

- на установке с принудительным течением воды, недогретой до температуры насыщения, или с небольшим паросохранением (при кипении) на давлении, близком к атмосферному;
- на установке с естественной циркуляцией воды при отсутствии кипения.

На этих установках исследовались образцы труб, вырезанных из котлоагрегатов, прошедших длительную эксплуатацию при гидразинно-аммиачном водном режиме. Все образцы, кроме образца 4, были вырезаны из теплонапряженных участков нижней радиационной части мазутных котлов, а образец 4 - из ширмового пароперегревателя котлоагрегата ПК-4Г.

Установка с принудительным течением воды представляет собой замкнутый контур с теплообменниками, обеспечивающими необходимую температуру среды на рабочем участке, насосом и арматурой для регулирования расхода воды через рабочий участок и измерительными приборами.

В контуре циркулирует дистиллированная вода, деаэрация которой проводилась нагревом до кипения. Рабочий участок включает исследуемую трубу-образец с закрепленным на ней секционированным электронагревателем, слой тепловой изоляции с внешним защитным нагревателем, и фланцевые соединения по концам образца, позволяющие временно отсоединять рабочий участок от контура с целью очистки внутренней поверхности образца от отложений.

Температура стенки трубы-образца измерялась в опытах в трех сечениях, расположенных на расстоянии ~ 80 мм друг от друга. Общая длина образцов составляла примерно 320 мм.

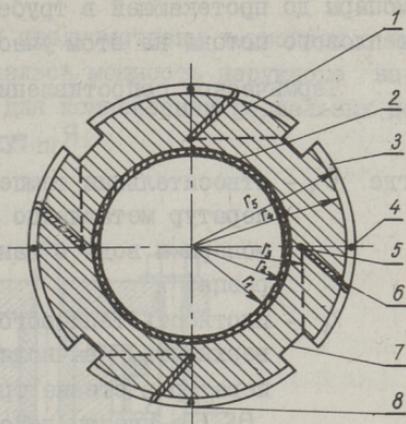
Схема замещения термопар в каждом из сечений представлена на фиг. 1. Термопары расположены попарно на четырех взаимно перпендикулярных радиусах образца в плоскости поперечного сечения. Горячие спаи наружных термопар приварены к дну кольцевых канавок конденсаторной сваркой. Горячие спаи термопар, уложенные в косом пазе (шириной 0,2 мм) вбли-

зи внутренней стенки трубы, прижаты к дну паза пластинами из стали 12Х1МФ, запрессованными в пазах. Термоэлектроды наружных термопар проложены по дну кольцевых проточек до ближайшей продольной канавки. В эти же канавки выведены термоэлектроды термопар, проложенных по дну косых пазов. На выходном конце образца приварены трубки для вывода термоэлектродов за пределы рабочего участка.

В опытах измеряли расход, температуру и давление воды в рабочем участке, температуру стенок образца и электрические мощности секций нагревателя образца.

Опыты с каждым из исследованных образцов проводились в три серии. Первая — с полным слоем отложений, вторая — после механического удаления верхнего слоя отложений и третья — при полном удалении отложений методом катодного травления. В каждой из трех серий опыты проводились при двух массовых скоростях недогретой (на 15–20°C) до кипения воды (1000 и 2500 кг/(м²·с) и при одной массовой скорости (~1000 кг/(м²·с)) кипящей воды с незначительным весовым паросодержанием (~1–2%). Измерения производились в условиях установившегося температурного режима при 5–6 значениях плотности теплового потока на внутренней поверхности трубы для каждого гидродинамического режима (от 30·10³ до 300·10³ Вт/м²).

По данным каждого опыта определялось полное термическое сопротивление на участке от каждой заглубленной тер-



Фиг. 1.

Поперечное измерительное сечение образца:

- 1 — труба,
- 2 — слой внутренних отложений,
- 3 — кольцевая проточка,
- 4 — термопара в кольцевой проточке,
- 5 — термопара на дне косога паза,
- 6 — вкладыш в косой паз,
- 7 — продольная канавка для прокладки термоэлектродов,
- 8 — одна из четырех образующих.

мопары до протекающей в трубе воды и локальная плотность теплового потока на этом участке.

Термическое сопротивление определялось по формуле

$$R_{3п} = \frac{\theta_3}{q_v}, \quad (1)$$

где θ_3 - относительная температура, равная разности температур металла по показаниям заглубленной термопары и воды в данном измерительном сечении образца;

q_v - плотность теплового потока на внутреннюю поверхность, вычисляемая исходя из перепада температур в стенке трубы на данном радиусе ($\theta_4 - \theta_3$), с учетом действительных размеров радиусов установки (по измерениям на шлифе измерительного сечения, сделанном по окончании опытов с образцом) и с учетом поправочного коэффициента на неравномерность теплового потока по периметру

$$q_v = \frac{\theta_4 - \theta_3}{\frac{d_1}{2\lambda_m} \cdot \ln \frac{d_4}{d_3}} k, \quad (2)$$

где k - коэффициент, учитывающий неравномерность теплового потока по периметру, связанную с невозможностью обеспечить абсолютно плотное прилегание внешнего нагревателя к трубе-образцу.

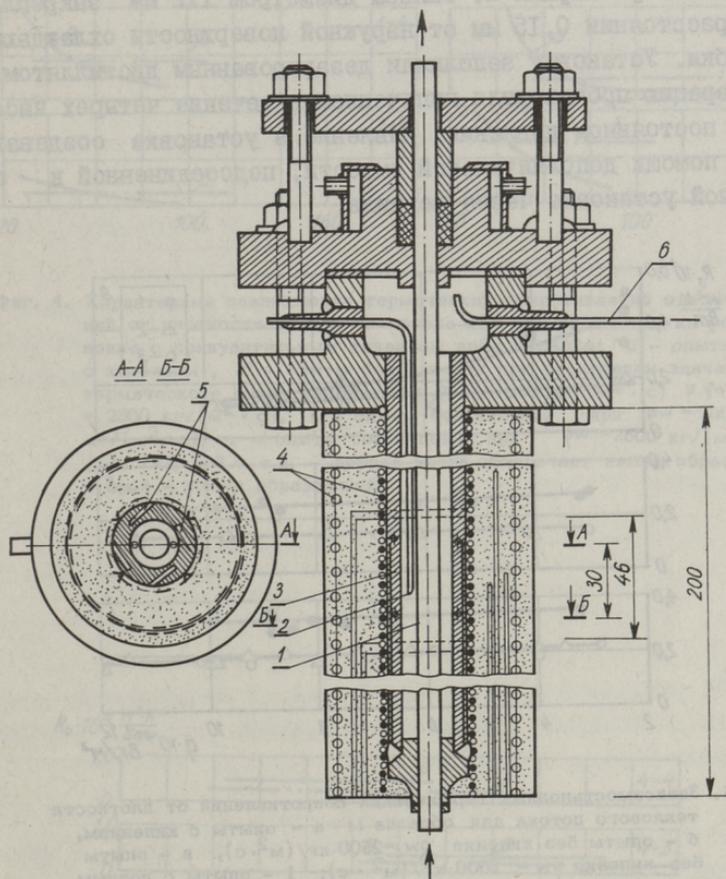
Для каждой пары термопар образца значение коэффициента "к" определяется по данным опытов с полностью удаленными отложениями из выражения

$$k = \frac{\theta_3}{\theta_4 - \theta_3} \frac{\frac{d_1}{2\lambda_m} \lambda \frac{d_4}{d_3}}{\frac{1}{\alpha_1} + \frac{d_1}{2\lambda_m} \cdot \ln \frac{d_3}{d_2}}. \quad (3)$$

В расчете использовалось среднее значение k , полученное во всех опытах без отложений для данной пары термопар данного образца.

В установке с естественной циркуляцией воды, изображенной на фиг. 2, вертикально расположенный образец 3 (труба с отложениями) также нагревается при помощи секционированного электрического нагревателя 5. Средний по длине образца нагреватель служил в качестве калориметра, а остальные три обеспечивали равномерное по длине образца температурное поле и служили для компенсации осевых рас-

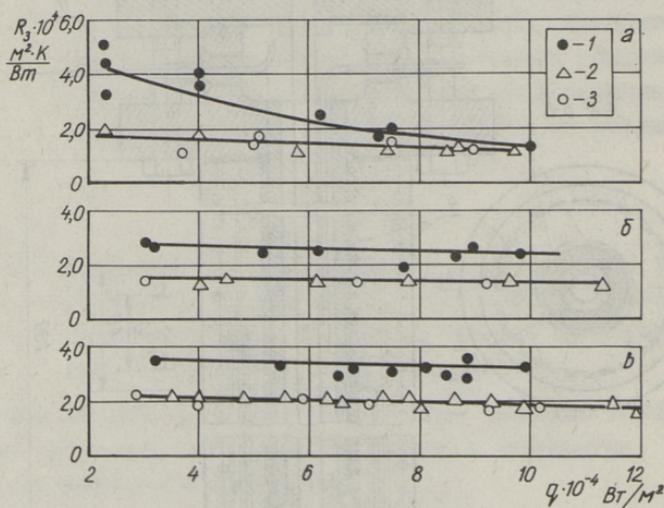
течек тепла. В слое изоляции предусмотрены термодары, по показаниям которых регулировалась мощность наружного нагревателя, предназначенного для компенсации радиальных потерь тепла в окружающую среду.



Фиг. 2. Установка с естественной циркуляцией: 1 - внутренняя охлаждающая труба, 2 - гильзовые термодары, 3 - труба с отложениями, 4 - нагреватели, 5 - термодары в стенке образца, 6 - к манометру.

Отвод тепла из установки осуществлялся при помощи внутренней концентрически расположенной трубы I, через которую в зависимости от величины теплового потока пропускали воду или воздух. Температуру стенки образца измеря-

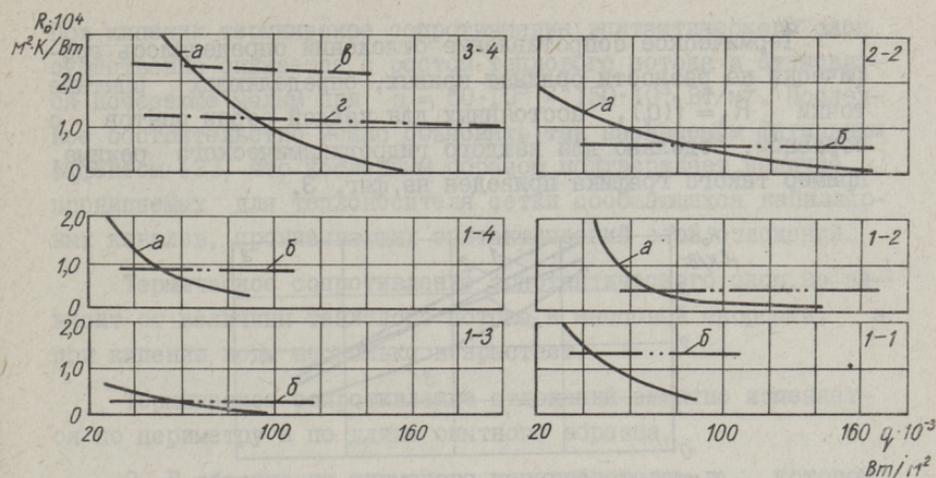
ли в двух сечениях, в каждом из которых в тангенциальных сверлениях диаметром 1,5 мм методом конденсаторной сварки были закреплены четыре термопары 5. Измерения температуры воды в кольцевой камере внутри образца производили гильзовыми термопарами 2. Гильзы диаметром 1x2 мм закрепляли на расстоянии 0,15 мм от наружной поверхности охлаждающей трубки. Установку заполняли деаэрированным дистиллятом. Деаэрацию производили кипячением в течение четырех часов при постоянном давлении. Давление в установке создавали при помощи дополнительной емкости, подсоединенной к основной установке через вентиль.



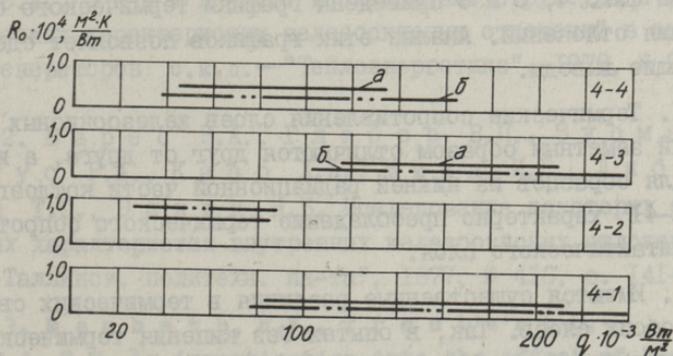
Фиг. 3. Зависимость полных термических сопротивлений от плотности теплового потока для образца 1: а - опыты с кипячением, б - опыты без кипячения $q_w = 2500 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$, в - опыты без кипячения $q_w = 1000 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$; 1 - опыты с полным слоем отложений, 2 - опыты с удаленным рыхлым слоем, 3 - опыты с удаленными отложениями.

Удаление отложений производили методом катодного травления. Между отдельными циклами травления отложения с поверхности образца удаляли механическим путем.

Исследования проводили при давлении среды 5,0–6,0 МПа. Во всех опытах недогрев воды до кипения поддерживали не меньше 30 К.

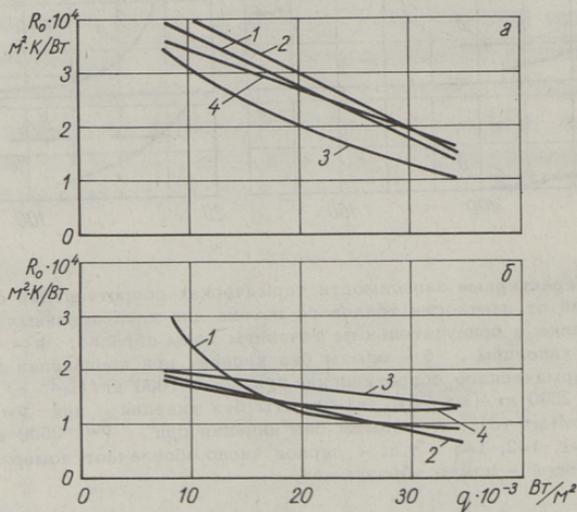


Фиг. 4. Характерные зависимости термических сопротивлений отложенных от плотности теплового потока для исследованных на установке с принудительным течением воды образца: а - опыты с кипением, б - опыты без кипения при совпадении значений термического сопротивления при $\rho w = 1000 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$ и $\rho w = 2500 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$, в - опыты без кипения при $\rho w = 1000 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$, г - опыты без кипения при $\rho w = 2500 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$, 1-1, 1-2, 1-3 и т.д. - первое число обозначает номер образца, второй - номер образующей.



Фиг. 5. Характерные зависимости термических сопротивлений от плотности теплового потока для образца из пароперегревателя. Обозначения те же, что на фиг. 4.

Термическое сопротивление отложений определялось графически по разности ординат кривых, определяющих опытные точки $R_3 = f(q)$, постоянных для каждой серии опытов с образцом, отдельно для каждого гидродинамического режима. Пример такого графика приведен на фиг. 3.



Фиг. 6. Характерные зависимости термических сопротивлений отложений от плотности теплового потока для исследованного на установке с естественной циркуляцией образца 5: 1 - сечение 1, б - сечение 2; 1, 2, 3, 4 - номер образующей.

На фиг. 4, 5 и 6 приведены графики термического сопротивления отложений. Анализ этих графиков позволяет сделать следующие выводы.

1. Термические сопротивления слоев железистых отложений заметным образом отличаются друг от друга, а именно - для образцов из нижней радиационной части котлоагрегатов ПБ-41 характерно преобладание термического сопротивления эпитактического слоя.

2. Имеются существенные различия в термических свойствах обоих слоев. Так, в опытах без кипения термическое сопротивление эпитактического слоя при значении $R_{отл} < R_{отл}^{рег} = 1 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2 \cdot \text{К/Вт}$ остается постоянным; при $R_{отл} > R_{отл}^{рег}$ термическое сопротивление несколько уменьшается с ростом теплового потока, а начиная с определенной толщины слоя это уменьшение наблюдается и с ростом массовой скорости.

При кипении термическое сопротивление эпитактического слоя существенно снижается с ростом теплового потока и становится исчезающе малым при $q = 50 \cdot 10^3 - 150 \cdot 10^3$ Вт/м². Последнее обстоятельство можно объяснить так называемым фитильным эффектом [3], что косвенным образом подтверждает наличие пронизываемых для теплоносителя сетки сообщающихся капиллярных каналов, пронизывающих эпитактический слой отложений.

Термическое сопротивление топотактического слоя не зависит от величины теплового потока и массовой скорости, а при кипении воды несколько возрастает.

Термическое сопротивление отложений заметно изменяется по периметру и по длине опытного образца.

3. В образце из ширмового перегревателя, в котором преобладает плотный слой отложений, суммарное термическое сопротивление отложений также не зависит от теплового потока и массовой скорости.

При кипении термическое сопротивление в этом образце при $R_{отл} = 0,2 \cdot 10^{-4} - 0,3 \cdot 10^{-4}$ м²·К/Вт возрастает примерно на 25% по сравнению с опытами без кипения и снижается на 25% при значении $R_{отл} = 0,8 \cdot 10^{-4}$ м²·К/Вт.

Л и т е р а т у р а

1. Г л е б о в В.П., З у с м а н В.М., Т а р а т у т а В.А., Э с к и н Н.Б. Исследование структуры и физико-химических характеристик железистоокисных отложений в экранах парогенераторов с.к.д. — "Теплоэнергетика", 1978, № 2, с. 57-60.

2. 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 Т.С., Э с к и н Н.Б. Исследование некоторых структурных характеристик внутренних железистоокисных отложений. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1977, № 416, с. 141-147.

3. M a s b e t h, R.V., T r a n b e r t h, R., W o o d, R.W. An investigation into the effect of "crud" deposits on surface temperature, dry-out and pressure drop with forced convection boiling of water at 69 bar in annular test section, АЕЕW - R - 705, 1971, 32 p.

V. Glebov, G. Krasnopol'ski, N. Eskin,
I. Mikk, R. Kruus, H. Käär, V. Vares

Research of Thermal Properties of Internal Ferrooxide
Deposits in Supercritical Pressure Steam Generators
with Different Heat Exchanging Conditions under
Subcritical Pressure

Summary

In this paper the results of investigation of thermal properties of ferrooxide deposits formed in tubes of supercritical pressure steam generators under subcritical pressure are presented. During the experiments without boiling, thermal resistance of deposits does not depend on the value of heat flux and mass velocity. For experiments in boiling regime, thermal resistance considerably decreases with the growth of heat flux.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРОСТАВКИ МЕМБРАННОЙ
ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ИЗМЕНЯЮЩЕМСЯ КОЭФФИЦИЕНТЕ
ТЕПЛОТДАЧИ

В последнее время широкое применение нашли мембранные поверхности нагрева в качестве конвективных тепловоспринимающих поверхностей парогенераторов. Для выбора металла проставок этих поверхностей необходимо знать их максимальную рабочую температуру.

Имеющаяся методика расчета температурного режима мембранных поверхностей нагрева [1] не учитывает изменение коэффициента теплоотдачи проставки вдоль потока. Проведенные же в последнее время в ТПИ исследования локальной теплоотдачи мембранных поверхностей нагрева показали, что коэффициент теплоотдачи проставки значительно изменяется вдоль потока (фиг. 1, а). В связи с этим возникла необходимость определить влияние изменения коэффициента теплоотдачи проставок на их температурный режим.

Для вычисления температурного поля проставки при изменяющемся коэффициенте теплоотдачи вдоль потока $\alpha(x)$ необходимо решить дифференциальное уравнение

$$\frac{d^2 \vartheta}{dx^2} - \frac{\alpha(x) u}{\lambda f} \vartheta = 0, \quad (1)$$

где λ — коэффициент теплопроводности проставки;
 u — периметр поперечного сечения проставки;
 f — площадь поперечного сечения проставки;
 ϑ — температура поверхности проставки.

Граничные условия

$$\begin{aligned} \vartheta|_{x=0} &= \vartheta_k, \\ \vartheta|_{x=l} &= \vartheta_k, \end{aligned} \quad (2)$$

где ϑ_k - температура в корне проставки;
 l - ширина проставки.

Коэффициент теплоотдачи в уравнении (I) был описан полиномом третьей степени

$$\alpha(x) = a_0 + a_1x + a_2x^2 + a_3x^3, \quad (3)$$

где a_0, a_1, a_2, a_3 - постоянные, определяемые методом наименьших квадратов по экспериментальным данным.

Для этого была использована стандартная программа для ЭЦМ "МИР-2". Кривые, аппроксимирующие изменение коэффициента теплоотдачи вдоль потока полиномом третьей степени, достаточно точно совпадают с экспериментальными данными (фиг. I а); максимальное отклонение не превышает 9%.

Обозначая $D = \frac{U}{\lambda F} = \text{const}$, перепишем уравнение (I) в виде:

$$\frac{d^2 \vartheta}{dx^2} - (a_0 + a_1x + a_2x^2 + a_3x^3) D \vartheta = 0$$

или

$$\frac{d^2 \vartheta}{dx^2} - (d_0 + d_1x + d_2x^2 + d_3x^3) \vartheta = 0. \quad (3)$$

Будем искать решение данного уравнения в виде ряда по степеням x

$$\vartheta = c_0 + c_1x + c_2x^2 + \dots + c_nx^n = \sum_{n=0}^{\infty} c_nx^n. \quad (4)$$

Дважды дифференцируя ряд (4), получим

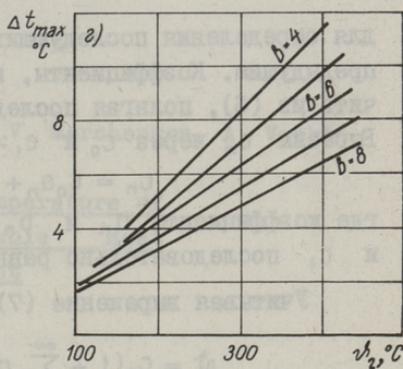
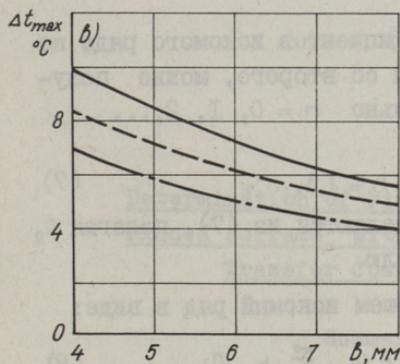
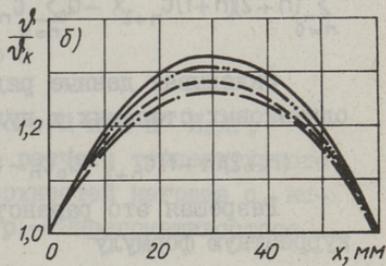
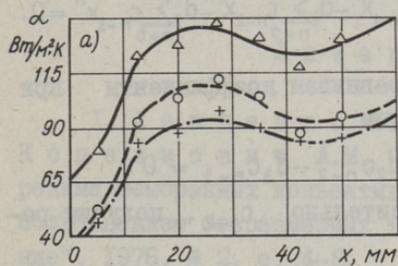
$$\vartheta'' = \sum_{n=0}^{\infty} n(n-1)c_nx^{n-2}. \quad (5)$$

Первые два члена этого ряда равны нулю, поэтому нижний предел суммирования $n=0$ можно заменить на $n=2$ и, заменяя в разложении ϑ'' n на $n+2$ и подставляя ряды (4) и (5) в уравнение (3), получим:

$$\sum_{n=0}^{\infty} (n+2)(n+1)c_{n+2}x^n - (d_0 + d_1x + d_2x^2 + d_3x^3) \sum_{n=0}^{\infty} c_nx^n = 0$$

или

$$\begin{aligned} \sum_{n=0}^{\infty} (n+2)(n+1)c_{n+2}x^n - d_0 \sum_{n=0}^{\infty} c_nx^n - d_1 \sum_{n=0}^{\infty} c_nx^{n+1} - \\ - d_2 \sum_{n=0}^{\infty} c_nx^{n+2} - d_3 \sum_{n=0}^{\infty} c_nx^{n+3} = 0 \end{aligned}$$



Фиг.1. а) Изменение α по ширине проставки:

- $w = 17,2$ м/с, кор. расп.,
- $w = 11,7$ м/с, шах. расп.,
- · - · - $w = 11,0$ м/с, кор. расп.

б) Относительная температура проставки:

- при изменяющемся α ——— шахм. расп.,
- корид. расп.,
- при постоянном α — · - · шахм. расп.,
- корид. расп.

в) Зависимость Δt_{\max} от толщины проставки b при

- различных температурах в корне проставки \bar{t}_k :
- $\bar{t}_k = 300^\circ\text{C}$, ----- $\bar{t}_k = 350^\circ\text{C}$,
- · - · - $\bar{t}_k = 400^\circ\text{C}$.

г) Зависимость Δt_{\max} от разности температур газов и металла в корне проставки \bar{v}_2 при различных толщинах проставки.

Полагая c_{-1}, c_{-2} и c_{-3} равными нулю, полученное уравнение можно переписать в виде:

$$\sum_{n=0}^{\infty} (n+2)(n+1)c_{n+2}x^n - d_0 \sum_{n=0}^{\infty} c_n x^n - d_1 \sum_{n=0}^{\infty} c_{n-1}x^n - d_2 \sum_{n=0}^{\infty} c_{n-2}x^n - d_3 \sum_{n=0}^{\infty} c_{n-3}x^n = 0.$$

Складывая данные ряды и приравнивая коэффициенты при одинаковых степенях x нулю, получим

$$(n+2)(n+1)c_{n+2} - d_0 c_n - d_1 c_{n-1} - d_2 c_{n-2} - d_3 c_{n-3} = 0.$$

Разрешая это равенство относительно c_{n+2} , получим рекуррентную формулу

$$c_{n+2} = \frac{d_0 c_n + d_1 c_{n+1} + d_2 c_{n+2} + d_3 c_{n+3}}{(n+2)(n+1)} \quad (6)$$

для определения последующих коэффициентов искомого ряда по предыдущим. Коэффициенты, начиная со второго, можно получить из (6), полагая последовательно $n = 0, 1, 2, \dots$.

Выразим c_n через c_0 и c_1 :

$$c_n = c_0 a_n + c_1 b_n, \quad n = 2, 3, \dots, \quad (7)$$

где коэффициенты a_n и b_n определяются из (7), полагая c_0 и c_1 последовательно равными нулю.

Учитывая выражение (7), запишем искомый ряд в виде:

$$\vartheta = c_0 \left(1 + \sum_{n=2}^{\infty} a_n x^n \right) + c_1 \left(x + \sum_{n=2}^{\infty} b_n x^n \right). \quad (8)$$

Подставляя в выражение (8) граничные условия (2), найдем постоянные c_0 и c_1 .

Для расчета температурного поля проставки по вышеизложенной методике составлена программа для ЭЦВМ "МИР-2", в которой дополнительно учтена зависимость коэффициента теплопроводности проставки от температуры при помощи метода итераций.

Расчеты температурных полей проставки произведены для температур в корне проставки 300, 350 и 400°C, температур омывающих газов 650°C, толщин проставки 4, 5, 6, 7, 8 мм. Расчеты проведены для межтрубных шагов $s_1''/d=1,6$ и $s_2''/d=2,9$.

Максимальные температуры проставки, полученные при расчете по данной методике, сравнены с максимальными температурами проставки, рассчитанными по методике [1].

Результаты сравнения представлены на фиг. 1. Отличие максимальных температур проставки для указанных на графиках диапазонов параметров не превышает 10°C .

Л и т е р а т у р а

Г. Левченко Г.И., Лисейкин И.Д.,
Копелиович А.М. Методика расчета температурного режима мембранных конвективных поверхностей нагрева с использованием безразмерных температур. — "Энергомашинострое-ние", 1976, № 2, с. 4-8.

V. Marchenkov, A. Veski

Determination of Fins' Temperature of Finned Surface with Variable Heat Transfer Coefficient

Summary

This paper presents the solution of heat transfer equation with variable heat transfer coefficient. The solution is compared with that of constant heat transfer coefficient.

ИСТОЧНИК ИЗЛУЧЕНИЯ СРАВНЕНИЯ ДЛЯ
ИНФРАКРАСНОГО СПЕКТРОМЕТРА

При исследовании спектральной излучательной способности твердых поверхностей в установках на базе двухлучевого инфракрасного спектрометра (например, ИКС-14) целесообразно размещать излучающий образец, а также источник излучения сравнения в кюветное отделение спектрометра на оси оптических каналов последнего [1, 2], не применяя собственного источника излучения (глобара) спектрометра. Это связано с необходимостью плавного регулирования температуры источника излучения и точного определения его температуры, чего не позволяют источники излучения типа глобар.

По стандартной схеме глобара двухлучевого спектрометра, излучение которого при помощи зеркал разделяют между каналами, длина и оптические свойства которых идентичны, нет необходимости иметь строго черный или серый излучатель. При использовании же отдельного источника излучения сравнения возникает необходимость точного знания его излучательной способности в зависимости от длины волны и температуры. Следовательно, целесообразно иметь в данном случае источник излучения типа абсолютно черного тела (АЧТ).

Учитывая особенности оптической схемы спектрометра ИКС-14 (монокроматор сфокусирован на входную диафрагму), в центре его кюветного отделения визируемая им площадь довольно большая и составляет при использовании дополнительных диафрагм диаметром 1 мм 8×32 мм.

Для обеспечения достаточно высокой эффективной излучательной способности такого излучателя, необходимо, естественно, увеличивать его диаметр. При ограниченной глубине кюветного отделения ИКС-14 возникает проблема обеспечения

изотермичности стенок полости излучателя, что является основным требованием к конструкции модели АЧТ.

Одним путем обеспечения изотермичности поверхностей цилиндрической полости является применение торцевых экранов внутри прямо нагреваемого электротоком цилиндра.

В доступной для авторов литературе нет рекомендаций для оценки эффективности модели АЧТ в виде излучающей щели конечной длины на боковой поверхности закрытой с торцов короткого цилиндра. В данной статье проведен расчет эффективности вышеописанной и изображенной на фиг. 1 модели АЧТ, применив для этого метод зонального расчета [3].

При зеркальном характере отражения материала излучателя (если излучатель изготовлен из металла или полированного графита) эффективная излучательная способность полости модели АЧТ определяется как [4]

$$\varepsilon_{эф} = \sum_{i=2}^n \varepsilon_i \Phi_{i1}, \quad (1)$$

где Φ_{i1} - разрешающие угловые коэффициенты всех элементов излучающей системы относительно зонн № 1 (излучающей щели);

ε_i - излучательная способность поверхности материала i -й зонн.

Разрешающие угловые коэффициенты Φ_{ij} , учитывающие многократные отражения в системе, определяют по простым угловым коэффициентам φ_{ij} , которые, в общем случае, могут быть найдены по формуле

$$\varphi_{ij} = \frac{1}{A_i} \iint_{A_i A_j} \frac{\cos \beta_i \cos \beta_j}{\pi s^2} dA_i dA_j, \quad (2)$$

где A_i, A_j - поверхности зонн;

β_i, β_j - углы между нормальными соответствующих поверхностей и направлением луча;

s - длина луча.

Для расчета φ_{12} данного излучателя формула (2) принимает вид:

$$\varphi_{12} = \frac{1}{A_1 \pi} \int_{\varphi_2 = \alpha}^{2\pi} \int_{\varphi_1 = 0}^{\alpha} \int_{z_2 = 0}^L \int_{z_1 = \frac{L-B}{2}}^{\frac{L+B}{2}} \frac{[R_2(1 - \cos(\varphi_2 - \varphi_1))]^2 dz_1 dz_2 d\varphi_1 d\varphi_2}{[2R^2(1 - \cos(\varphi_2 - \varphi_1)) + (z_2 - z_1)^2]^2}, \quad (3)$$

где α - угол "раскрытия" щели;
 R - радиус цилиндра;
 L - высота цилиндрической полости;
 B - высота щели.

Угловые коэффициенты $\varphi_{3,4} = \varphi_{4,3}$ определены по известной из [4] формуле:

$$\varphi_{3,4} = 1 + \frac{R^2}{2L^2} - \frac{L}{2R^2} \sqrt{4R^2 + L^2}, \quad (4)$$

Остальные угловые коэффициенты найдены по свойствам замкнутости и взаимности.

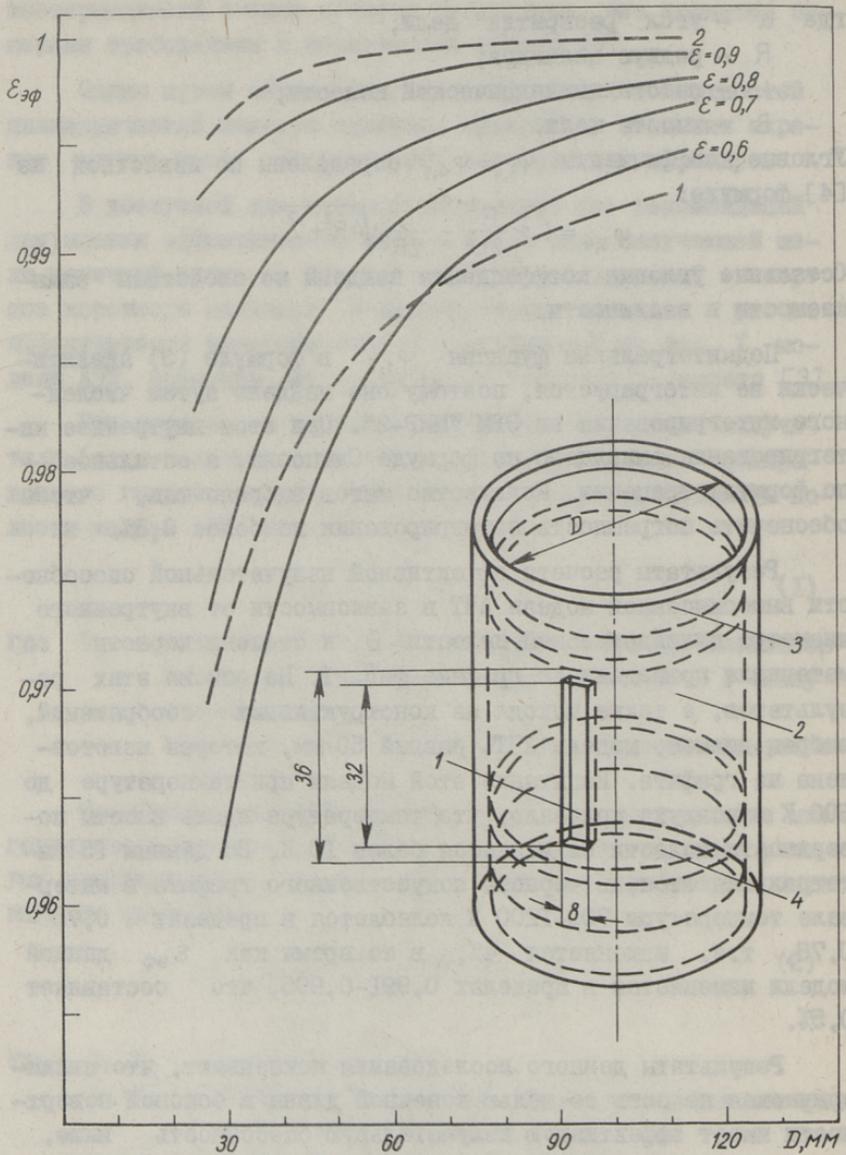
Подынтегральная функция $\varphi_{1,2}$ в формуле (3) аналитически не интегрируется, поэтому она найдена путем численного интегрирования на ЭВМ "МИР-2". При этом внутреннее интегрирование выполнено по формуле Симпсона, а остальное - по формуле трапеции. Количество шагов выбрано так, чтобы обеспечить погрешность интегрирования не более 0,5%.

Результаты расчета эффективной излучательной способности вышеописанной модели АЧТ в зависимости от внутреннего диаметра цилиндрической полости D и степени черноты ее материала приведены на графике фиг. 1. На основе этих результатов, а также исходя из конструктивных соображений, выбран диаметр модели АЧТ, равный 50 мм, которая изготовлена из графита. Испытание этой модели при температуре до 800 К в воздухе показало, что температура вдоль высоты поверхности полости не меняется более 10 К. По данным [5] интегральная степень черноты искусственного графита в интервале температуры 700-1200 К колеблется в пределах 0,75 - 0,78, т.е. изменяется 4%, в то время как $\varepsilon_{эф}$ данной модели изменяется в пределах 0,991-0,995, что составляет 0,5%.

Результаты данного исследования показывают, что цилиндрическая полость со щелью конечной длины в боковой поверхности имеет эффективную излучательную способность выше, чем бесконечная цилиндрическая полость с бесконечной щелью. В [6] приведена формула

$$\varepsilon_{эф\infty} = 1 - \rho \frac{d_0}{2D}, \quad (5)$$

где d_0 - ширина щели;
 по которой рассчитана кривая I на фиг. 1 при $\rho = 0,2$
 (т.е. $\varepsilon = 0,8$) и $d_0 = 8$. С другой стороны, $\varepsilon_{эф}$ для полости



Фиг.1. Цилиндрическая модель АЧТ и результаты определения ее эффективной излучательной способности.

с круглым отверстием с эквивалентным диаметром $d = 12,5$, рассчитанная по приведенной в [6] формуле,

$$\epsilon_{\text{эф}_0} = 1 - \rho \frac{d_0^2}{4D^2}, \quad (6)$$

имеет, естественно, при тех же значениях ρ и D значения выше (кривая 2, фиг. 1), чем рассматриваемая модель.

В заключение можно отметить, что данная работа показывает возможность применения методов зонального расчета при оценке эффективности моделей АЧТ. Расчеты по формуле (1) позволяют при необходимости учесть также разность степеней черноты разных поверхностей модели АЧТ.

Л и т е р а т у р а

1. М и к к И.Р., Т и й к м а Т.Б. О поглощательной способности загрязненных лучевоспринимающих поверхностей парогенераторов. - Материалы У Всесоюзной конференции по теплообмену, т. 8. Минск, 1976, с. 303-309.

2. С л о б о т к и н Л.С., С о т н и к о в - Ю ж и к Ю.М. Методы определения терморadiационных свойств полимерных покрытий. Минск, "Наука и техника", 1977, 160 с.

3. Н е в с к и й А.С. Лучистый теплообмен в печах и топках. М., "Металлургия", 1971, 439 с.

4. С п е р р о у Э.М., С е с с Р.Д. Теплообмен излучением. Л., "Энергия", 1971, 294 с.

5. Излучательные свойства твердых веществ. Под ред. Ш е й н д л и н а А.Е., М., "Энергия", 1974, 471 с.

6. В у л ь ф с о н К.С., Л и б и н И.Ш. Шелевой излучатель для спектрофотометрических измерений. - Журнал технической физики, т. 22, 1952, вып. 3, с. 525-529.

An Etalon Source of Radiation for Infrared Spectrometers

Summary

In this article the description of the construction of an isothermal radiation source (black body model) for the infrared spectrometer ИКС-14 is given, with screens to limit the heat flux along the axis of a cylindrical radiator.

The calculation of the efficiency of the black body model is also given.

И. А. Клевцов, И. Р. Маак

МЕТОДЫ И ПРИБОРЫ РАЗДЕЛЕНИЯ ЛУЧИСТО-
КОНВЕКТИВНОГО ТЕПЛООБМЕНА В ПРОМЫШЛЕННЫХ ПЕЧАХ

Развитие промышленных печей, в частности печей термообработки крупных поковок, продиктовано растущими требованиями как к интенсивности, так и к точности и равномерности нагрева и идет, в основном, по пути интенсификации процесса за счет активной рециркуляции газов. Это ставит перед экспериментаторами необходимость исследования локальных параметров внешнего теплообмена и, в ряде случаев, отдельного измерения лучистой и конвективной составляющих теплового восприятия садки. Задача выполнима только с помощью термозондов разделения лучисто-конвективного теплообмена, обзору и анализу применимости которых к исследованию печей и посвящена данная статья.

При проведении экспериментального разделения составляющих сложного теплообмена большинство исследователей полагает, что выполняется принцип аддитивности. В таком случае измеренная некоторым датчиком плотность теплового потока равна сумме конвективной и лучистой составляющих теплового восприятия минус собственное излучение датчика (1). С другой стороны, отведенное тепло, например, при использовании в качестве датчика термостолбика, обратно пропорционально его термосопротивлению и прямо пропорционально измеренной разности температур (2):

$$q_i = q_{k,i} + \alpha_i q_n - q_{\text{соб},i} = \alpha_i (T_{\text{ср}} - T_i) + \alpha_i q_n - \varepsilon_i \sigma_0 T_i^4 \quad (1)$$

$$q_i = 1/R(T_i - T_{n,i}), \quad (2)$$

где q_i - воспринятый датчиком тепловой поток;
 i - номер датчика теплового потока;

- q_k - конвективная составляющая тепловосприятия датчика;
 q_n - падающий лучистый тепловой поток;
 $q_{\text{соб}}$ - собственное излучение датчика;
 $T_{\text{ср}}$ - температура газового потока;
 T, T_n - температуры поверхности и холодного спая датчика;
 d, ε - поглощательная способность и степень черноты датчика;
 α - коэффициент конвективной теплоотдачи датчика;
 R - термосопротивление термостолбика датчика.

В зависимости от того, какие величины определяются при тарировке приборов, в ходе измерений и из решения систем (1), (2) меняется минимально необходимое число датчиков и принцип разделения составляющих сложного теплообмена.

Исторически одним из первых был, очевидно, метод, использующий зависимость коэффициента теплоотдачи (КТО) конвекцией между средой и поверхностью датчика термозонда от линейных размеров одинаковых по форме датчиков, например, от диаметра для цилиндрического (шарового) датчика. Первоначально метод был использован для измерения температуры газового потока с помощью нескольких термопар различного диаметра (без отвода тепла, $q_i = 0$) сведением к нулевому диаметру [2]. Затем метод был применен для определения степени черноты поверхностей, для исследования, например, радиационных свойств покрытий и материалов [3] и, наконец, для определения q_n и α [4]. В данном случае был использован термозонд (фиг. 1, а), составленный также из термопар различного диаметра. Термопары представляли собой цилиндры из материала с малой теплопроводностью, чтобы исключить отток тепла вдоль оси, и с известной степенью черноты поверхности. Используя систему (1), которая в данном случае переписывается в виде

$$\alpha_i (T_{\text{ср}} - T_i) = \alpha q_n - \varepsilon \sigma_0 T_i^4, \quad (3)$$

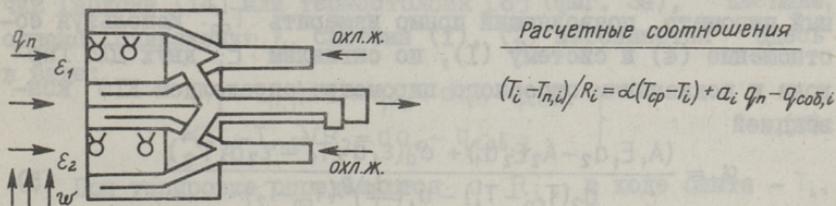
и полученное в ходе предварительной тарировки соотношение

$$\alpha_i d_i^p = \text{const}, \quad (4)$$

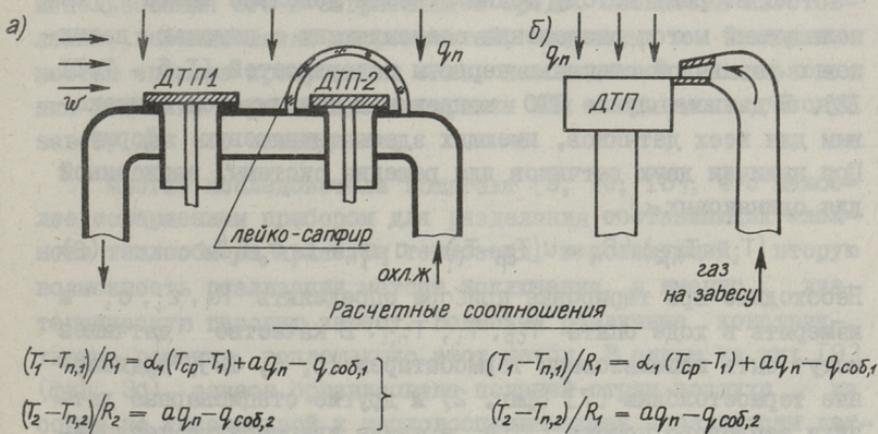
определяем по показаниям трех термопар различного диаметра величины $T_{\text{ср}}$, α_i и q_n . Основным недостатком данного термозонда применительно к измерениям в термических печах состоит, по-видимому, в том, что при относительно малых α_i



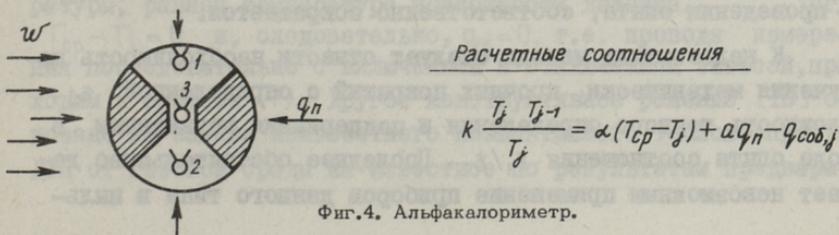
Фиг.1. Термозонды с ДТП различного диаметра.



Фиг.2. Термозонд с ДТП различной степени черноты.



Фиг.3. Зонды с вакуумированием (а) и газовой завесой (б).



Фиг.4. Альфакалориметр.

и близких значениях температур газов и ограждений полезный сигнал зонда будет одного порядка с погрешностью измерений. Кроме того, здесь нет возможности измерить полусферическое значение q_n .

Вторая возможность применения данного метода реализована [16] в конструкции термозонда (фиг. 1, б), где, в отличие от фиг. 1, а, на двух водосхлаждаемых цилиндрах устанавливаются датчики теплового потока (ДТП), например, датчики Гардона. Вместо третьего цилиндра использован отсосный пирометр, позволяющий прямо измерить T_{cp} . Используя соотношение (4) и систему (1), по сигналам E_i двух ДТП Гардона и показаниям отсосного пирометра определяем КТО конвекцией

$$\alpha_1 = \frac{(A_1 E_1 a_2 - A_2 E_2 a_1) + \sigma_0 (\varepsilon_1 a_2 T_1^4 - \varepsilon_2 a_1 T_2^4)}{a_2 (T_{cp} - T_1) - a_1 \left(\frac{d_1}{d_2}\right)^p (T_{cp} - T_2)} \quad (5)$$

а также $q_{\text{к}}$ и q_n (здесь и далее для ДТП Гардона $q_i = E_i A_i$, A_i - чувствительность i -го ДТП).

Ко второму методу можно отнести довольно часто используемый метод разделения составляющих с помощью датчиков с различной степенью черноты поверхностей [1, 5 - 7, II, I2]. В данном случае КТО конвекцией принимается одинаковым для всех датчиков, имеющих здесь одинаковую форму. При наличии двух датчиков для решения системы, записанной для одинаковых α_i ,

$$(T_i - T_{n,i}) / R_i = \alpha (T_{cp} - T_i) + a_i q_n - \varepsilon_i \sigma_0 T_i^4 \quad (6)$$

Необходимо при тарировке прибора определить R_i , ε_i , a_i и измерить в ходе опыта T_{cp} , T_i , $T_{n,i}$. В качестве датчиков могут быть использованы термобатареи [5, 6, I2], обычные термостолбики [7] (фиг. 2) и другие стационарные датчики теплового потока (ДТП), а также инерционные термометры [II]. При увеличении числа ДТП с различной ε_i поверхности, количество параметров, определяемых при тарировке и проведении опыта, соответственно сокращается.

К недостаткам метода следует отнести необходимость получения механически прочных покрытий с определенной ε_i , сложность точного определения и поддержания неизменным в ходе опыта соотношения $\varepsilon_1/\varepsilon_2$. Последнее обстоятельство делает невозможным применение приборов данного типа в пыль-

ной и влажной средах, могущих изменить указанное соотношение.

Третий метод разделения составляющих основан на исключении конвективного теплообмена для одного из датчиков. Одна из возможностей реализации данного метода заключается в изоляции одного из датчиков от газового потока помещением его в вакуумированную полость, закрытую окном из материала с широкой полосой спектра пропускания. Могут быть также использованы ДТП различного типа, например, датчик Гардона [14] или термостолбик [8] (фиг. 3а), имеющие, однако, одинаковую ε . Система (1), (2) переписывается здесь в виде:

$$\left. \begin{aligned} (T_1 - T_{n,1})/R_1 &= q_{k,1} + \alpha q_n - q_{\text{сод},1} \\ (T_2 - T_{n,2})/R_2 &= \alpha q_n - q_{\text{сод},2} \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

При тарировке определяются α , R_i , в ходе опыта — T_i , из решения системы (7) — $q_{k,1}$, q_n . При необходимости определения α , следует в ходе опыта измерить также $T_{\text{ср}}$.

К недостаткам метода следует отнести невозможность использования его в загрязняющей среде, сложность изготовления, возникновение погрешностей, связанных с селективностью спектра пропускания окна, необходимость использования для окна жаростойкие материалы или создавать газовую завесу для его охлаждения.

Многие исследователи полагают [9, 10, 15], что наиболее совершенным прибором для разделения составляющих сложного теплообмена является термосонд, использующий вторую возможность реализации метода исключения, а именно, диатермическую газовую завесу. Возможны различные конструктивные решения, воплощающие этот метод. В одном из них [9] (фиг. 3б) завеса организована подачей струи воздуха из сопла по касательной к тепловоспринимающей поверхности датчика, при этом расход воздуха регулируется таким образом, чтобы, проходя через сопло, он успел подогреться до температуры, равной температуре поверхности датчика. Тогда $T_{\text{ср}} - T_i = 0$ и, следовательно, $q_k = 0$, т.е. проводя измерения последовательно с включенной и отключенной завесой, приходим к системе (7). Другое конструктивное решение [15] основано на замене неизвестного конвективного теплообмена ДТП от газовой среды на известное по результатам предвари-

тельной тарировки конвективное тепловосприятие (теплоте-ри) от газовой завесы (в зависимости от расхода газа на за-весу). Кроме того, по результатам предварительной тариров-ки для термозондов с завесой необходимо найти минимальный расход газа на завесу, при котором полностью исключено влияние печных газов.

К недостаткам данной конструкции следует, видимо, от-нести трудоемкость проведения измерений, что приводит к увеличению затрат времени и может существенно сказаться при исследовании нестационарных печных процессов.

К четвертому методу относится, видимо, возможность разделения составляющих с использованием ДТН, имеющих раз-личную температуру тепловоспринимающей поверхности при одинаковой ε и линейных размерах. Примером реализации ме-тода с использованием инерционного ДТН может служить опи-санный в [13] так называемый альфакалориметр (фиг. 4.), пред-ставляющий собой длинный металлический цилиндр, составлен-ный из изолированных между собой вдоль оси четырех секто-ров. Температуры двух из них и температура центра фиксиру-ются по показаниям термопар в процессе опытного нагрева. Уравнения (1), (2) записываются для текущих значений тем-пературы альфакалориметра в виде:

$$k \frac{T_j - T_{j-1}}{\tau_j} = \alpha (T_{cp} - T_j) + \sigma q_n - \varepsilon \sigma T_j^4, \quad (8)$$

где j - номер шага по времени;
 k - коэффициент альфакалориметра.

Система (8) содержит пять неизвестных, следовательно, проводя более пяти измерений, получим переопределенную си-стему, что при использовании метода наименьших квадратов повысит точность ее решения. Таким образом, вся трудность эксперимента здесь переносится в расчетную область. Однако система (8) является плохо обусловленной, и при ее решении возникают значительные трудности математического характера. При условии их преодоления данный метод может оказаться ценным универсальным методом исследования сложного тепло-обмена в печах, но до настоящего времени находится в стадии разработки.

В заключение следует отметить, что наиболее точным прибором для разделения составляющих сложного теплообмена

является, очевидно, термозонд с воздушной завесой. Однако в ряде случаев, например, при исследовании переходных процессов, где необходима высокая скорость проведения измерений, очевидно преимущество термозонда [16]. Необходимо также иметь в виду, что для всех термозондов характерны трудности с переходом от $c_{\text{ж}}$ зонда к конвективному тепловосприятию исследуемой поверхности. Точность пересчета (например, с переходом на скорость газового потока) различна для разных типов термозондов, что также необходимо учитывать при выборе прибора для конкретных исследований.

Л и т е р а т у р а

1. Г е р а щ е н к о О.А. Основы теплотрии. Киев, "Наукова думка", 1971, 192 с.
2. П и к а ш о в В.С. и др. К вопросу измерения температуры пламени методом экстраполяции к нулевому диаметру. - Сб.: Процессы горения и термическая обработка металлов. Киев, "Наукова думка", 1967.
3. А н у ф р и е в А.А. и др. Новый метод определения излучательной способности материалов. - "Измерительная техника", 1976, № 2.
4. И д и а т у л л и н З.Г., Ц и б и н о г и н О.Г. Методика измерения температуры газа и тепловых потоков в топках парогенераторов. - "Теплоэнергетика", 1976, № 4, с. 40-43.
5. Авт.свидетельство № 251872.
6. Авт. свидетельство № 313097.
7. Б а т и е в с к и й В.Л. Расчет относительных величин лучистой и конвективной составляющих теплового потока. - Сб.: Исследование явлений переноса в сложных системах. Минск, 1974, с. 194-197.
8. Авт.свидетельство № 345380.
9. К а р а с и н а Э.С., А г р е с с Б.А. Определение конвективной составляющей тепловосприятия термозонда. - "Теплоэнергетика", 1976, № 8, с. 81-83.

10. С е д е л к и н В.М. и др. К методике экспериментального исследования локальных характеристик сложного теплообмена в натуральных топках. - Тр. ВНИПИКИ газопромышленного оборудования. 1975, вып. 3.

11. Б е г у н к о в а А.Ф. и др. Нестационарный металлургический тепломер. Изв. вузов. Приборостроение, 15, 1972, № 3.

12. Г е р а щ е н к о О.А. и др. Раздельное измерение лучистой и конвективной составляющих теплового потока с помощью ДП. - Сб.: Вопросы техн. теплофизики, Киев, "Наукова думка", 1968.

13. Исследование динамики теплообмена в пылесланцевых котлах. - Отчет НИР, ТПИ, Таллин, 1976, 87 л. с ил.

14. S t e m p e l, F.C., R a l l, D.L. Direct heat transfer measurements. - ISA Journal, 1964, v. 11, N 4, pp. 68-73.

15. Н о о г е н д о о р н, C.J. Heat-flux studies in vertical tube furnaces. - J. of the Inst. Fuel, 1970, v. 43, N 359, pp. 511-516.

16. М и к к И.Р., К л е в ц о в И.А. Термозонд. Заявка № 25511 81/18-10 151897 от 07.12.1977. Реш. ком. по делам изобр. СМ СССР о выдаче авторского свидетельства от 31.08.1978.

I. Klevtsov, I. Mikk

Methods and Separation Instruments of a Net Heat Flux into Radiant and Convective Components in Industrial Furnaces

Summary

This paper presents the classification and a brief critical review of methods and instruments for the separated measurement of radiation and convective components of compound heat-exchanging. Also the analysis of the application of some certain instruments for the research of thermal furnaces operation is given. The method based on the application of diathermal gas screen is admitted as the most perfect one.

ТРЕХМЕРНАЯ МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ТЕРМИЧЕСКОЙ ПЕЧИ

I. Общая характеристика модели

Составлены два варианта трехмерной математической модели термической печи. Сокращенно они в дальнейшем называются первой и второй моделью.

В первой модели термическая печь рассматривается в виде прямоугольного параллелепипеда. Садка состоит из одного прямоугольного параллелепипеда, находящегося симметрично относительно боковых стен. Относительно пода и свода садка может находиться несимметрично. Расположение и очередность стенок печи и граней садки относительно координатных осей строго определены. Газ рассматривается изотермическим.

Первая модель позволяет исследовать:

- влияние селективности газа на лучистый теплообмен печи;
- влияние отдельных стенок печи на равномерность температурного поля садки, изменяя при этом либо температуру стенок, либо их оптические свойства;
- влияние конвективного теплообмена на равномерность температурного поля садки.

Вторая модель более общая. Она может имитировать сложную садку, состоящую из параллелепипедов и цилиндров. Конфигурация печи может иметь свод или быть представлена в виде прямоугольного параллелепипеда, как и в первой модели. Учитывается неизотермичность газового объема печи, для чего применяется зональный метод расчета.

При помощи второй модели по сравнению с первой можно дополнительно исследовать:

- температурное поле сложной садки;

- влияние отдельных маленьких участков стенок печи на температурное поле садки (имитация горячих образцов горелок);

- влияние неизотермичности газового объема на теплообмен в печи.

Из-за ориентации на самые доступные, но с довольно ограниченными возможностями ЭВМ, в модели не рассмотрены вопросы, связанные с определением распределения температур по уравнениям горения и с теплопередачей через кладку. Температурное поле стен печи и газового объема задается постоянным во времени.

Так как поле скоростей известно приближенно, отказались от расчета коэффициента теплоотдачи α , исходя из скорости газа. При определении конвективной составляющей α задается. Имеется возможность задавать для разных зон поверхности садки разное значение коэффициента теплоотдачи.

В обоих вариантах все плоскости (стены печи, грани садки) параллельны координатным плоскостям. Образующие цилиндрических поверхностей параллельны координатной оси X , которая направлена вдоль печи. Во второй модели предполагается, что в пространстве свода нет садки.

2. Температурное поле садки

Оба варианта математической модели делятся на две основные части: внутреннюю и внешнюю задачу. В рамках внутренней задачи определяется изменяющееся во времени температурное поле садки, учитывая зависимость теплофизических параметров от температуры. Для этого решается нелинейное параболическое дифференциальное уравнение теплопроводности методом drobных шагов [1].

Алгоритм одномерной задачи, применяемый на каждом drobном шаге, - шеститочечная двухслойная неявная схема с весом явной схемы 0,5 и фактически совпадает с известной схемой Кранк-Николсона [4].

Для средних узловых точек получается следующая общая формула:

$$-p_1 B \theta_{i-1}^{k+\frac{1}{3}j} + (1+2p_2 B) \theta_i^{k+\frac{1}{3}j} - p_3 \cdot B \theta_{i+1}^{k+\frac{1}{3}j} =$$

$$\begin{aligned}
&= p_1 B \theta_{i-1}^{k+\frac{1}{3}(j-1)} + (1-2p_2 B) \theta_i^{k+\frac{1}{3}(j-1)} + p_3 B \theta_{i+1}^{k+\frac{1}{3}(j-1)} + \\
&+ \frac{p_4 B}{2\lambda} \frac{\partial \lambda}{\partial \theta} (\theta_{i-1}^{k+\frac{1}{3}(j-1)} - \theta_{i+1}^{k+\frac{1}{3}(j-1)})^2, \quad (I)
\end{aligned}$$

где i - индекс по геометрическому размеру;

k - индекс шага времени;

j - индекс дробного шага времени;

B - безразмерное время (критерий Fo)

$$B = \frac{a \cdot \Delta \tau}{2h^2};$$

a - коэффициент теплопроводности;

$\Delta \tau$ - шаг по времени;

h - шаг по геометрическому размеру;

θ - безразмерная температура

$$\theta = \frac{t + 273,15}{273,15};$$

t - температура узловой точки, $^{\circ}C$;

p_1, p_2, p_3, p_4 - коэффициенты, которые учитывают геометрический образ и направление.

При параллелепипеде используется прямоугольная система координат, при цилиндре - цилиндрическая.

Значение коэффициентов p_1, p_2, p_3, p_4 :

I. Прямоугольный параллелепипед $p_1 = p_2 = p_3 = p_4 = 1$
во всех направлениях.

II. Цилиндр

I. Первое направление по радиусу

- от первой точки (на поверхности) до центра

$$p_1 = 1 + \frac{\Delta r}{2r}; \quad p_2 = 1; \quad p_3 = 1 - \frac{\Delta r}{2r}; \quad p_4 = 1$$

- в центральной точке, если она имеется

$$p_1 = p_2 = p_3 = p_4 = 1$$

- от центра до последней точки

$$p_1 = 1 - \frac{\Delta r}{2r}; \quad p_2 = 1; \quad p_3 = 1 + \frac{\Delta r}{2r}; \quad p_4 = 1$$

Δr - шаг по радиусу;

r - радиус в узловой точке с индексом i ;

2. Второе направление вдоль образующей цилиндра

$$p_1 = p_2 = p_3 = p_4 = 1$$

3. Третье направление по углу

$$p_1 = p_2 = p_3 = p_4 = 1/r^2$$

r - радиус окружности, на которой находятся узловые точки.

Формулы для конечных узлов, находящихся на поверхности

1. Для первой точки (начало направления)

$$\begin{aligned} (1+B)\theta_0^{k+\frac{1}{3}j} - B\theta_1^{k+\frac{1}{3}j} &= (1-B)\theta_0^{k+\frac{1}{3}(j-1)} + \\ + B\theta_1^{k+\frac{1}{3}(j-1)} &+ \frac{B \cdot h}{273,15 \cdot \lambda} \left\{ p_1(q_V^{k+\frac{1}{3}(j-1)} + q_V^{k+\frac{1}{3}j}) + \right. \\ + \frac{h}{2\lambda^2} \frac{\partial \lambda}{\partial t} &\left. [(q_V^{k+\frac{1}{3}j})^2 + (q_V^{k+\frac{1}{3}(j-1)})^2] \right\} \end{aligned} \quad (2)$$

2. Для последней точки

$$\begin{aligned} -B\theta_{N-1}^{k+\frac{1}{3}j} + (1+B)\theta_N^{k+\frac{1}{3}j} &= B\theta_{N-1}^{k+\frac{1}{3}(j-1)} + \\ + (1-B)\theta_N^{k+\frac{1}{3}(j-1)} &+ \frac{B \cdot h}{273,15 \lambda} \left\{ p_3(q_V^{k+\frac{1}{3}j} + \right. \\ + q_V^{k+\frac{1}{3}(j-1)}) &+ \frac{h}{2\lambda^2} \frac{\partial \lambda}{\partial t} [(q_V^{k+\frac{1}{3}j})^2 + (q_V^{k+\frac{1}{3}(j-1)})^2] \left. \right\}, \end{aligned} \quad (3)$$

$q_V^{k+\frac{1}{3}j}$ — воспринятый точкой поверхности тепловой поток на конце дробного интервала времени;
 $q_V^{k+\frac{1}{3}(j-1)}$ — воспринятый точкой поверхности тепловой поток в начале дробного интервала времени.

В формулах (2) и (3) $B = \frac{\alpha \cdot \Delta \tau}{h^2}$.

Ленточная матрица неявной схемы для прямоугольного параллелепипеда и первых двух направлений цилиндра решается методом прогонки. В третьем направлении цилиндра ленточность матрицы нарушается и приходится применять метод исключения Гаусса, что приведет к увеличению времени расчета.

Воспринятый точкой поверхности тепловой поток на конце дробного интервала времени $q_V^{k+\frac{1}{3}j}$ в первом приближении взят равным тепловому потоку в начале интервала времени $q_V^{k+\frac{1}{3}(j-1)}$. Для увеличения точности в модели имеется возможность применять двухшаговую итерацию, решая всю систему заново.

3. Теплообмен между садкой и окружающей средой

Постоянство во времени температур и оптических свойств кладки печи и газа позволяет вычислить падающий тепловой

поток на поверхность садки только один раз во время работы модели. В дальнейшем воспринятый какой-то точкой поверхности садки тепловой поток определяется как разность между постоянным во времени падающим тепловым потоком для этой точки и собственным излучением точки.

Расчет падающего лучистого потока начинается с определения обобщенных взаимных поверхностей между большими поверхностями (стены печи, грани садки). Перед четырехкратным интегрированием определяется принципиальная видимость (могут ли вообще рассматриваемые поверхности видеть друг-друга) двух поверхностей. При частичной видимости поверхность делится на видимую и невидимую части — определяются новые пределы интегрирования. Разведка лучевого канала на затенение происходит в процессе интегрирования. После определения координат начальной и конечной точки луча на обеих интегрируемых поверхностях проверяется, происходит ли пересечение луча с поверхностями в пределах заданных фигур.

Затем вычисляются разрешающие взаимные поверхности между вышеупомянутыми поверхностями и участками поверхности около узловых точек поверхности садки. Для уменьшения объема расчета последние считаются маленькими и применяется двукратное интегрирование. Суммирование произведений разрешающих взаимных поверхностей и излучающих способностей поверхностей дает лучистый тепловой поток на точку поверхности садки. В итоге составляется таблица, где для каждой конечной узловой точки сетки, находящейся на поверхности, даны падающие тепловые потоки по спектральным полосам.

При определении взаимных разрешающих поверхностей поверхностями считаются и грани садки, температура которых изменяется. Это ведет к некоторой неточности, которая растет со временем. Во избежание слишком большой погрешности алгоритм предусматривает пересчет падающих тепловых потоков в зависимости от повышения температуры садки. Ясно, что из-за большого объема расчета, пересчет может происходить только 1-2 раза во время работы модели.

Чтобы учесть селективность излучения, расчет ведется по спектральным полосам. В первой модели печи весь спектр делится на 4 участка. Порядок прозрачных и поглощающих полос определяется алгоритмом. Во второй модели печи число

и порядок поглощающих и прозрачных полос спектра строго не определены. В каждой полосе пропускательная и излучательная способность газа определяются по простым формулам

$$\begin{aligned} D &= e^{-k_n H}, \\ \alpha &= 1 - e^{-k_n H}, \end{aligned} \quad (4)$$

где k_n — коэффициент ослабления луча для спектральной полосы;

H — длина луча.

Для определения средних k_n для полос можно применить точные модели излучения, в частности, модель Эдвардса [3].

4. Неизотермичность газа

Пространство печи делится на ряд газовых зон. В пределах одной газовой зоны температура и оптические свойства газа постоянны.

Газовая зона представляет собой прямоугольный параллелепипед, грани которого параллельны координатным плоскостям. Газовая зона характеризуется температурой и шестью предельными координатами по трем осям. Для учета селективности газа даны коэффициенты ослабления для разных полос спектра.

Расчет на неизотермичность газа производится в ходе интегрирования. Если луч, данный координатами своих конечных точек на двух интегрируемых поверхностях, не пересекается другими поверхностями, начинается цикл проверки прохождения луча через разные газовые зоны.

Если луч проходит данную газовую зону, то определяется длина пути луча в газовой зоне и пропускание излучения газовой зоной по формуле (4). Собственное излучение газа в спектральной полосе вдоль луча

$$I_n = (1 - D) I_{0n}, \quad (5)$$

I_{0n} — интенсивность излучения абсолютно черного тела в данной спектральной полосе при температуре газа.

Отрезки луча по газовым зонам в общем случае находятся геометрически в произвольном порядке в зависимости от порядка газовых зон в начальных данных. Для упорядочения

отрезков пользуются максимальными координатами отрезков, которые записываются при проверке прохождения в специальный массив.

После упорядочения отрезков луча вычисляется излучение на обе поверхности. Для этого суммируется излучение газовых зон. При этом излучение после каждой газовой зоны определяется формулой

$$I = \sum_{j=1}^{i-1} I_j \cdot D_j + I_i \quad i=2,3,\dots,N, \quad (6)$$

где I_i - излучение зоны с индексом i ;

D_i - пропускание газовой зоны с индексом i ;

$\sum_{j=1}^{i-1} I_j$ - суммарное излучение предыдущих газовых зон;

N - общее число газовых зон.

Общее пропускание излучения газом определяется формулой

$$D = \prod_{i=1}^N D_i. \quad (7)$$

Л и т е р а т у р а

1. Я н е н к о Н.Н. Метод дробных шагов решения многомерных задач математической физики. Новосибирск, "Наука", 1967, 195 с.

2. З и г е л ь Р., Хауэлл Дж. Теплообмен излучением. М., "Мир", 1975, 934 с.

3. E d w a r d s, D.K., B a l a k r i s h n a n, A. Thermal radiation by combustion gases. - Int. J. Heat Mass Transfer, 1973, vol. 16, pp. 25-40.

4. Т а м м е, Е. Arvutusmeetodid II. Tallinn, "Valgus", 1973. 276 lk.

Three-dimensional Mathematical Model of
Heat-treating Furnace

Summary

A three-dimensional mathematical model of heat-treating furnace taking into account the selectivity of gas radiation and the nonisothermality of the gas is presented. The heated material has the configuration of cylinders and rectangular parallel-epipeds. The model is introduced to investigate the influence of the following factors on the homogeneity of temperature fields in the heated material:

- 1) nonhomogeneity of wall temperature,
- 2) hot areas around the burners,
- 3) selectivity of gas radiation,
- 4) nonisothermality of the gas,
- 5) convective heat transfer.

С о д е р ж а н и е

I.	Р.Р.Алудзэ, Х.Х.Арро, В.Я.Кеэров, В.Э.Ратник, Р.В.Тоурарт. О поведении отдельных минеральных компонентов твердых примесей сланцевого масла УТТ в процессах очистки масла и образования золовых отложений.	3
2.	А.Я.Махлапуу, М.П.Нуутре, А.А.Отс, А.А.Пайст, А.П.Пообус. Перераспределение серы в процессах размола и озеленение березовского угля.	13
3.	К.Э.Раур, Л.М.Ыйспуу. Характеристики разделения сепаратора промышленной сланцеразмольной мельницы.	23
4.	Л.М.Ыйспуу, К.Э.Раур, Р.Э.Роотамм. Использование металла бил в мельницах Прибалтийской ГРЭС.	31
5.	А.А.Отс, Д.М.Егоров, К.Ю.Саар. О факторах, влияющих на образование окислов из азота топлива.	43
6.	Э.Г.Хертер, А.А.Отс. Плавкостные характеристики золы лейпцигского бурого угля.	51
7.	А.Я.Махлапуу, М.П.Нуутре, А.А.Отс, А.А.Пайст, А.П.Пообус. Физико-химическая характеристика отложений с топочных экранов при сжигании березовского угля	61
8.	Агу А.Отс. Экспериментальное исследование конденсации калиевой присадки из продуктов сгорания.	73
9.	А.А.Отс, Э.Л.Томанн. Изучение процесса высокотемпературной коррозии в первоначальной стадии в присутствии золы назаровского угля.	83
10.	А.А.Отс, Я.П.Лайд, Х.Х.Суйк. Определение характеристик высокотемпературной коррозии сталей на основе полупромышленных испытаний.	95
II.	А.А.Отс, Я.П.Лайд, Х.Х.Суйк, Р.Э.Рандманн. Исследование коррозионной стойкости хромированных труб на мазутном котле	107

12. Р.Г.Хертер, А.А. Отс. Расчет износа поверхностей нагрева парогенераторов при сжигании лейпцигского бурого угля. II7
13. В.П.Глебов, Г.В.Краснопольский, Н.Б.Эскин, И.Р.Микк, Р.А.Круус, Х.А.Кяр, В.А., Варес. Исследование термических свойств внутренних железоокисных отложений котлов СКД при различных условиях теплообмена в области докритического давления. I27
14. В.В.Марченков, А.Ю.Вески. Определение температуры проставки мембранной поверхности при изменяющемся коэффициенте теплоотдачи.. I37
15. И.Р.Микк, М.У.Ноорвяли, Т.Б.Тийкма. Источник излучения сравнения для инфракрасного спектрометра.. . . . I43
16. И.А.Клевцов, И.Р.Микк. Методы и приборы разделения лучисто-конвективного теплообмена в промышленных печах. I49
17. Т.М.Лаусмаа. Трехмерная математическая модель термической печи. I57



ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ
Труды ТПИ № 466
ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ
Теплоэнергетика XIX
Редактор И. Микк. Техн. редактор Л. Лоопер
Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 21 дек. 1978 года
Подписано к печати 31 мая 1979 года. Бумага 60x90/16
Печ. л. 10,5 + 0,5 приложение. Уч.-изд. л. 9,88
Тираж 500. МВ-07184
Ротапринт ТПИ, Таллин, ул. Коскла, 2/9. Зак. № 525
Цена руб. 1.50

© ТПИ, Таллин, 1979

ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА XIX

УДК 662.67:662.7:662.75:662.61.004.12.001.5

О поведении отдельных минеральных компонентов
твердых примесей сланцевого масла УТТ в процессах
очистки масла и образования золовых отложений.

Алудзе Р.Р., Арро Х.Х., Кеэров В.Я., Ратник В.Э.,
Тоуарт Р.В. "Труды Таллинского политехнического
института", 1979, № 466, с.3-12.

Излагаются результаты лабораторных и полупромышленных исследований, посвященных выяснению поведения отдельных минеральных компонентов сланцевого масла УТТ-500 при очистке масла, а также в процессах загрязнения поверхностей нагрева парогенераторов. Рассматривается влияние глубины очистки масла от твердых примесей на химико-минералогический состав оставшихся в масле минеральных компонентов и приводятся данные о химико-минералогическом составе золовых отложений сланцевого масла, образовавшихся в различных условиях.

Таблиц 3, биол. наименований 3.

УДК 662.642:662.6.54

Перераспределение серы в процессах размола и озоления березовского угля. Махлапуу А.Я., Нуутре М.П., Отс А.А., Пайст А.А., Пообус А.П. "Труды Таллинского политехнического института", 1979, № 466, с. 13-21.

В статье приводятся данные перераспределения общей массы, золы топлива, разновидностей серы и углекислоты карбонатов по размерным фракциям. Рассматриваются вопросы перераспределения серы и карбонатов в процессе лабораторного озоления березовского угля.

Приводится формула для расчета исправленной зольности березовского угля.

Фигур 4, таблиц I, библи. наименований 2.

УДК 621.359.484:662.67

Характеристики разделения сепаратора промышленной сланцеразмольной мельницы. Раур К.Э., Нйспуу Л.М. "Труды Таллинского политехнического института", 1979, № 466, с. 23-29.

Приводятся результаты, полученные при испытании пыле-приготовительной системы цементного завода "Пунане Кунда". Получены и математически обработаны характеристики разделения промышленного центробежного сепаратора типа ВТИ-ТКЗ при работе на сланцевой пыли. Определены числовые показатели точности разделения.

Фигур I, библи. наименований II.

УДК 621.182.56:621.926.46:620.193.13

Использование металла бил в мельницах Прибалтийской ГРЭС. Нйспуу Л.М., Раур К.Э., Роотамм Р.Э. "Труды Таллинского политехнического института", 1979, № 466, с. 31-42.

В статье приводятся результаты статистической обработки данных взвешивания изношенных и новых бил молотковых мельниц при размоле горючих сланцев. В различных типораз-

мерах мельниц среднее использование металла был составляло 35,4 и 31,6%, удельный расход металла был - 77,6 и 113,9 г/т горючих сланцев. Предлагается и обосновывается метод проверки качества технологии изготовления был на заводе.

Фигур 3, таблиц 4, библиографических наименований 1.

УДК 662.613.5

О факторах, влияющих на образование окислов из азота топлива. Отс А.А., Егоров Д.М., Саар К.Ю. "Труды Таллинского политехнического института", 1979, № 466, с. 43-50.

В настоящей статье рассматривается влияние различных факторов на образование окислов азота при сжигании жидких топлив. Установлено, что концентрация окислов азота в газах сгорания зависит от коэффициента избытка воздуха, содержания азота в топливе, его молекулярной структуры, содержания серы в топливе.

Фигур 7, библиографических наименований 4.

УДК 662.642:662.6.54

Плавкостные характеристики золы лейпцигского бурого угля. Хертер Э.Г., Отс А.А., "Труды Таллинского политехнического института", 1979, № 466, с. 51-60.

В настоящей статье приведены плавкостные характеристики отдельных фракций лабораторной и летучей золы лейпцигского бурого угля и оценивается влияние компонентов золы на ее плавкостные температуры.

Температура начала деформации (t_1), начала размягчения (t_2) и начала жидкоплавкого состояния (t_3) определялись методом микроскопического наблюдения поведения образцов в высокотемпературной печи в окислительной (воздух), нейтральной (азот), восстановительной средах.

Полученные результаты показывают, что плавкостные характеристики золы лейпцигского бурого угля определены, главным образом, соотношением SiO_2/CaO в пробе. Плавкостные температуры являются минимальными при $SiO_2/CaO = 1,6-2,4$

(или при $\text{CaO} = 20-35\%$). Они в полувосстановительной среде несколько ниже, чем в окислительной и нейтральной средах.

Таблиц 2, фигур 3, библиографических наименований 4.

УДК 662.642:662,933.8

Физико-химическая характеристика отложений с топочных экранов при сжигании березовского угля.
Махлапуу А.Я., Нуутре М.П., Отс А.А., Пайст А.А.,
Пообус А.П. "Труды Таллинского политехнического института", 1979, № 466, с. 61-72.

Приводятся результаты исследования химического и минералогического состава золовых отложений с экранных поверхностей парогенератора с сухим шлакоудалением, с тангенциальным расположением горелок и газовой сушкой топлива БКЗ 210-140 и со специальных воздухоохлаждаемых зондов в условиях сжигания березовского угля с содержанием окиси кальция 44%. Показано, что экранные трубы покрываются отложениями с высоким содержанием железа. Причиной образования богатых железом отложений отмечается выделение пирита в процессе размола угля в виде самостоятельной породы и образование в топочном процессе FeS , которая селективируется и в размягченном виде из-за центробежных сил в тангенциальной топке попадает на поверхность, где происходит ее окисление в одну из форм железа.

Таблиц 1, фигур 5, библиографических наименований 4.

УДК 662.613.13:661.311

Экспериментальное исследование конденсации калиевой присадки из продуктов сгорания.
Агу А. Отс. "Труды Таллинского политехнического института", 1979, № 466, с. 73-81.

Экспериментально исследовано осаждение калиевой присадки из потока продуктов сгорания бессернистого топлива на поверхность цилиндра. Дано описание опытной установки. Скорости осаждения на поверхность трубы определены в диапазоне массовой скорости продуктов сгорания ($0,67-1,01 \text{ кг/м}^2 \cdot \text{с}$), температуры поверхности зонда ($280-1000^\circ\text{C}$), тем-

пературы продуктов сгорания (750–1190), массовой концентрации калия в продуктах сгорания (0,001–0,01). Показано, что скорость осаждения зависит от концентрации калия в продуктах сгорания, температуры поверхности зонда в ее высокотемпературной области. Особенно следует отметить роль пограничного слоя на скорость осаждения присадки.

Фигур 5, библиографических наименований 6.

УДК 620.193.53

621.181.8

Изучение процесса высокотемпературной коррозии в первоначальной стадии в присутствии золы назаровского угля. Отс А.А., Томани Э.Л. "Труды Таллинского политехнического института", 1979, № 466, с. 83–93.

В статье приводятся данные лабораторных исследований высокотемпературной коррозии при полном периодическом удалении оксидной пленки с поверхности образцов стали I2XIMФ. Исследования были проведены в интервале температур 500–650°C с периодом удаления оксидной пленки через каждые $t_c = 10$ часов. Приводятся основы влияния первоначального периода процесса коррозии и выражение расчета фактора ускорения процесса коррозии в первоначальной стадии для стали I2XIMФ в продуктах сгорания назаровского угля.

Таблиц 1, фигур 4, библиографических наименований 3.

УДК 620.193.53:621.18

Определение характеристик высокотемпературной коррозии сталей на основе полупромышленных испытаний. Отс А.А., Лайд Я.П., Суйк Х.Х. "Труды Таллинского политехнического института", 1979, № 466, с. 95–106.

Разработана методика статистической обработки на ЭВМ результатов полупромышленных коррозионных испытаний сталей с целью получения кинетических характеристик коррозионной стойкости, учитывающих кроме влияния температуры металла влияние температуры продуктов сгорания на интен-

сивность коррозии. На основе опытных данных получены коэффициенты для уравнений, позволяющих рассчитать глубину коррозии сталей I2XIMФ и XI8HI2T в продуктах сгорания высокосернистого мазута.

Таблиц 2, фигур 2, библиографических наименований 9.

УДК 620.193.53:621.18

621.793.6

Исследование коррозионной стойкости хромированных труб на мазутном котле. Отс А.А., Лайд Я.П.,

Суйк Х.Х., Рандманн Р.Э. "Труды Таллинского политехнического института", 1979, № 466, с. 107-116.

Проведено полупромышленное исследование коррозионной стойкости труб из стали I2XIMФ с диффузионным хромовым покрытием и без покрытия в продуктах сгорания мазута длительностью до 13000 часов. Коррозионная стойкость хромированных труб в диапазоне температуры металла 570-600°C значительно выше по сравнению с трубами без покрытия.

Таблиц 1, фигур 4, библиографических наименований 7.

УДК 620.193

Расчет износа поверхностей нагрева парогенераторов при сжигании лейпцигского бурого угля. Хертер Р.Г., Отс А.А. "Труды Таллинского политехнического института", 1979, № 466, с. 117-125.

В настоящей работе приведены предельные температуры применимости котельной стали I2XIMФ по ее коррозионной стойкости при сжигании лейпцигского бурого угля с учетом влияния очистки, таблица утонения толщины стенки труб в зависимости от температуры и времени, а также допустимое количество циклов очистки в зависимости от температуры.

Результаты работы основываются на кинетике высокотемпературной коррозии котельных сталей под влиянием летучей золы лейпцигского бурого угля.

Таблиц 1, фигур 2, библиографических наименований 5.

Исследование термических свойств внутренних железокисных отложений котлов СКД при различных условиях теплообмена в области докритического давления. Глебов В.П., Краснопольский Г.В., Эскин Н.Б., Микк И.Р., Круус Р.А., Кяар Х.А., Варес В.А. "Труды Таллинского политехнического института", 1979, № 466, с. 127-136.

Приводятся результаты исследований при докритическом давлении термических свойств железокисных отложений, образовавшихся в трубах котлоагрегатов СКД. В опытах без кипения термическое сопротивление существенно не зависит от величины теплового потока и массовой скорости. При кипении термическое сопротивление отложений с ростом теплового потока снижается и становится исчезающе малым при $q = 50 \cdot 10^3$ Вт/м².

Фигур 6, библиографических наименований 3.

УДК 536.2.01

Определение температуры проставки мембранной поверхности при изменяющемся коэффициенте теплоотдачи. Марченков В.В., Вески А.Ю. "Труды Таллинского политехнического института", 1979, № 466, с. 137-141.

В статье приводится решение дифференциального уравнения теплопроводности при изменяющемся коэффициенте теплоотдачи по ширине проставки.

Для сравнения представлены температурные поля проставки, полученные при изменяющемся и среднем (постоянном) коэффициенте теплоотдачи.

Фигур 1, библиографических наименований 1.

УДК 535.23:53.084

Источник излучения сравнения для инфракрасного спектрометра. Микк И.Р., Ноорвяли М.У., Тийма Т.Б. "Труды Таллинского политехнического института", 1979, № 466, с. 143-148.

В статье показана возможность конструирования сравнительно короткого изотермического трубчатого щелевого излу-

чатателя, помещаемого в кюветное отделение спектрометра ИКС-14, применяя для достижения изотермичности поверхностей излучающей полости торцевые экраны. Приведен расчет эффективности подобного излучателя.

Фигур 1, библиографических наименований 6.

УДК 536.629.7

536.3.083

Методы и приборы разделения лучисто-конвективного теплообмена в промышленных печах. Клевцов И.А., Микк И.Р. "Труды Таллинского политехнического института", 1979, № 466, с. 149-156.

В статье приводится классификация и краткий критический обзор методов и приборов для раздельного измерения лучистой и конвективной составляющих сложного теплообмена. Дается анализ применимости некоторых конкретных приборов для исследования работы термических печей. Наиболее совершенным признан метод использования диатермичной газовой завесы.

Фигур 4, библиографических наименований 16.

УДК 669:621.783

Трехмерная математическая модель термической печи. Лаусмаа Т.М. "Труды Таллинского политехнического института", 1979, № 466, с. 157-164.

Разработана трехмерная математическая модель термической печи, учитывающая селективность и неизотермичность газового объема. Модель позволяет имитировать нагрев сложной сажки, состоящей из параллелепипедов и цилиндров. Предназначена для исследования влияния следующих факторов на равномерность температурного поля сажки:

- неравномерности температуры стенок печи;
- горячих амбразур горелок;
- селективности амбразур горелок;
- селективности излучения газа;
- неравномерности скорости газа;
- неизотермичности газа.

В статье приводится алгоритм модели.

Библиографических наименований 4.



руб. 1.50

EESTI AKADEEMILINE RAAMATUKOGU



1 0200 00082125 0