

Er. 6.7
654

ISSN 0136-3549
0320-3433

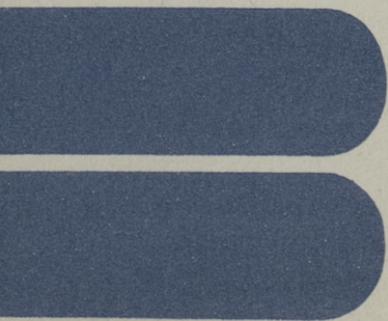
TALLINNA
POLÜTEHNILISE INSTITUUDI
TOIMETISED

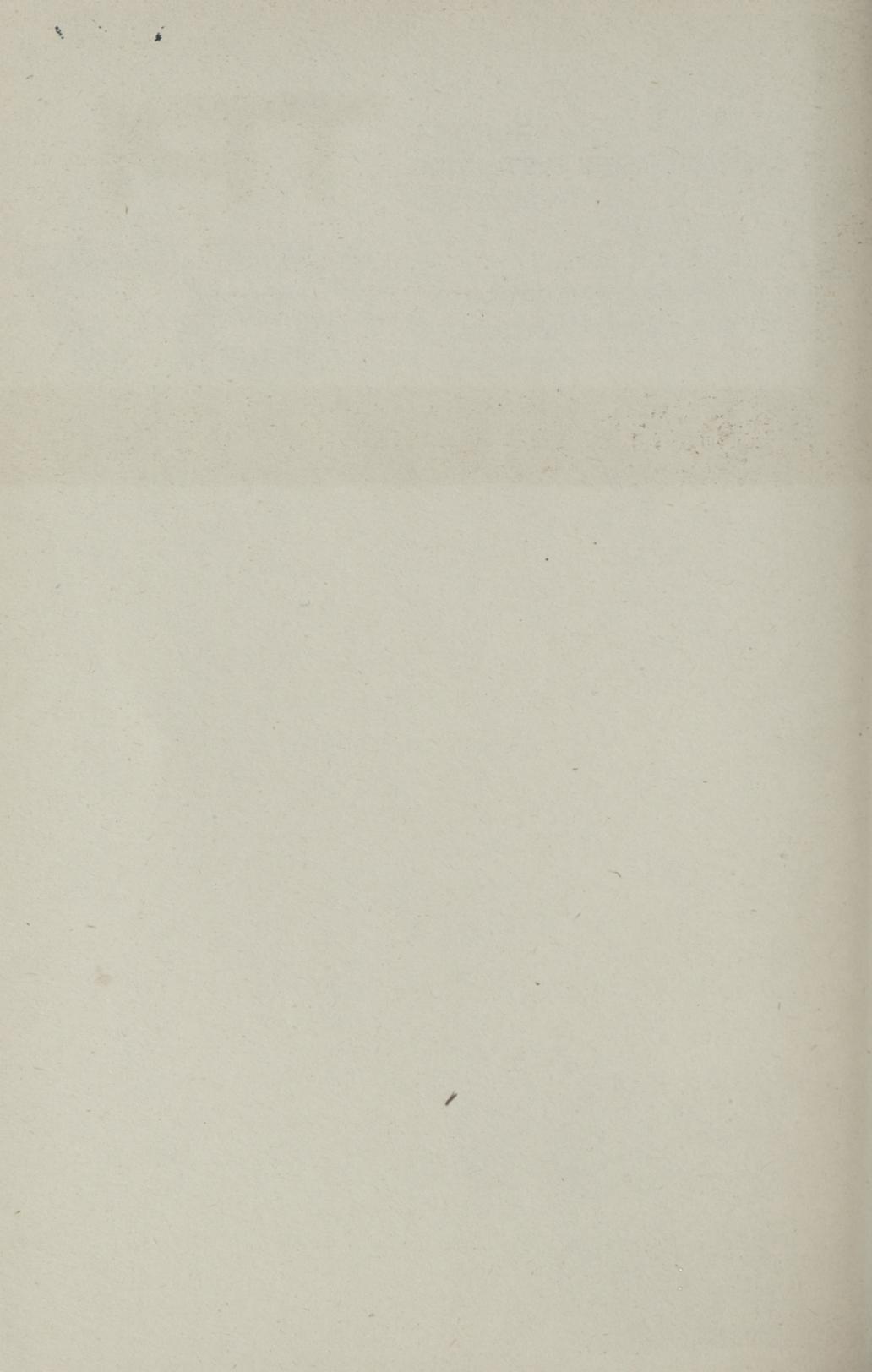
654

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО
ИНСТИТУТА

ТРИ
'87

ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ
ПАРОГЕНЕРАТОРОВ
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ





Бр. 6.7

**ТРИ
'87**

654

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621.18:662

**ИССЛЕДОВАНИЕ
РАБОТЫ
ПАРОГЕНЕРАТОРОВ
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ**

Теплоэнергетика XXX11

Таллин 1987



ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ
Труды ТПИ № 854
ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ
Теплоэнергетика XXX11
На русском языке
Отв. редактор В. Ратник
Техн. редактор В. Ранник
Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 02.12.87
Подписано к печати 08.01.88
МВ-01607
Формат 60x90/16
Печ. л. 5,75 + 0,25 приложение
Уч.-изд. л. 4,8
Тираж 400
Зах. № 21
Цена 95 коп.
Таллинский политехнический институт,
200108, Таллин, Эжыгате тее, 5
Ротапринт ТПИ, 200006, Таллин, ул. Коскла, 2/9

© Таллинский политехнический институт, 1987

И. Тончев

О НЕКОТОРЫХ НАПРАВЛЕНИЯХ В ИССЛЕДОВАНИИ
И ИСПОЛЬЗОВАНИИ МИНЕРАЛЬНОГО ВЕЩЕСТВА
ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УГЛЕЙ В НРБ

В энергетике Народной Республики Болгарии используются топлива целого генетического ряда: лигнитные, бурые и каменные угли, а также антрациты с колебанием содержания золы на сухую массу в пределах от 25 до 50 %, а в некоторых бассейнах и до 55 %. Под золой угля подразумевается количество остатка минерального вещества, получаемого при стандартных условиях озоления согласно БДС-562-78 (СТАНДАРТ НРБ).

Проблемой, связанной со сжиганием угля, является поведение и характер минерального вещества в условиях топочной камеры. В случае использования угля в качестве топлива в промышленных и энергетических топливах необходимо учитывать поведение его минеральной части в процессе сжигания с целью предохранения от шлакования топочной камеры [1] и от загрязнения поверхностей нагрева [2]. Неорганическая часть угля и ее зольный остаток со своими физическим и химическим воздействиями в процессе сжигания влияют в большой степени не только на конструкцию, но и на его эксплуатационный режим. Пока содержание золы можно изменять согласно требованиям данного потребителя и оно определяется обоганительными свойствами соответствующего угля. Характер золы зависит только от наличия минеральных примесей, которые могут иметь кислый или щелочной характер [3-6, 10].

Для углей почти всех бассейнов НРБ (за исключением углей карбонатного типа Софийского и Западномаршского бассейнов) характерно повышение кислотности с увеличением зольности топлива. В условиях сжигания в топочной камере

они подвергаются, в зависимости от состава примесей топлива, различным изменениям, в результате которых образуются аморфные и мелкогранулированные остатки - зола; спекшиеся, отвердевшие или остекленевшие остатки - шлак, а также их смеси в самых разных формах [3, 6, 7, II].

Далее, на примере поведения минерального вещества золы, в основном лигнитов Елховского бассейна, представлена

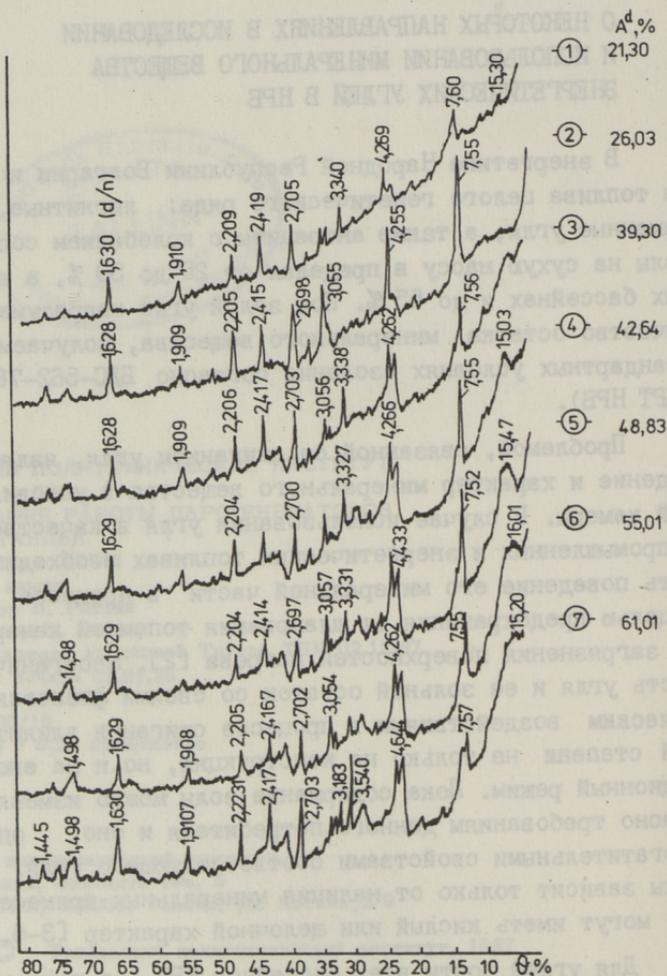


Рис. 1. Елховский лигнитный бассейн. Дифрактограммы проб с различным содержанием золы в сухой массе (1 угольный пласт).

научно-исследовательская работа, проведенная в НРБ в области энергетических углей страны. С помощью микроскопических, дериватографических и рентгеноструктурных анализов было установлено, что обнаруженные минералы почти во всех углях относятся, главным образом, к глинистым - группы монтмориллонита (в которой алюминий в большинстве случаев замещен железом или магнием) и каолинита; гидрослюдным - иллит, кварц, халцедон, гематит, лимонит, гидрогенит и к сульфидным - пирит, марказит, мельниковит, арсенопирит, гипс, карбонатные породы и др. (рис. I) [3-6]. Для нужд практики представляет интерес выяснение зависимости количественного изменения минерального вещества на сухую массу от зольности, главным образом в "энергетической" области с $A^d = 25-50 \%$, которую можно представить выражением:

$$Y = A + Bx, \quad (1)$$

с цифровыми значениями для лигнитов Елховского бассейна:

$$M_{\text{ср}}^d = -5,636 + 1,20 A^d \%, \quad (2)$$

где отношение $M^d/A^d = \Phi_d$ характеризует зольный фактор и для углей НРБ находится в пределах 1,041 - 1,149 [7].

На основе экспериментальных данных по составу золы было установлено, что ее компоненты или сумма некоторых из них, изменяются по зависимости [3, 9, 10]:

$$Y = A + Bx + Cx^2, \quad (3)$$

которая для рассматриваемого примера аппроксимируется выражениями [8]:

$$\Sigma(\text{SiO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3) = -5,368 + 2,5191 A^d - 0,0174 A^{d^2}, \% \quad (4)$$

$$\text{Fe}_2\text{O}_3 = 54,535 - 1,2513 A^d + 0,0083 A^{d^2}, \% \quad (5)$$

$$\Sigma(\text{CaO} + \text{MgO} + \text{SO}_3) = 52,478 - 1,3144 A^d + 0,0092 A^{d^2}, \% \quad (6)$$

$$\text{K}_2\text{O} = -0,039 + 0,0323 A^d - 0,0002 A^{d^2}, \% \quad (7)$$

$$\text{Na}_2\text{O} = 0,608 - 0,0078 A^d + 0,00007 A^{d^2}, \% \quad (8)$$

$$K_{\text{SiO}_2} = -11,889 + 2,5037 A^d - 0,0165 A^{d^2}, \% \quad (9)$$

$$R_B = 2,674 - 0,0814 A^d + 0,0006 A^{d^2}, \% \quad (10)$$

Этот состав детально рассмотрен в [5, 7, 10, 11]. В области колебания содержания компонентов золы в промышленных топливах [9, 12], состав золы в значительной степени диктует

поведение плавкостных характеристик ее, определяемых в НРБ по методу Лейца в окисленной среде (метод стандартизован в НРБ). Температуры начала деформации (t_d), начала размягчения (t_b) и начала жидкоплавкостного состояния (t_c) для Елховских лигнитов представлены следующими выражениями [8]:

$$t_d = 1273,835 - 3,06199 A^d + 0,03261 A^{d^2}, \quad ^\circ\text{C}, \quad (\text{II})$$

$$t_b = 1247,187 - 0,42025 A^d + 0,04882 A^{d^2}, \quad ^\circ\text{C}, \quad (\text{I2})$$

$$t_c = 1293,628 - 1,14090 A^d + 0,08173 A^{d^2}, \quad ^\circ\text{C}. \quad (\text{I3})$$

Эти температуры повышаются с увеличением зольности, т.е. с энергетическим накоплением глины, за исключением карбонатного угля [7, 9, 10]. Температура начала спекания золы почти для всех энергетических углей НРБ колеблется в пределах от 860 до 1200 $^\circ\text{C}$, начала деформации в пределах от 950 до 1250 $^\circ\text{C}$, начала размягчения от 1000 до 1400 $^\circ\text{C}$ и начала жидкоплавкого состояния от 1050 до 1500 $^\circ\text{C}$ [7]. Котельные агрегаты в энергетических комплексах спроектированы для работы с сухим шлакоудалением, т.е. они рассчитаны таким образом, чтобы в большинстве случаев температура газов на выходе из топки была ниже температуры начала деформации золы. При необходимости для покрытия топливного баланса некоторым теплоцентралям приходится использовать угли с примесью золы на кислотной и щелочной основах. Соотношения последних рассчитываются таким образом, чтобы не получилось эвтектических расплавов, вызывающих нарушения в нормальной работе соответствующих котлоагрегатов [1, 2, 10].

Для ряда углей с различным содержанием золы проведено исследование зависимости вязкости их шлаков от температуры до 1600 $^\circ\text{C}$ (рис. 2). Установлено, что зависимость "вязкость-температура" в областях структурной и идеальной вязкости описывается выражением [11]:

$$\text{Lg}\eta = a \times 10^5/T + b, \quad (\text{I4})$$

где коэффициенты (a) и (b) находятся в зависимости от зольности на сухую массу и абсолютной температуры [11]. В переходной области от структурной к идеальной вязкости для угля на алюмосиликатной основе выражение (I4) будет иметь вид:

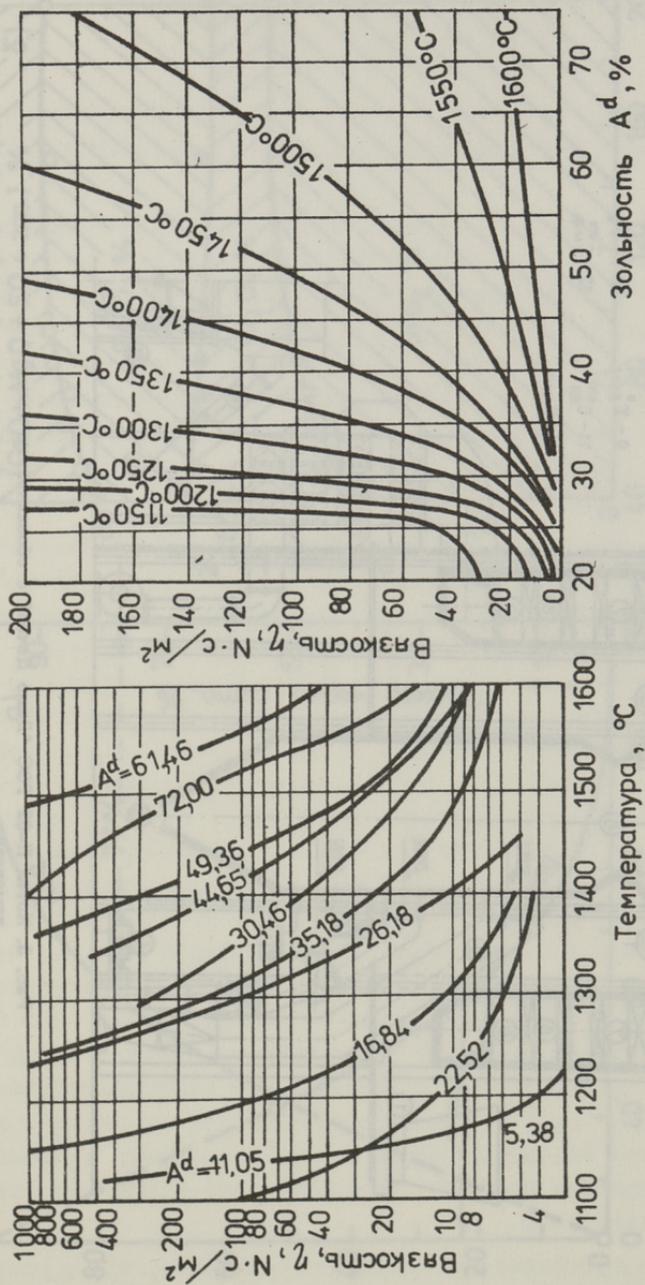


Рис. 2. Зависимость вязкости шлаков от зольности сухой массы (лигниты шахты "Трояново 1" Восточномарийского бассейна).

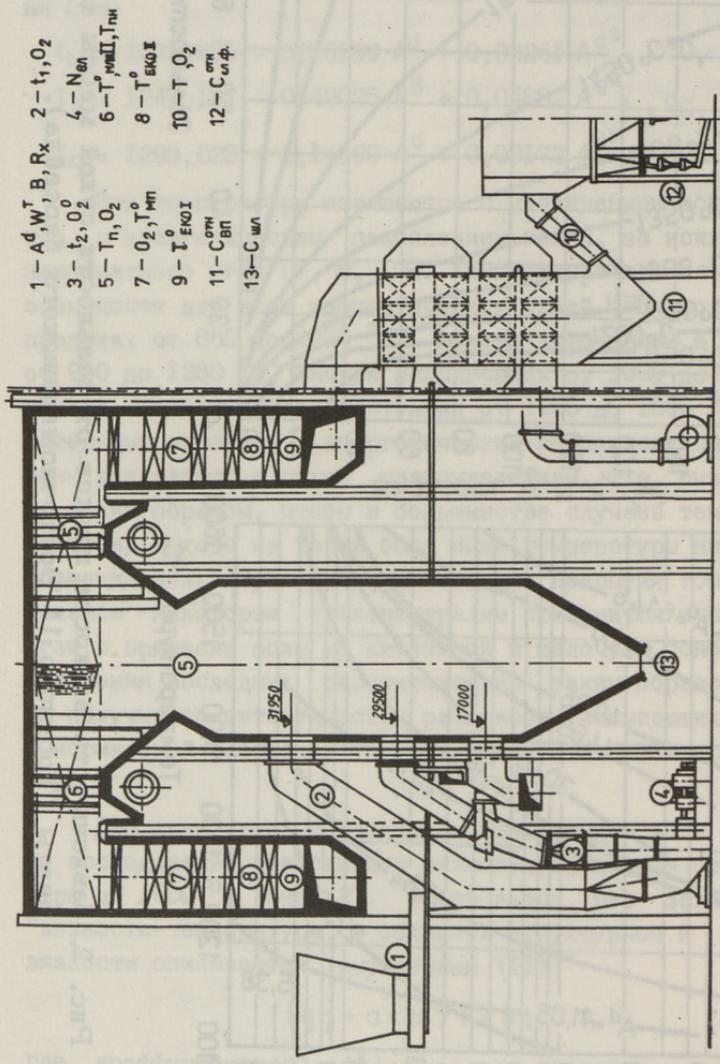


Рис. 3. Котел П-62 ТЭС "Дымо Дичев" с обозначением точек измерения.

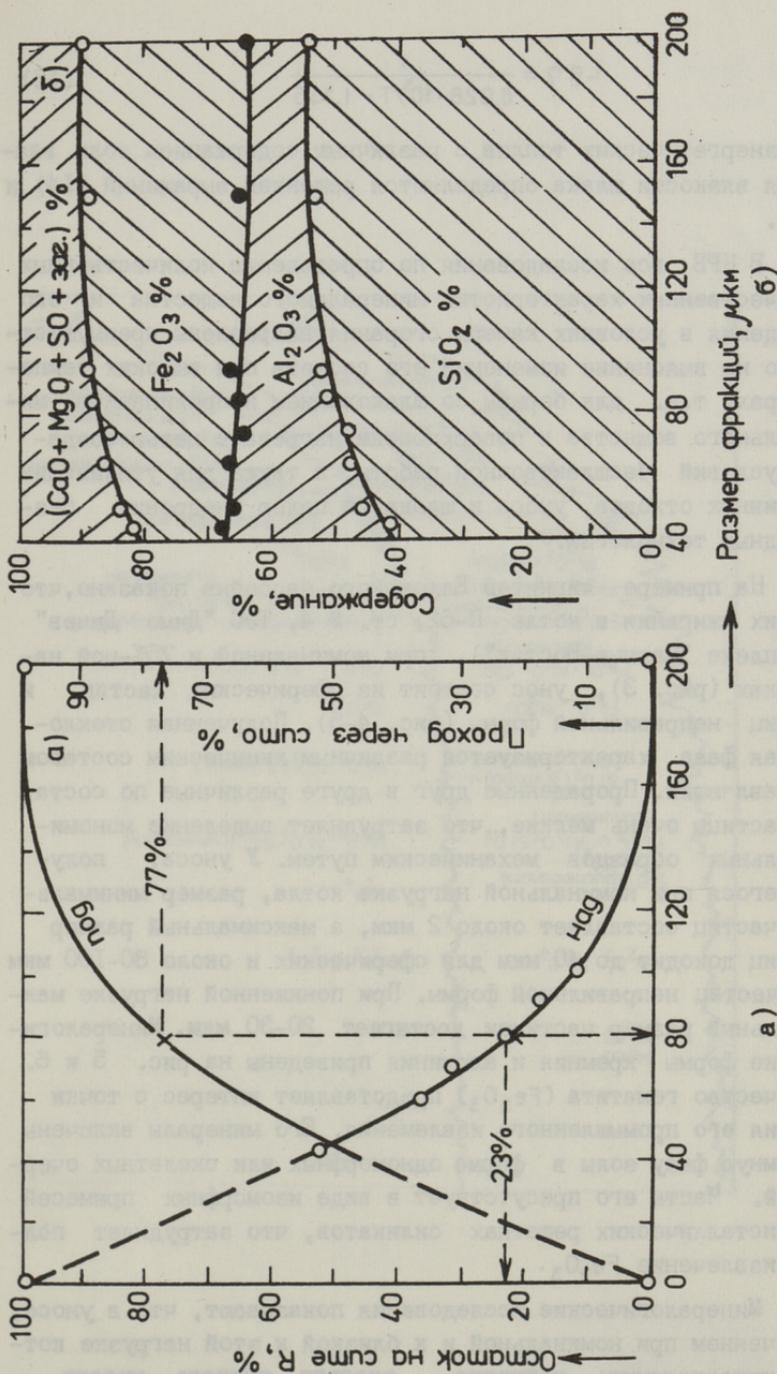


Рис. 4. Елховский лигнитный бассейн. Характеристики уноса:
 а) фракционный состав, б) химический состав.

$$\text{Lg } \eta = \frac{1}{0,028 \cdot 10^5 / T - 1,135} \quad (15)$$

Для энергетических топлив с различным содержанием золы значения вязкости шлака определяются решением выражений (14) и (15).

В НРБ все исследования по определению количественных и качественных характеристик минерального вещества и его поведения в условиях камеры сгорания направлены преимущественно на выяснение изменений его состава при высоких температурах, т.е. для борьбы со шлакованием и прилипанием минерального вещества к поверхностям нагрева с целью создания условий беспшлаковочной работы, а также для утилизации топливных отходов, уноса и шлака, с целью внедрения безотходных технологий.

На примере лигнитов Елховского бассейна показано, что при их сжигании в котле П-62, ст. № 4, ТЭС "Димо Дичев" (комплекс "Марица-Восток"), при номинальной и 75%-ной нагрузках (рис. 3), унос состоит из сферических частиц и частиц неправильной формы (рис. 4-5). Полученная стекловидная фаза характеризуется различным химическим составом составляющих. Проращенные друг в друге различные по составу частицы очень мелкие, что затрудняет выделение мономинеральных образцов механическим путем. У уноса, получаемого при номинальной нагрузке котла, размер минимальных частиц составляет около 2 мкм, а максимальный размер частиц доходит до 40 мкм для сферических и около 80-100 мкм для частиц неправильной формы. При пониженной нагрузке максимальный размер частичек достигает 20-30 мкм. Минералогические формы кремния и алюминия приведены на рис. 5 и 6. Количество гематита (Fe_2O_3) представляет интерес с точки зрения его промышленного извлечения. Его минералы включены в темную фазу золы в форме одноморфных или скелетных очертаний. Часть его присутствует в виде изоморфных примесей в кристаллических решетках силикатов, что затрудняет полное извлечение Fe_2O_3 .

Минералогические исследования показывают, что в уносе, полученном при номинальной и к близкой к этой нагрузке котла, присутствуют: магнетит, анортит, шпинель, муллит, кварц, корунд и др. Наряду с микроскопическими исследова-

ниями проведен рентгеноструктурный анализ, согласно которому можно сделать вывод о том, что процесс горения прошел через спекание-размягчение-плавление, приведшие в итоге к образованию минералов. В результате в уносе образовалась широкая гамма устойчивых в термодинамическом отношении минералов. Из них в качестве основных выделяются окислы железа Fe_3O_4 (магнетит) и Fe_2O_3 (гематит), в значительной степени определяющие сильные магнитные свойства уноса (табл. 1-2), при удельной магнитной восприимчивости его $\chi = 2,3 \times 10^{-4} \text{ м}^3/\text{кг}$ [9, 12].

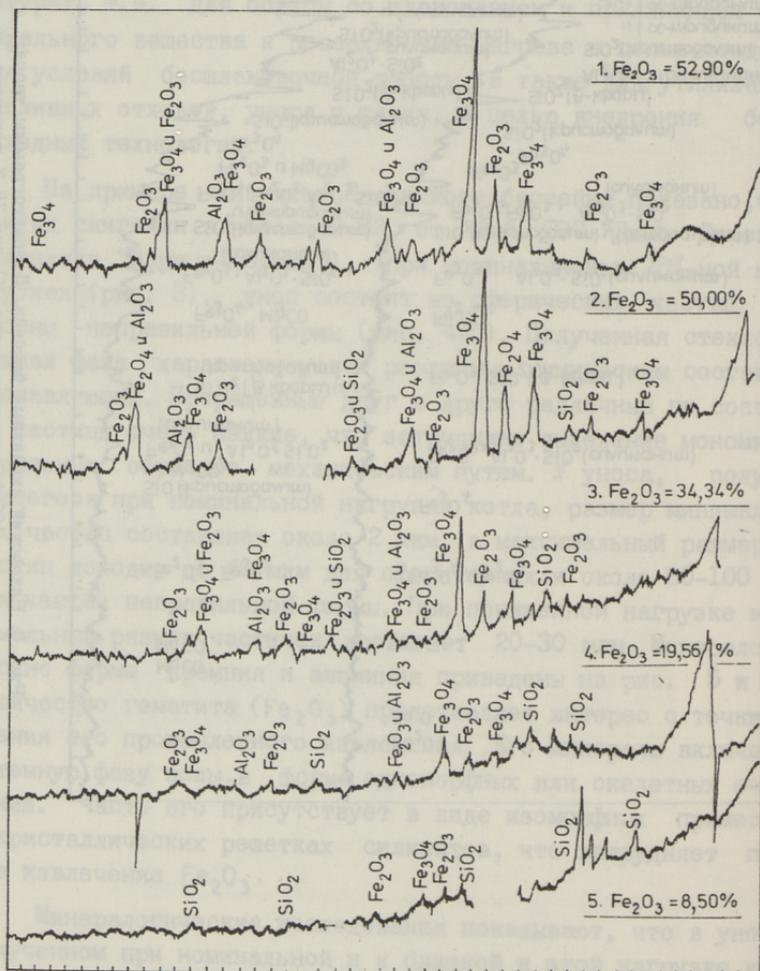


Рис. 6. Елховский лигнитный бассейн. Дифрактограммы уносов различного силикатного состава с убывающим содержанием железа в пересчете на Fe_2O_3 .

Т а б л и ц а I

Елховский лигнитный бассейн. Результаты рентгеноструктурного анализа проб с различной зольностью

Содержание железа в пробе (в пересчете на Fe_2O_3)											
1. $Fe_2O_3 = 52,90\%$			2. $Fe_2O_3 = 50,00\%$			3. $Fe_2O_3 = 34,34\%$					
I	d/n	фаза	I	d/n	фаза	I	d/n	фаза	I	d/n	фаза
I	4,848	Fe_3O_4	I	4,820	Fe_3O_4	I	3,670	Fe_3O_4	I	3,670	Fe_3O_4
I	3,666	Fe_2O_3	I	3,660	Fe_2O_3	I	3,350	SiO_2	I,5	3,350	SiO_2
3	2,960	Fe_3O_4	I	3,350	SiO_2	I	3,185	-	I	3,185	-
5	2,960	Fe_2O_3	4	2,950	Fe_3O_4	2	2,956	Fe_3O_4	2	2,956	Fe_3O_4
10	2,500	Fe_3O_4	4	2,680	Fe_2O_3	2	2,695	Fe_2O_3	2	2,695	Fe_2O_3
I	2,200	Fe_2O_3	10	2,510	Fe_3O_4, Al_2O_3	8	2,510	Fe_3O_4	8	2,510	Fe_3O_4
2,5	2,086	Fe_3O_4, Al_2O_3	I	2,200	Fe_2O_3	I	2,200	Fe_2O_3	I	2,200	Fe_2O_3
1,5	1,830	Fe_2O_3	I	2,080	Fe_3O_4	I,5	2,080	Fe_3O_4, Al_2O_3	I,5	2,080	Fe_3O_4, Al_2O_3
2	1,685	Fe_2O_3	I	1,830	Fe_2O_3, SiO_2	I	1,830	SiO_2	I	1,830	SiO_2
3	1,604	Fe_3O_4	2	1,684	Fe_2O_3	I	1,710	Fe_2O_3	I	1,710	Fe_2O_3
I	1,590	Al_2O_3	2	1,600	Fe_3O_4	I	1,684	Fe_2O_3	I	1,684	Fe_2O_3
4	1,474	Fe_3O_4	4	1,470	Fe_3O_4, Fe_2O_3	I,5	1,600	Fe_3O_4	I,5	1,600	Fe_3O_4
2	1,444	Fe_2O_3	2	1,430	Fe_2O_3	I	1,590	Al_2O_3	I	1,590	Al_2O_3
I	1,268	Fe_3O_4	I	1,316	Fe_2O_3	2,5	1,470	Fe_3O_4, Fe_2O_3	2,5	1,470	Fe_3O_4, Fe_2O_3
I	1,066	Fe_2O_3	-	-	-	I	1,444	Fe_2O_3	I	1,444	Fe_2O_3

Разработана комбинированная схема переработки уноса с вышеупомянутым полиминералогическим составом с целью получения концентрата железа в магнитной фракции, полученной после мокрой и сухой магнитной сепарации в переменном и вращающемся магнитном поле, получается $\gamma = 8-10\%$ обогащенного концентрата с содержанием Fe_2O_3 в нем $\beta = 53-55\%$. Таким образом, из исходного сырья ($\alpha = 23\%$ Fe_2O_3 ; табл. 1) извлекается Fe_2O_3 , при этом концентрация железа в обогащенном продукте не достигает кондиционного для металлургического сырья содержания $\text{Fe} = 50\%$ [9, 12]. В настоящее время продолжается доработка предлагаемой технологии с целью получения кондиционных показателей для полезного компонента (Fe_2O_3).

Т а б л и ц а 2

Елховский лигнитный бассейн, результаты рентгеноструктурного анализа проб с различной зольностью

Содержание железа в пробе (в пересчете на Fe_2O_3)					
4. $\text{Fe}_2\text{O}_3 = 19,56\%$			5. $\text{Fe}_2\text{O}_3 = 8,50\%$		
I.	d/n	Фаза	I	d/n	Фаза
I	4,240	SiO_2	I,5	4,270	SiO_2
I	4,000	SiO_2 , крист	2	3,700	Fe_2O_3
I	3,660	Fe_2O_3	2	3,490	-
I,5	3,320	SiO_2	6	3,340	SiO_2
I	3,168	SiO_2 , крист	I	2,840	SiO_2
I	2,882	Fe_2O_3	I	2,690	Fe_2O_3
3	2,500	Fe_3O_4	I	2,510	Fe_2O_3
I	2,290	SiO_2	I	2,200	Fe_2O_3
I	2,194	$\text{Fe}_2\text{O}_3, \text{Al}_2\text{O}_3$	I	1,815	SiO_2
I	1,688	Fe_2O_3	I	1,536	SiO_2
I	1,590	Al_2O_3	-	-	-
I	1,467	Fe_3O_4	-	-	-
I	1,455	Fe_2O_3	-	-	-

После щелочной обработки немагнитной фракции уноса (табл. 2), получается концентрат алюминия с содержанием Al_2O_3 до 35-38% (при исходном содержании в образцах 25%)

при выходе 70-75 %. После спекания известняком при 1350 °С и последующей переработке извлекается до 80 % Al_2O_3 от его исходного количества в концентрате. Зольные отходы после определенной внимательной проверки можно применять в производстве цемента или в дорожном строительстве.

В НРБ исследования минерального вещества угля и получаемых топливных отбросов при их сжигании в ТЭЦ проводятся по широкой комплексной программе с хозяйственной направленностью, позволяющей получить экономический, социальный и экологический эффект и внедрить безотходные технологии [12, 13]. По целесообразности применяются статистические методы планирования эксперимента и оптимизация многофакторных процессов с вводом целевой выбранной функции, также применяется компромиссное решение задачи с вводом комплексного критерия полезности с целью проведения процесса горения в оптимальных условиях без спекания и образования стекловидной золы для достижения максимального обогащения полезных компонентов и выделения редких и рассеянных элементов.

Серьезные исследования проводятся также по прямому применению уноса ТЭЦ в целях строительства, в виде добавок к цементу, в производстве клинкера, в качестве легких добавочных материалов, бетона, в дорожном и уличном строительстве, при заполнении шахт и буровых скважин, частично в сельском хозяйстве [13].

Л и т е р а т у р а

1. Тончев И. и др. // Годешник на ИГТ. - София. - 1962. - Т. УШ. - С. 373-396.
2. Тончев И. и др. // Трудове на НИИЕ. - София. - 1963. - Т. УШ. - С. 57-92.
3. Тончев И. и др. // Электроенергия. - 1962. - № 3, 3; Электрические станции. - 1967. - № 2. - 24.
4. Тончев И. // Теплоэнергетика. - 1970. - № 5, 81 // Выгляша. - 1970. - № 8, 22, Энергетика. - 1970. - № 7, 32.
5. Тончев И. // Энергопроект ОНТИПИ. - София. - 1972. - I-178.
6. Тончев И. // Энергопроект ОНТИПИ. - София. - 1977. - I-205.

7. Тончев И. и др. // Горивни бази за ТЕЦ. Енергопроект ОНТИПИ. - София. - 1975. - I-85.
8. Тончев И. // Енергопроект ОНТИПИ. - София. - 1980. - I-48.
9. Тончев И. и др. // Енергопроект ОНТИПИ. - София. - 1984. - I-78.
10. Георгиев А. и др. // Материали всеоюзной конференции. - Таллин. - 1974. - Т. I. - I46-I64.
11. Хаджов Б. и др. // Техника. - 1963. - № 8, 12. - 1964. - № 6. - 23; Теплоэнергетика. - 1965. - № 2, 87; Трудове на НИМЕ. - София. - 1964. - Т. IX. - I75-207; 1965. - Т. X. - I65-I91; 1968. - Т. XI. - I23-I34.
12. Тончев И. // Енергопроект ОНТИПИ. - София. - 1985. - I-40.
13. Бабачев Г. и др. // Комплексно използване на пепел и сгурия от ТЕЦ. - София. - 1980.

I. Tontschew

Über einige Richtlinien bei der Untersuchung
und Verwendung des Mineralstoffes in bulgarischen Kohlen

Zusammenfassung

Im Artikel wird eine Übersicht über die Untersuchungs- und Verwendungswege des Mineralstoffes bulgarischer Kohlen dargestellt.

An Hand des Beispiels der aus dem Kohlebecken Jelinsk stammenden Lignite werden Ergebnisse der statistischen Bearbeitung der im Labor durchgeführten Analysen gegeben.

Es werden Gleichungen zur Feststellung von Mineralstoffcharakteristiken aufgestellt, die zur Verminderung der Heizflächenverschmutzung ausschlaggebend sind.

Gleichfalls werden Richtlinien gegeben, wie Kraftwerkabfälle zu nützlichen Mineralkonzentraten verarbeitet werden können oder direkt, ohne Verarbeitung, sich im Bauwesen, in der Landwirtschaft und in mehreren anderen Wirtschaftszweigen Bulgariens anwenden lassen.

СВЯЗЫВАНИЕ СЕРЫ ЗОЛОЙ И ШЛАКАМИ ВЕНГЕРСКИХ
КАМЕННЫХ И БУРЫХ УГЛЕЙ И ЛИГНИТОВ

В уходящих дымовых газах котлов имеются твердые и газообразные загрязнения.

Обычный состав дымовых газов: H_2O - 2...20 % (объемных), CO_2 - 9...16 % (на сухой объем), CO - 0...0,1 %, O_2 - 0,5...8 %, SO_2 - 0...0,6 %, SO_3 - 0...0,06 %, $NO+NO_2$ - 0...0,01 %, N_2 и прочие 79...84 %.

От способа сжигания топлива зависит количество углекислого газа, кислорода, оксидов азота, угарного газа и отношение SO_2/SO_3 . Качество топлива определяет количество водяного пара и влияет на содержание SO_2 и SO_3 . Количество первого из них определяется содержанием влаги и H_2 , а последнего - серы в топливе.

При сжигании топлива с избытком воздуха из его серо-содержания: (свободная сера, пирит, органическая сера и т.д.) главным образом образуется двуокись серы, которая удаляется с дымовыми газами. Помимо этого образуется некоторое количество ангидрида серной кислоты, в большей мере из первоначального SO_2 и в меньшей - из серных сульфатов, при термическом разложении.

Исследуя баланс серы при сжигании бурых, каменных углей, лигнитов и нефти, а также при смешанном их сжигании, можем определить, что эмиссия SO_2 главным образом определяется первоначальными физическими и химическими свойствами топлива, но имеет место также влияние устройства топочного оборудования и способа сжигания. Так, например, из публикаций известно, что при сжигании каменных углей с жидким шлакоудалением почти 100 % содержания серы попадает в дымовые газы, при пылеугольном сжигании

бурых углей - 56-80 %, при колосниковом смешанном сжигании углей с нефтепродуктами - около 60 %. Это объясняется тем, что сера в твердом топливе первоначально содержится в виде различных соединений, и только часть из них ведет к образованию SO_2 или SO_3 , а с другой стороны, значительная часть оксидов серы может связываться в образующемся шлаке и в уносной золе.

Конверсия SO_2 в SO_3 еще недостаточно изучена, вернее, образующийся SO_3 все еще не принимается во внимание или же определение его недостаточно точно. В процессах сжигания топлива на теплоэлектростанциях эта реакция окисления имеет место в такой мере, что при колосниковом сжигании 2-5 % от содержания серы топлива преобразуется в SO_3 , а при пылеугольном сжигании - всего лишь 0,8 %. При сжигании нефтепродуктов это значение может достигать и 12 %. Измерения, проведенные институтом ВЭИИ, показали, что в некоторых случаях могут образовываться конверсии SO_3 и в размерах, более высоких, чем вышеперечисленные. На основе исследований, проведенных на пылеугольных котлах в Орслане, относящихся к конверсии SO_2 в SO_3 , было установлено, что в среднем 6,5 % от 3,2 % исходного содержания горючей серы в топливе преобразуется в SO_3 . При исследовании сжигания нефти наш опыт показал, что конверсия SO_3 в большинстве случаев остается ниже указанного предельного значения - 12 %, но иногда достигала и выше 17 %.

Опыты показывают, что на соотношение оксидов серы (SO_2 и SO_3) в дымовых газах прямо или косвенно влияет столько факторов, что рассчитать их количества почти невозможно, в лучшем случае они могут быть оценены лишь приблизительно. Роль трехоксида серы значительна, в первую очередь, с точки зрения коррозии топочного оборудования. Однако знание ее количества важно для составления баланса эмиссии и ремиссии SO_2 .

В Венгрии ведутся подробные исследования для определения того, каким образом влияет состав золы твердого топлива на содержание SO_2 в дымовых газах, то есть, имеется ли возможность связать SO_2 в твердых остатках продуктов сжигания. Одним из способов такого влияния является соединение с щелочными компонентами золы путем образования сульфид-

та, другой способ заключается в том, что имеется принципиальная возможность связывания SO_2 путем адсорбции мелкими частицами активной золы, имеющими большую поверхность.

Поведение содержания серы зависит от способа сжигания в том смысле, что при колосниковом сжигании оксиды серы имеют возможность соприкосновения со шлаком и золой на меньшей поверхности и в течение более короткого промежутка времени, вследствие чего имеют меньшую возможность реагировать с твердой фазой, в то время, как при пылеугольном сжигании в первую очередь связывается часть трехоксида серы. Поэтому при сжигании одного и того же сорта угля точка росы дымовых газов при колосниковом сжигании выше, чем при пылеугольном сжигании, и это с точки зрения скорости коррозии железных пластин дымоходов и дымовых труб имеет большое значение.

Содержание SO_2 в дымовых газах приблизительно пропорционально количеству горючей серы, отнесенной к единице теплоты сгорания г/МДж, с учетом зависимости от избытка воздуха. Таким образом, значение эмиссии SO_2 , выраженное в кг/час, определяется количеством выделившегося тепла, заданным в ГДж/час, и содержанием горючей серы, измеренным в г/МДж.

В случае пылеугольного сжигания большая часть содержания серы, в зависимости от степени помола угля и числа основности золы, появляется в виде SO_2 в дымовых газах. Это значение оценивается в пределах 40-94 %. Для характерных отечественных видов топлив это значение было определено опытным путем. Оставшаяся часть серы попадает в дымовые газы в виде SO_3 или в виде твердых остатков.

Однако необходимо заметить, что для имеющегося оборудования техники сжигания угольной пыли степень размола угля можно считать заданной, а "перемол" даже и в мельницах новых станций может принести материальные затраты в несколько миллионов фунтов в год вследствие увеличения расхода энергии и затрат на ремонт.

Были проведены подробные исследования с целью определения степени влияния вида сжигаемого на венгерских электростанциях угля на эмиссию двуоксида серы. Имеет ли ис-

ключительно определяющее значение содержание серы, отнесенное к теплоте сгорания, или же играют роль, и какую, параметры техники сжигания и рабочие параметры, конструктивные особенности котлов и способность компонентов золы сжигаемого угля к связыванию серы? Для изучения поведения различных видов углей были проведены измерения на электростанциях в Пече (каменный уголь), Айка, Орослань (бурые угли) и на электростанции им. Гагарина (лигнит).

Удельное содержание серы в углях, сжигаемых на исследованных электростанциях, изменялось от 2,1 г/МДж (Гагарин) до 4,1 г/МДж (Орослань). Действительные значения приведены в таблице.

Т а б л и ц а I

Эл. станция	Теплота сгорания кДж/кг	Содерж. золы %	S _{общ.} Теплота сгорания
Печь	9622-11846	49,1-58,7	2,2-2,49
Гагарин	5617-7503	20,1-31,2	1,07-1,96
Орослань	9171-11035	41,0-44,2	3,52-4,11
Айка	11273-12101	27,1-29,1	0,93-1,57

На основании исследований, проведенных для сортов углей с отличающимися друг от друга свойствами, можно сказать, что в общем случае с точки зрения эмиссии двуокиси серы необходимо учитывать не содержание горючей серы, а общее содержание серы в топливе.

С повышением нагрузки котла эмиссия двуоксида серы линейно возрастает.

Определенно выраженной зависимости между коэффициентом избытка воздуха и эмиссией SO₂ обнаружено не было, хотя, на электростанции им. Гагарина с повышением избытка воздуха эмиссия понижается.

Сера, связанная компонентами золы, отнесенная к сумме выделившегося с связанного количества серы, изменялась от 7,7 % (Печь) до 28,6 % (Айка). На основе исследований можно сделать вывод, что между количеством действительно связанной серы в золе и теоретически возможным количеством

связываемой компонентами золы серы - несмотря на различие исследуемого котельного оборудования - имеется однозначная зависимость. По-видимому, количество выделившегося двуоксида серы в значительной степени зависит от состава золы и от удельного общего содержания серы.

Т а б л и ц а 2

Эл. станция	Мощность котла, т/час	Связь серы к %	I-к %
Печь (каменный уголь)	65	7,7 ± 0,87	92,3
	210	5,77 ± 1,17	94,23
Гагарин (лигнит)	600	12,35 ± 2,7	87,65
Орослань (бурые угли)	230	11,54 ± 0,96	88,46
Айка (бурые угли)	42	28,6 ± 1,88	71,4
Айка (бурые угли)	100	24,8 ± 1,8	75,2

Таким образом, процесс связывания серы в основном определяется химическим составом золы используемого для сжигания топлива. Помимо того, значительную роль играет время пребывания золы в топке и в газовой фазе, а также температуры твердой и газовой фаз. Температурой в топке и временем пребывания в ней определяется поведение сульфатов и карбонатов, имеющих в золе. При температуре выше 1200 °C сульфаты разлагаются и образующийся SO₂ повышает содержание серы в дымовых газах. При более низких температурах (250-500 °C) теоретически может происходить и обратное связывание в остаточные компоненты золы на основании каких-либо физико-химических процессов, например, за счет поверхностной адсорбции. В протекании процесса адсорбции значительную роль может играть размер частиц золы (т.е. их поверхность). Например, при исследовании связывания серы на электростанции Айка в образцах циклонной золы измерения по фракциям частиц показало, что более мелкие фракции - между 2 и 13 мм - содержали на 2 % больше серы, чем частицы с размерами между 13 и 56 мм.

Карбонаты, имеющиеся в золе, при температуре выше 800 °С могут кальцинироваться, а затем оксиды металлов (СаО, MgO) могут связывать двуоксид или трехоксид серы.

Если кальцинации не происходит (слишком низкая температура топки), либо имеет место "пережигание") слишком высокая температура, 1400 °С, или снижение реакционной способности оксидов металлов), связывание серы будет протекать в меньшей степени.

Наблюдаемое при слишком высокой температуре частичное или полное расплавление золы может также мешать протеканию реакции $SO_2 + CaO$, например, ввиду уменьшения поверхности реагирования.

K. Remeni

Sulfur Oxides Retention in Ash and Slag of Hungarian Coal, Brown Coal and Lignites

Abstract

Some aspects of sulfur oxides (SO_2 , SO_3) formation and control by capturing in ash and slag of various Hungarian coals have been reviewed.

On the basis of investigations in several thermal power stations it has been concluded that the emission of SO_2 is in good correlation with the whole sulfur content of the fuel.

А.А. Буравцев, Ю.В. Данченков, В.В. Ларионов,
А.М. Лютерштейн

ИССЛЕДОВАНИЕ НА МОДЕЛЯХ ПРОЦЕССОВ ОТЛОЖЕНИЯ
И УДАЛЕНИЯ ГРАФИТОВОЙ ПЫЛИ ИЗ НЕОБОГРЕВАЕМЫХ
ЭЛЕМЕНТОВ УСТАНОВКИ ВТГР-50

Энергетическая атомная установка ВТГР-50 с высокотемпературным газоохлаждаемым реактором, предназначенная для выработки электроэнергии и радиоактивного облучения материалов, относится к наиболее перспективным реакторным установкам [1].

По технологии работы установки требуется непрерывное движение шаровых элементов (ШЭЛ) с высокими скоростями при значительных механических перегрузках, что влечет за собой износ графитовой оболочки ШЭЛов и графитой кладки реактора.

Как установлено исследованиями, основное количество графитовой пыли выделяется при пневмотранспорте ТВЭЛов в радиационно-химической части установки (РХЧ).

В связи с тем, что элементы РХЧ соединены с основным оборудованием первого контура установки газопроводами и шаропроводами, часть графитовой пыли, не уловленной в системе механической очистки, а также пыль, образующаяся в реакторе, будет циркулировать в газовом тракте и откладываться на отдельных элементах оборудования установки.

Парогенератор установки, как показал анализ, по конструкции может являться местом интенсивной сепарации графитовой пыли.

Отложения графитовой пыли в парогенераторе могут снизить эффективность теплообмена, увеличить его гидравлическое сопротивление и привести к перераспределению объемов циркулирующего газа. Кроме того, отложения графитовой пыли

являются основным источником остаточного γ -излучения, что существенно ухудшает радиационную обстановку при проведении ремонтных работ, значительно удлиняя их срок. Длительное присутствие графита в местах отложений может привести к сокращению срока службы металла вследствие возможного науглероживания [2].

Все вышесказанное, а также невозможность теоретически, расчетным путем определить количество сепарирующей пыли, характер и места пылевых отложений, эффективность работы системы очистки гелия, определило необходимость экспериментального изучения процесса образования отложений.

1. Исследование процесса сепарации и удаления пыли на модели парогенератора

Наиболее вероятные места отложений в парогенераторе - наклонная крышка и днище ПГ, где вследствие резкого поворота потока на 180° и снижения его скорости происходит активная сепарация пыли. Эти элементы ПГ были выбраны как объекты моделирования и исследования.

Стендовая экспериментальная установка представляет собой замкнутый газовый контур с необходимым оборудованием. Принципиальная схема установки изображена на рис. 1.

Весь контур перед пуском вакуумируется при помощи вакуумного насоса 10, а затем заполняется гелием из баллонов 9 до давления в системе 0,1 - 0,4 МПа. Циркуляция гелия в контуре осуществляется с помощью газодувки 1. После газодувки гелий поступает в теплообменник (2), где подогревается. Для дополнительного подогрева гелия в контуре до температуры 300°C предусмотрен электроподогреватель 3. Графитовая пыль вводится в контур при помощи вибрационного питателя 4.

Для исследования процесса отложений и моделей элементов системы двухступенчатой очистки гелия использовалась графитовая пыль, фракционный состав которой приводится в таблице 1.

Запыленный поток проходит через рабочий участок, где при экспериментах последовательно устанавливались сменные

модели: I - парогенератора, II - камеры для определения угла естественного откоса графитовой пыли, III - циклона и IV - фильтра тонкой очистки, после которых запыленный поток проходит через элементы установки и затем через циклон I2 со специальной емкостью для сбора пыли. Очищенный гелий, охлажденный в теплообменнике 5 до температуры 20 °С перед поступлением в газодувку дополнительно очищается от водяных паров в блоке осушки 6 и от остатков пыли в рукавных фильтрах 7. Для подогрева гелия используется пар с температурой 500 °С и давлением 14 МПа.

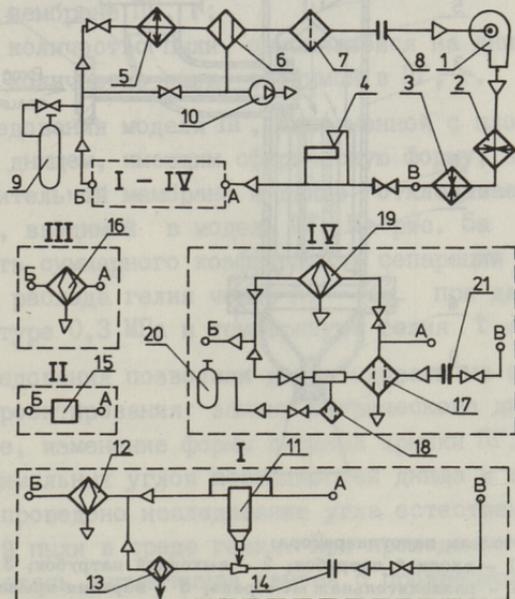


Рис. 1. Принципиальная схема стенда.

1 - газодувка вихревая; 2 - нагреватель паровой; 3 - нагреватель электрический; 4 - питатель пыли; 5 - охладитель; 6 - осушитель химический; 7 - технологический фильтр; 8 - шайба общего расхода гелия; 9 - баллон с гелием; 10 - вакуум-насос; 11 - модель парогенератора; 12 - циклон I; 13 - циклон II; 14 - шайба расхода гелия на эжекцию; 15 - камера; 16 - модель циклона; 17 - модель фильтра тонкой очистки; 18 - гильза пробозаборника; 19 - циклон регенерации; 20 - баллон; 21 - шайба расхода гелия на регенерацию.

1-IV - фрагменты схем моделируемых участков: I - участок модели парогенератора; II - участок модели камеры для определения угла естественного откоса пыли; III - участок модели циклона; IV - участок модели фильтра тонкой очистки.

Исследования сепарации пыли на необогреваемых поверхностях парогенератора проводились на модели парогенератора, выполненной в масштабе 1:10 по отношению к натуральному образцу, рис. 2. Основным элементом ПГ является контейнер 6, заполненный модулями. Зазор между модулями обеспечивается распорными кольцами-пробками.

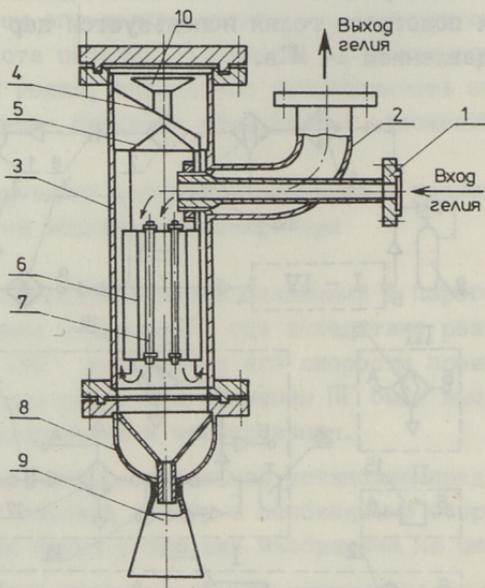


Рис. 2. Модель парогенератора:

- 1 - входной патрубок; 2 - выходной патрубок; 3 - корпус;
 4 - разделительная мембрана; 5 - верхняя крышка; 6 - контейнер модулей; 7 - модули; 8 - днище; 9 - пылесборник;
 10 - диффузор.

Газовый поток через входной патрубок 1 направляется в ПГ, обтекает модули, разворачивается на 180° и выходит по кольцевому зазору между контейнером с модулями и внешним корпусом. Затем поток поступает во входной патрубок газодувки (в настоящей модели имитировался только ее корпус) и равномерно распределяется с помощью диффузора 10 по периферии разделительной мембраны ПГ 4, после диффузора гелий направляется к выходному патрубку 2 и снова поступает в газовый тракт стенда. Под днищем ПГ установлена емкость

для сбора и замера количества пыли, сепарирующей в днище.

Отложившаяся на разделительной мембране и днище ПГ пыль собиралась, взвешивалась и далее определялся ее фракционный состав. Для оценки количества отложений пыли был предложен коэффициент сепарации пыли в ПГ - $\epsilon_{пг}$, который определялся по формуле

$$\epsilon_{пг} = \frac{G_m + G_{дн}}{G_{вх.пг}},$$

где G_m - количество пыли, отложившейся на разделительной мембране ПГ, г;

$G_{дн}$ - количество пыли, отложившейся на днище ПГ, г;

$G_{вх.пг}$ - количество пыли, вводимой в ПГ, г.

Исследования модели ПГ, выполненной с плоской верхней крышкой и днищем, имеющим сферическую форму, показали, что на разделительной мембране и днище откладывается не более 20 % пыли, вводимой в модель ПГ. На рис. 5а кривая 2 - зависимость суммарного коэффициента сепарации пыли в ПГ - $\epsilon_{пг}$ - от расхода гелия через ПГ - $V_{пг}$ при давлении гелия в контуре 0,3 МПа и температуре гелия $t = 300$ °С.

Исследования позволили рекомендовать на стадии технического проектирования: замену сферического днища ПГ на коническое, изменение формы верхней крышки ПГ. С целью подбора оптимальных углов поверхностей днища и верхней крышки, было проведено исследование угла естественного откоса графитовой пыли в среде гелия. При проведении исследований использовалась герметичная камера с прозрачной стенкой (рис. 3б). Камера устанавливалась на сменном рабочем участке стенда.

В камере имеется разделительный подъемный шибер I с сальниковым уплотнением. Корпус камеры 2 снабжен пробками для загрузки и выгрузки графитовой пыли 3 и 4. Подвод и отвод горячего гелия осуществляется через патрубки, размещенные на вертикальных стенах. Рабочее давление гелия в камере поддерживалось постоянным $P_r = 0,4$ МПа. Расход гелия через камеру изменялся в зависимости от заданной температуры прогрева. Продолжительность прогрева пыли составляла от 0,5 часа до 24 часов. После каждого опыта разделительный шибер I поднимался и через прозрачную стенку 5

при помощи угломера измерялся угол естественного откоса пыли. Замеры проводились при температурах прогрева пыли 60, 120 и 300 °С. На рис. 3а приводятся данные исследования из-

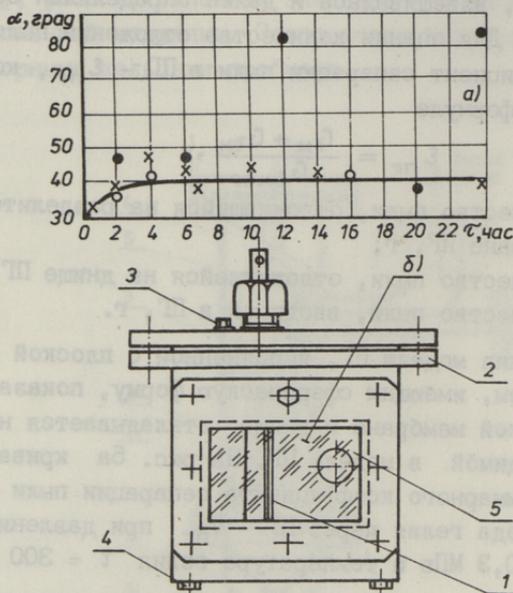


Рис. 3. а) Изменение угла естественного откоса графитовой пыли - α в зависимости от времени ее прогрева в камере - τ
 $P_r = 0,3$ МПа, - x - при температуре прогрева 120 °С, - O - при температуре прогрева 300 °С, • - при температуре прогрева 60 °С.
 б) Камера для исследования угла естественного откоса в среде гелия:
 1 - разделительный шибер; 2 - корпус; 3 - патрубок для загрузки пыли; 4 - патрубок для выгрузки пыли; 5 - прозрачная стенка.

менения угла естественного откоса графитовой пыли α в зависимости от времени прогрева в камере - τ . С увеличением времени прогрева от 0,5 часа до 4 часов угол естественного откоса незначительно возрастает от значения $\alpha = 30^\circ$ до $\alpha = 40^\circ$. Увеличение времени прогрева камеры с пылью до 24 часов не оказывает влияния на угол естественного откоса, который остается постоянным $\alpha = 40^\circ = \text{const}$. Температура прогрева пыли, изменявшаяся в опытах от 120 до 300°, существенного влияния на величину угла естественного откоса не оказал.

Резко отличаются результаты опытов, проведенные при $t = 60^\circ\text{C}$. Четкой закономерности изменения угла естественного откоса от времени прогрева пыли получить не удалось. Наиболее вероятной причиной отсутствия закономерности в этих опытах является влага, конденсирующаяся в слое пыли и изменяющая ее сыпучие свойства.

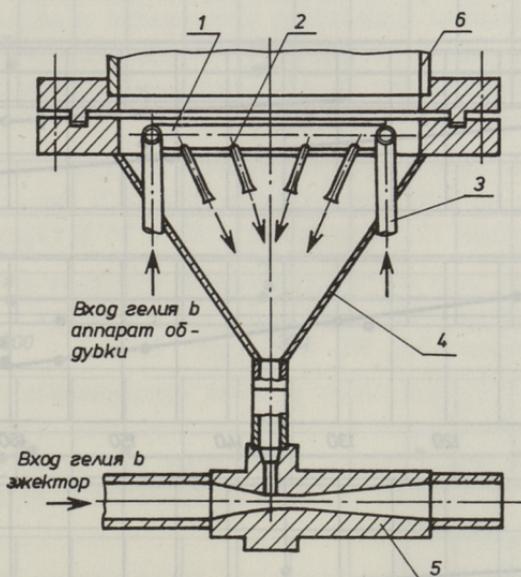


Рис. 4. Нижняя часть модели парогенератора при работе с системой удаления графитовой пыли.

1 - сопловый аппарат; 2 - сопло; 3 - подводящий штуцер; 4 - днище ПГ; 5 - эжектор-смеситель; 6 - корпус ПГ.

Установка конического днища с углом при вершине 60° позволила снизить количество пыли, откладывающейся в модели ПГ, примерно в 1,8 раза - кривая 2 (рис. 5). Незначительные отложения имели место на разделительной мембране и днище. Основная часть пыли, сепарированная из потока на днище, поступала в пылесборник, вследствие чего последующие исследования модели ПГ проводились с коническим днищем.

Исследования, направленные на определение степени влияния таких параметров несущего потока, как плотности и температуры гелия, а также скорости потока на процесс сепара-

ции пыли из газового потока, показали, что при увеличении расхода гелия через ПГ от 100 до 170 м³/ч при постоянном давлении гелия в контуре $P_r = 0,3$ МПа и температуре гелия $t = 300$ °С заметна тенденция снижения коэффициента сепарации (рис. 5б). С увеличением давления гелия в контуре от 0,1 до 0,35 МПа при постоянном расходе гелия $V = 100$ м³/ч

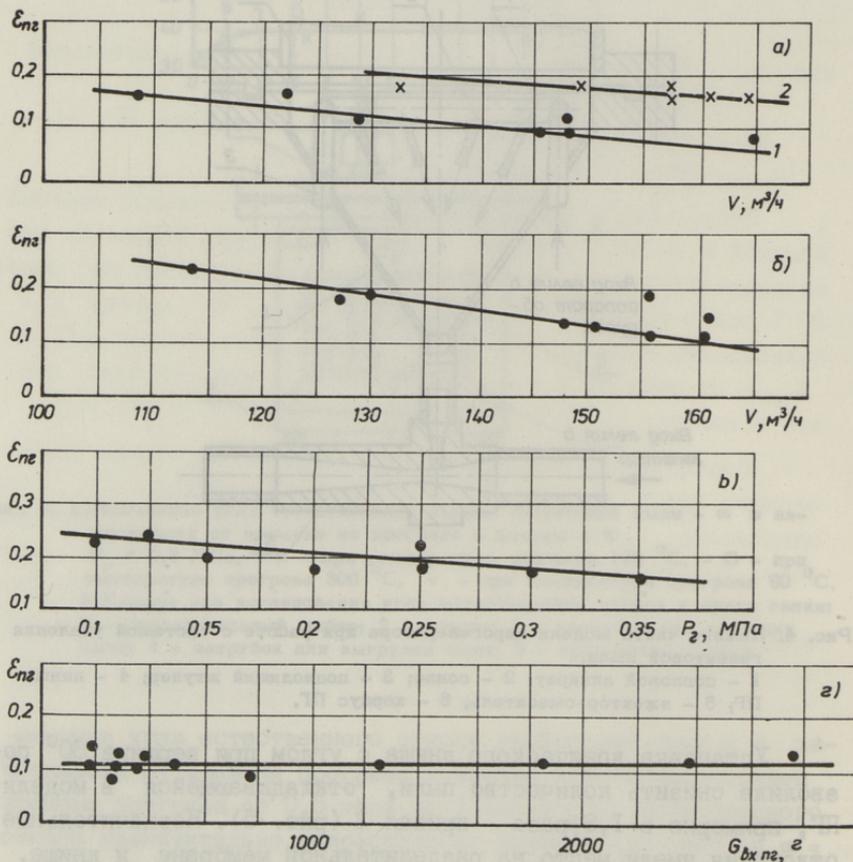


Рис. 5. Изменение коэффициента сепарации графитовой пыли в ПГ в зависимости от расхода гелия через ПГ - V , давления гелия в контуре - P_r и количества пыли, поступившей в ПГ - $G_{bx,ng}$.

а) $P_r = 0,3$ МПа; $t_r = 300$ °С - верхняя крышка - плоская.
1 - днище ПГ - коническое, 2 - днище ПГ - сферическое.

б) $P_r = 0,3$ МПа; $t_r = 300$ °С, днище ПГ-коническое,

в) $P_r = 160$ м³/ч; $t_r = 300$ °С, днище ПГ-коническое,

г) $P_r = 0,3$ МПа; $t_r = 300$ °С; $V = 130$ м³/ч-включена система удаления пыли.

и температуре гелия $t = 300^\circ\text{C}$ также заметна тенденция снижения коэффициента сепарации (рис. 5в).

В исследованном диапазоне изменения количества поступающей в модель пыли от 200 до 2800 г при постоянном давлении гелия в контуре 0,3 МПа, температуре гелия 300°C и

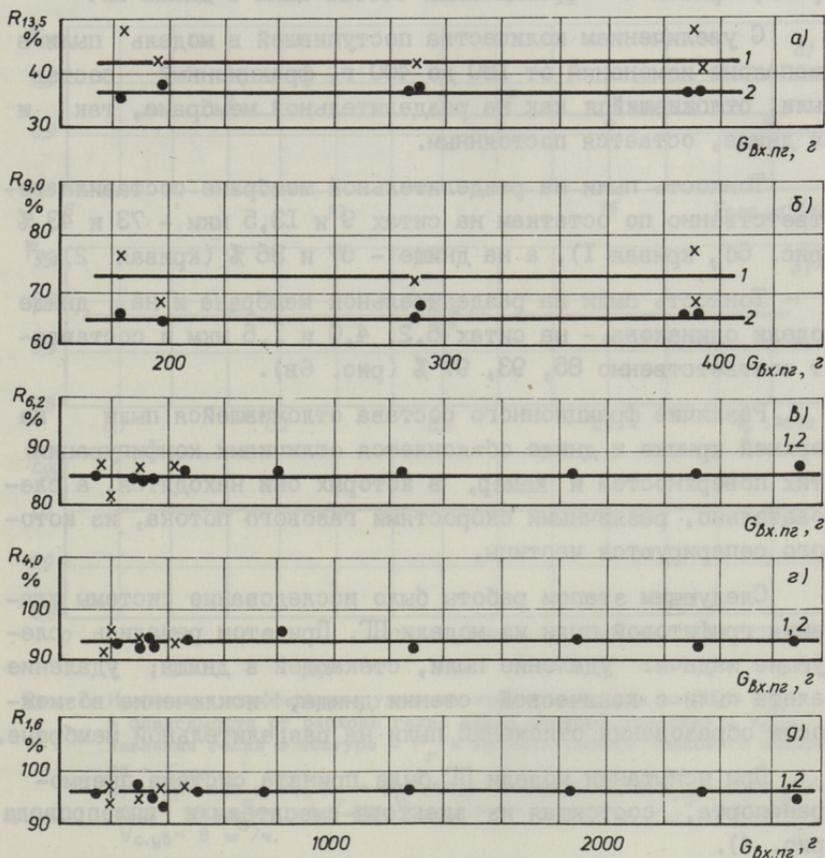


Рис. 6. Изменение фракционного состава пыли, отложившейся на элементах ПГ в зависимости от количества пыли, поступившей в ПГ - $G_{\text{вх.пг}}$.

а) по остаткам на сите 13,5 мкм, б) по остаткам на сите 9,0 мкм, в) по остаткам на сите 6,2 мкм, г) по остаткам на сите 4,0 мкм, д) по остаткам на сите 1,6 мкм. 1 - пыль с разделительной мембраны ПГ, 2 - пыль с днаща.

постоянном расходе гелия через модель коэффициент сепарации пыли сохраняется постоянным и составляет 0,11 (рис. 5).

Исследования фракционного состава графитовой пыли, откладывающейся в модели ПГ, показаны на рис. 6. Кривая 1 - фракционный состав пыли, отобранной с разделительной мембраны, кривая 2 - фракционный состав пыли с днища ПГ.

С увеличением количества поступившей в модель пыли в диапазоне изменений от 180 до 400 г, фракционный состав пыли, отложившийся как на разделительной мембране, так и на днище, остается постоянным.

Тонкость пыли на разделительной мембране составила соответственно по остаткам на ситах 9 и 13,5 мкм - 73 и 43 % (рис. 6б, кривая 1), а на днище - 67 и 36 % (кривая 2).

Тонкость пыли на разделительной мембране и на днище модели одинакова - на ситах 6,2, 4,0 и 1,6 мкм и составляет соответственно 85, 93, 97 % (рис. 6в).

Различие фракционного состава отложившейся пыли на верхней крышке и днище объясняется отличиями конфигурации этих поверхностей и камер, в которых они находятся, а следовательно, различными скоростями газового потока, из которого сепарируются частицы.

Следующим этапом работы было исследование системы удаления графитовой пыли из модели ПГ. При этом решались следующие задачи: удаление пыли, стекающей в днища; удаление налета пыли с конической стенки днища; исключение возможности образования отложений пыли на разделительной мембране.

При испытании модели ПГ была принята система пневмотранспорта, состоящая из эжектора-смесителя и пылепровода (рис. 4).

Согласно схеме рис. 1 часть гелия после газодувки направляется в эжектор-смеситель, который отсасывает сепарирующуюся пыль из днища и направляет ее в циклон, где уловленная пыль собирается в специальную емкость. Очищенный гелий из системы удаления поступает в контур перед циклоном. Основной контур установки остается без изменений.

Для оценки эффективности удаления пыли из днища ПГ был принят коэффициент удаления - $\Psi_{уд}$.

$$\psi_{\text{уд.}} = \frac{G_{\text{ц-2}}}{G_{\text{ц-2}} + G_{\text{дн}}},$$

где $G_{\text{ц-2}}$ - количество пыли, уловленной циклоном системы удаления, г;

$G_{\text{дн}}$ - количество пыли на днище ПГ, г.

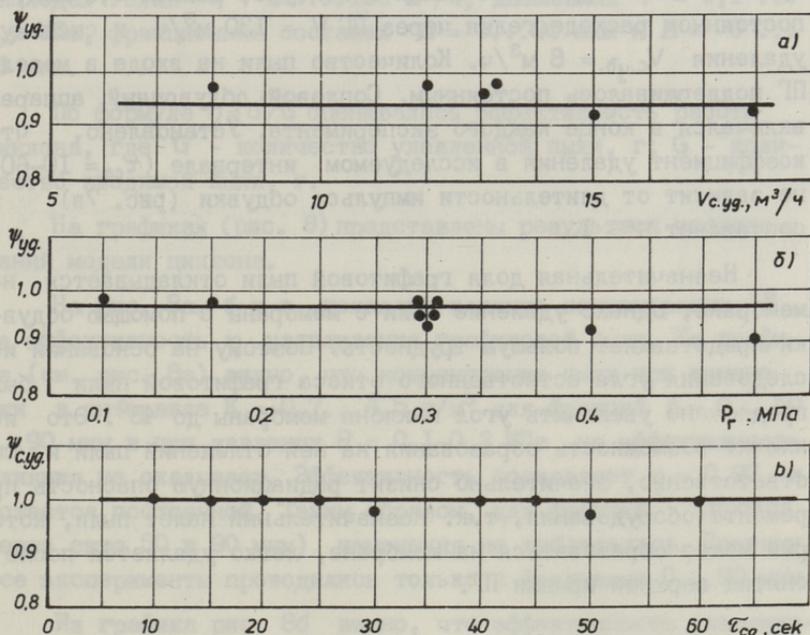


Рис. 7. Изменение коэффициента удаления графитовой пыли из ПГ - $\psi_{\text{уд}}$ в зависимости от расхода гелия через систему удаления - $V_{\text{с.уд}}$, давления гелия в контуре - $P_{\text{г}}$ и времени работы соплового аппарата - $\tau_{\text{со}}$:

а) $V_{\text{ПГ}} = 130 \text{ м}^3/\text{ч}$; $P_{\text{г}} = 0,3 \text{ МПа}$; $t = 300 \text{ }^\circ\text{С}$, б) $V_{\text{с.уд}} = 8-13 \text{ м}^3/\text{ч}$; $V_{\text{ПГ}} = 130 \text{ м}^3/\text{ч}$; $t = 300 \text{ }^\circ\text{С}$, в) $P_{\text{г}} = 0,3 \text{ МПа}$, $V_{\text{ПГ}} = 130 \text{ м}^3/\text{ч}$; $V_{\text{с.уд}} = 8 \text{ м}^3/\text{ч}$.

Результаты исследования показали, что как при изменении расхода газа через систему удаления, так и при изменении давления газа в контуре стэнда в исследованном диапазоне ($V_{\text{с.уд.}} = 8 - 18 \text{ м}^3/\text{ч}$; $P_{\text{г}} = 0,1 - 0,5 \text{ МПа}$) коэффициент удаления пыли из днища ПГ остается постоянным и равным 0,97 (рис. 7а и б). Исследование проводилось при постоян-

ном количестве пыли, вводимой в ПГ, время каждого эксперимента составляло около 1 часа.

Для удаления налета пыли со стенки конического днища модели ПГ в верхней части был установлен сопловой аппарат I (рис. 4), оснащенный восемью соплами, подача газа к соплам осуществляется из баллона. Исследования проводились при постоянном давлении гелия в контуре, равном 0,3 МПа, постоянном расходе гелия через ПГ $V = 130 \text{ м}^3/\text{ч}$ и систему удаления $V_{\text{с.уд.}} = 8 \text{ м}^3/\text{ч}$. Количество пыли на входе в модель ПГ поддерживалось постоянным. Сопловой обдувочный аппарат включался в конце каждого эксперимента. Установлено, что коэффициент удаления в исследуемом интервале ($\tau_{\text{с.о}} = 10-60 \text{ с}$) не зависит от длительности импульса обдувки (рис. 7в) и составляет $\Psi = 1$.

Незначительная доля графитовой пыли откладывается на мембране, однако удаление пыли с мембраны с помощью обдувки представляет большую трудность. Поэтому на основании исследования угла естественного откоса графитовой пыли было предложено увеличить угол наклона мембраны до 45° . Это исключит возможность образования на ней отложений пыли и, соответственно, значительно снизит радиационную опасность при ремонте оборудования, т.к. незначительный налет пыли, который может образоваться на мембране, легко удаляется после снятия верхней крышки ПГ.

II. Исследование системы очистки гелия

Для поддержания в газовом контуре установки стабильной минимальной концентрации графитовой пыли при проектировании была предусмотрена двухступенчатая система механической очистки гелия.

I ступень - циклоны (рис. I, фрагмент III),

II ступень - фильтр тонкой очистки (ФТО) (рис. I, фрагмент IV).

Результаты исследования моделей пылеуловителей - циклона и ФТО представлены на графиках рис. 8-12.

По рекомендациям НИИОГАЗ [3] была изготовлена модель циклона на рабочее давление 0,4 МПа. По сравнению с циклоном ЦН-15, в модель был внесен ряд изменений: входной па-

трубок выполнен с радиальным скруглением по периферии с целью исключения вероятности отложений пыли, а также на 10 % уменьшен диаметр выхлопного патрубка.

Исследования модели циклона были проведены при температурах: $t \approx 20$ °С, $t \approx 170$ °С и $t \approx 300$ °С.

Работа по исследованию модели циклона выполнялась при расходах гелия $V = 100 \dots 180$ м³/ч, давлениях $P = 0,1 \dots 0,4$ МПа, фракционных составах $\Delta = 0 \dots 90$ мкм и $\Delta = 0 \dots 50$ мкм.

По формуле $\eta = G'/G$ оценивалась эффективность работы циклона, где G' - количество уловленной пыли, г; G - количество вводимой пыли, г.

На графиках (рис. 8) представлены результаты исследований модели циклона.

На рис. 8а, б и в показано влияние концентрации K , на эффективность η улавливания графитовой пыли. Из графика (см. рис. 8а) видно, что концентрация пыли при изменении в интервале $K = 0,7 \dots 4,5$ г/м³ для фракций $\Delta = 0 \dots 50 \dots 90$ мкм и при давлении $P = 0,1 - 0,2$ МПа на эффективность влияния не оказывает. Эффективность составляет $\eta = 0,97$ и остается постоянной. Таким образом, для фракций (проход через сито 50 и 90 мкм) изменения не наблюдались. Поэтому все эксперименты проводились только с фракциями $0 \dots 90$ мкм.

Из графика рис. 8б видно, что эффективность улавливания пыли при $t \approx 170$ °С, $P = 0,2 \dots 0,4$ МПа, $V = 170 \dots 180$ м³/ч, $\Delta = 0 \dots 90$ мкм и $K = 0,5 \dots 5,0$ г/м³ составила $\eta = 0,96$.

На гелии с температурой $t \approx 300$ °С и давлением $P = 0,2 \dots 0,4$ МПа опыты проводились в широком диапазоне изменения концентрации пыли.

Влияние концентрации K на эффективность η улавливания пыли циклоном показано на рис. 8в при $V = 170 \dots 180$ м³/ч, $\Delta = 0 \dots 90$ мкм и температуре 300 °С.

В диапазоне изменений концентрации $K = 0,5 \dots 5,4$ м³/ч эффективность улавливания составляет $\eta = 0,94$, что ниже, чем на гелии с температурой $t \approx 20$ и 170 °С.

Снижение эффективности работы циклона в результате роста температуры подтверждается также графиком рис. 8г.

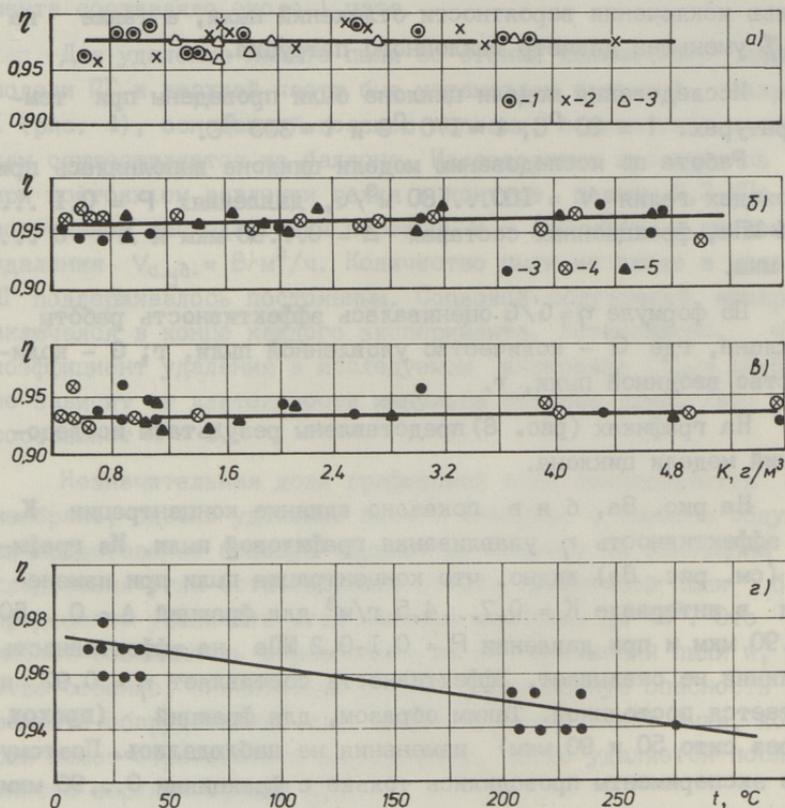


Рис. 8. Влияние концентрации K и температуры t на эффективность улавливания η пыли циклоном:
 а) $t \approx 20$ °C; $V = 170 \dots 180$ м³/ч; $\eta = 0,97$; 1 - $\Delta = 0 \dots 90$ мкм; $P = 0,1$ МПа; 2 - $\Delta = 0 \dots 50$ мкм; $P = 0,1$ МПа; 3 - $\Delta = 0 \dots 90$ мкм; $P = 0,2$ МПа; б) $t \approx 170$ °C; $V = 170 \dots 180$ м³/ч; $\eta = 0,96$; $\Delta = 0 \dots 90$ мкм; 3 - $P = 0,2$ МПа; 4 - $p = 0,3$ МПа; 5 - $p = 0,4$ МПа; в) $t \approx 300$ °C; $V = 170 \dots 180$ м³/ч; $\eta = 0,84$; $\Delta = 0 \dots 90$ мкм; г) влияние температуры t на эффективность улавливания η циклоном пыли, при $V = 130 \dots 150$ м³/ч и $P = 0,2$ МПа.

Исследования были выполнены примерно при постоянном расходе гелия $V = 130 \dots 150$ м³/ч. Температура изменялась от 20 до 300 °C. Из графика видно, что эффективность снизилась с $\eta = 0,97$ до $\eta = 0,94$, что произошло вследствие роста вязкости, способствовавшей выносу частиц субмикронных и микронных фракций. В [6] приводятся формулы для расчетов гра-

ничного размера частиц и дается оценка температурного влияния (вязкости) на эффективность улавливания пыли циклоном.

В этой же серии опытов исследовалось влияние давления на эффективность улавливания пыли, которые велись при $t \approx 300^\circ\text{C}$ и $V = 170 \dots 180 \text{ м}^3/\text{ч}$ при разных давлениях. При давлении $P = 0,2 \text{ МПа}$ сопротивление циклона составляет 380 Па , а при $P = 0,4 \text{ МПа}$ сопротивление уже 880 Па . Хотя с ростом давления увеличивается плотность гелия, эффективность улавливания циклоном пыли практически остается постоянной, вследствие незначительного увеличения плотности среды по отношению к плотности графитовой пыли.

Таким образом, из сравнения результатов, изображенных на рис. 8, видно, что наиболее заметное влияние на эффективность улавливания пыли циклоном оказывает температура, это согласуется с работой [6].

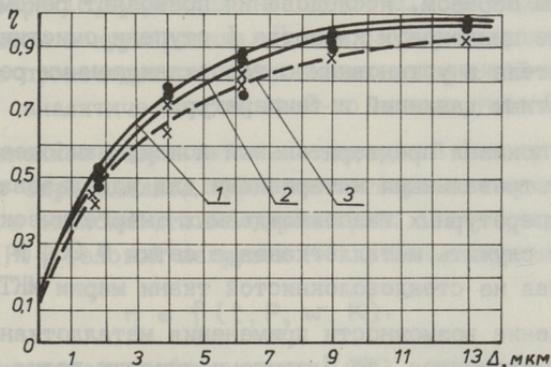


Рис. 9. Влияние фракционного состава Δ графитовой пыли на эффективность улавливания η .
1 - $t \approx 20^\circ\text{C}$; 2 - $t \approx 170^\circ\text{C}$; 3 - $t \approx 300^\circ\text{C}$.

Влияние фракционного состава графитовой пыли Δ на эффективность улавливания η от температуры показано на рис. 9. Фракционный коэффициент эффективности работы циклона определялся при $t \approx 20, 170$ и 300°C и $P = 0,1 \dots 0,4 \text{ МПа}$. Результаты опытов показали, что при увеличении размера частиц пыли Δ от $1,6$ до $13,5 \text{ мкм}$ эффективность циклона воз-

растает до $\eta = 0,97$ (кривая 1). Температура гелия в опытах составила $t = 20$ °С. С ростом же температуры эффективность циклона η падает.

По данным [4] при очистке воздуха циклоном улавливаются частицы размером больше $\Delta = 30$ мкм и ≈ 80 % улавливаются частицы размером $\Delta = 5$ мкм. Эти данные согласуются с результатами опытов на модели циклона в среде гелия при $t \approx 20$ °С. При $t \approx 170$ и 300 °С частицы размером $\Delta = 5$ мкм были уловлены уже на 78 и 73 % (рис. 9, кривые 2 и 3).

Как известно [5], с уменьшением диаметра циклона размер уловленных частиц должен снижаться, что приводит к повышению эффективности улавливания пыли циклоном.

При экстраполяции полученных данных на давление $P = 4,0$ МПа, ожидаемая эффективность не должна быть ниже $\eta = 0,6$.

Таким образом, исследования позволяют рекомендовать применение циклонов в качестве I ступени очистки гелиевого теплоносителя в установках с газоохлаждаемыми реакторами для расчетных давлений и температур.

Как показал предварительный поиск, наиболее подходящими фильтровальными материалами для использования их в высокотемпературных газоохлаждаемых энергетических установках могут служить металлотканевые сетки № 004 и 450, а также материал из стекловолоконистой ткани марки МКГТ-2,2-0.

Изучение возможности применения металлотканевых фильтровальных элементов во II ступени очистки гелия показало, что металлоткани обладают высокой термостойкостью (до 1000 °С), механической прочностью, устойчивостью к радиации и хорошей антикоррозионной устойчивостью, так как материалом для их изготовления служит нержавеющая сталь марки ОЗХВН10ТВ1.

Стекловолоконистые ткани широко применяются в химической и металлургической промышленности, где процессы фильтрации проходят при температуре до 350 °С.

Данные по использованию материалов из металлотканей и стекловолокна, работающих под давлением до $4,0$ МПа и при температуре 300 °С, в среде гелия отсутствуют [7], поэтому

во ВНИИАМ были проведены исследования для определения характеристик этих фильтровальных материалов в среде гелия с целью определения возможности их использования в ВТГР-50.

На рис. 1, фрагмент IV, показана принципиальная схема рабочего участка с моделью фильтра тонкой очистки (ФТО). Графитовая пыль, введенная в контур стенда питателем 4 через критическое сечение эжектора-смесителя, подается в трубопровод через ФТО. Далее запыленный поток поступает в модель ФТО 17, в которой происходит улавливание графитовой пыли.

Отбор проб уносимой пыли из ФТО производился трубкой пылезаборника, снабженного фильтром 18 с набивкой из каолиновой пыли. Процесс отбора проб производился следующим образом: вентиль, расположенный после фильтра 18, открывали и газ с частицами пыли, проскочившими фильтровальную перегородку модели ФТО, фильтруясь через каолиновую вату фильтра 18, удалялся в баллон 20, который перед каждым опытом вакуумировали. После разгерметизации гелиевого контура производилось взвешивание запыленной каолиновой ваты на аналитических весах 2-го класса типа ВЛР-200.

При анализе результатов исследований фильтровальных материалов определялась эффективность улавливания графитовой пыли в зависимости от параметров: температуры (t); давления (P); газовой нагрузки (w); концентрации (K), то есть

$$\eta = f(t, P, w, K).$$

Эффективность работы модели ФТО определялась двумя способами.

1-й способ - по улову графитовой пыли:

$$\eta = \frac{G'}{G}, \quad (1)$$

где G - масса пыли на входе в модель фильтра, г;

G' - масса пыли, уловленной моделью фильтра до регенерации, г.

2-й способ - по количеству графитовой пыли, вынесенной из модели фильтра в процессе опытов:

$$\eta = \frac{G' + G''}{G}, \quad (2)$$

где G'' – масса пыли, уловленной фильтром пылезаборника, г

Разница в определении эффективности улавливания графитовой пыли по формулам (1) и (2) не превышала $\pm 5\%$.

Исследования проводились при следующих параметрах теплоносителя:

- температура $\approx 150 \dots 300$ °С;
- давление $0,1 \dots 0,4$ МПа;
- газовые нагрузки $1,22 \dots 3,56$ м³/(м².мин).

На рис. 10 показано влияние температуры t и давления P на эффективность улавливания пыли η сетками № 004, 450 и стеклотканью МКТТ-2.2-0.

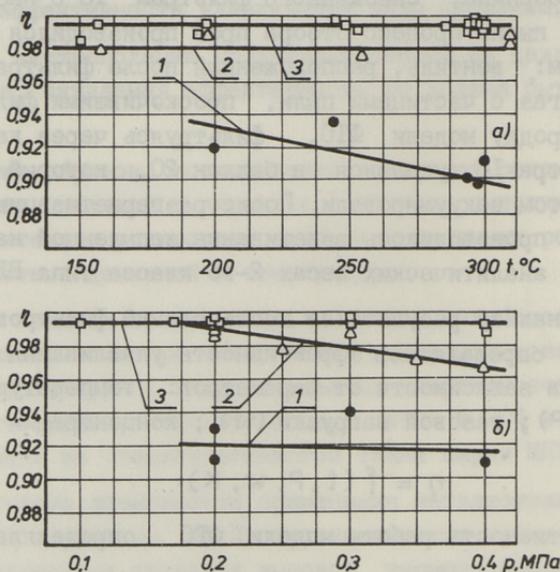


Рис. 10. Влияние температуры t и давления P на эффективность улавливания η пыли.

а) влияние температуры, б) влияние давления: —□— сетка № 450; —△— стеклоткань МКТТ-2.2-0; —●— сетка № 004.
 $P = 0,2$ МПа; $t \approx 150 \dots 300$ °С и $w = 1,22 \dots 3,56$ м³/(м².мин).

Из графика на рис. 10, а-1, видно, что с ростом температуры от 200 до 300 °С эффективность улавливания сеткой № 004 снижается с $\eta = 0,93$ до 0,90, при $P = 0,2$ МПа и газовой нагрузке $2,44$ м³/м².мин, при этом сопротивление возросло с 2,08 до 3,3 КПа.

Снижение эффективности и увеличение сопротивления об-

улавливаются ростом температуры и, как следствие, увеличением вязкости гелия. Рост температуры имеет двойственное влияние [8]: с одной стороны, эффективность диффузионного осаждения субмикронных частиц 0,01...0,1 мкм возрастает, а с другой – крупные частицы (с размерами 2...5 мкм и больше) улавливаются меньше, ввиду значительного роста динамической вязкости за счет преобладающего влияния инерционного эффекта. В опытах с сеткой № 004 концентрация пыли составляла $K = 12...98 \text{ г/м}^3$.

Опыты с сеткой № 450 представлены на графике рис. 10, а-3. Они проводились при: $t = 150...300 \text{ }^\circ\text{C}$, $P = 0,1...0,4 \text{ МПа}$, $w = 1,83...3,56 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{мин})$, $K = 3,5...108 \text{ г/м}^3$.

Эффективность улавливания пыли сеткой 450 составила 0,990...0,993, а сопротивление возросло с 8,75 до 9,4 кПа, при постоянной газовой нагрузке 2,44 м³/(м²·мин) и давлении 0,2 МПа.

Кривая на графике рис. 10, а-3, показывает, что интенсивного снижения эффективности улавливания в исследованном диапазоне не происходило. Это объясняется увеличением длины поровых каналов сетки № 450 по сравнению с сеткой 40 мкм (размер ячеек 10...20 мкм) и объемной структурой переплетенных волокон и, что особенно важно – формой поровых каналов.

Поровые каналы сетки № 450 забивались частицами субмикронных фракций, эффективность диффузионного осаждения возросла, и как следствие, частицы микронных фракций легко задерживались лобовой поверхностью сетки № 450.

На графике рис. 10, а-2, показано влияние температуры t на эффективность улавливания пыли η тканью из стекловолокна марки МКТТ-2.2-0. Опыты проводились при $t \approx 150...300 \text{ }^\circ\text{C}$, $P = 0,2 \text{ МПа}$, $K = 7...140 \text{ г/м}^3$ и $w = 1,22...1,83 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{мин})$.

Эффективность улавливания пыли η в этих опытах составляет 0,99, снижения эффективности не наблюдается, гидравлическое сопротивление возросло с 3,5 до 4,4 кПа. По сравнению с данными, представленными на графике рис. 10, а-3, эффективность улавливания также остается постоянной, но она несколько ниже по абсолютной величине. Постоянная величина эффективности улавливания объясняется теми же при-

чинами, что и для сетки № 450, то есть большей толщиной и соответственно большей длиной поровых каналов. Механизм фильтрации газа (стеклотканью МКТТ-2.2-0) тот же, что и для металлотканевой сетки № 450.

К положительным качествам стеклотканевого фильтровального элемента следует отнести его более, чем в два раза меньше гидравлическое сопротивление.

На рис. 10,6 (1-2-3) показано влияние давления P на эффективность улавливания η пыли.

Из графика рис. 10,6-1, видно, что некоторое снижение эффективности с 0,93 до 0,91 происходит за счет роста давления газа, то есть из-за роста плотности гелия, при $w = 3,56 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{мин})$ и $t = 300 \text{ }^\circ\text{C}$.

Аналогичные данные приводятся и в литературе [8]. На графике рис. 10,6-2 приведены данные влияния давления P на эффективность улавливания пыли η фильтровальным элементом из стеклоткани МКТТ-2.2-0, при $t = 300 \text{ }^\circ\text{C}$ и $w = 1,22 \dots 2,44 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{мин})$. В этой серии опытов эффективность улавливания пыли снижается с 0,985 до 0,960.

Падение эффективности в этой серии опытов аналогично с экспериментальными данными, приведенными на графике рис. 10,6-1, то есть это снижение имеет одинаковый механизм - рост плотности гелия.

Рис. 10,6-3 иллюстрирует влияние давления P на эффективность улавливания η пыли металлотканевой сеткой № 450. В этих опытах эффективность улавливания η фильтром уменьшилась с 0,995 до 0,988. Это произошло за счет роста давления гелия и, соответственно, из-за роста плотности газа; при $300 \text{ }^\circ\text{C}$ и $w = 3,56 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{мин})$.

Анализируя работу фильтрующих материалов на модели ФТО при газовой нагрузке $w = 3,56 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{мин})$, можем сделать вывод, что лучшие показатели имеет металлотканевая сетка № 450 (см. график рис. 10,6-3).

У металлотканевой сетки № 004 (см. график рис. 10,6-1) и стеклоткани МКТТ-2.2-0 (см. график рис. 10,6-2) снижение эффективности более заметно, чем для сетки № 450.

Причина снижения эффективности [8] для всех фильтровальных материалов одна и та же - это рост плотности гелия по [8].

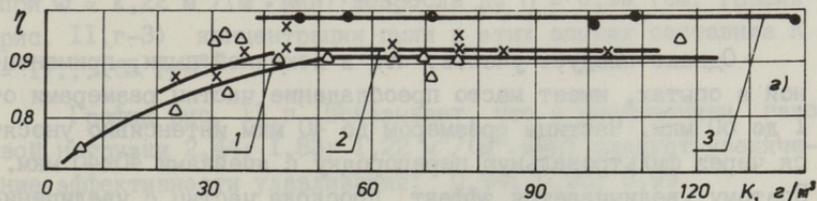
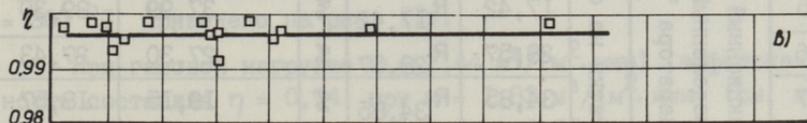
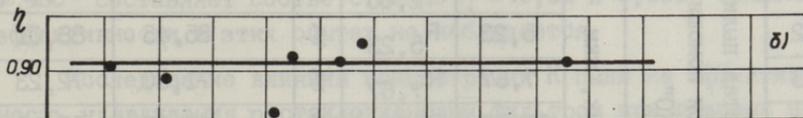
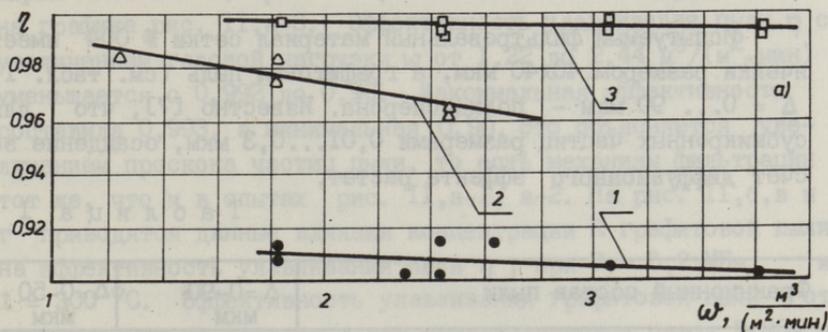


Рис. 11. Влияние газовой нагрузки ω и концентрации K на эффективность улавливания η пыли.

а) влияние газовой нагрузки:

—□— сетка № 450; —△— стеклоткань МКТТ-2.2-0;

—●— сетка № 004;

б) влияние концентрации K пыли на металлотканевые сетки:

—□— сетка № 450; —●— сетка № 004;

г) влияние концентрации K пыли на стеклоткань МКТТ-2.2-0:
 1 - △ - при $\omega = 2,44 \text{ м}^3 / (\text{м}^2 \cdot \text{мин})$; 2 - x - при $\omega = 1,83 \text{ м}^3 / (\text{м}^2 \cdot \text{мин})$;
 3 —●— при $\omega = 1,22 \text{ м}^3 / (\text{м}^2 \cdot \text{мин})$. $P = 0,2 \text{ МПа}$, $t \approx 300 \text{ }^\circ\text{C}$.

На рис. II,а показано влияние газовой нагрузки ω на эффективность улавливания η пыли сетками № 004, № 450 и стеклотканью МКТТ-2.2-0. Эффективность улавливания пыли фильтром с сеткой № 004 при росте газовой нагрузки падает с 0,93 до 0,90, а сопротивление возрастает с 2,3 до 3,2 КПа, газовые нагрузки составляли $\omega = 1,83 \dots 3,56 \text{ м}^3 / (\text{м}^2 \cdot \text{мин})$, при $P = 0,2 \text{ МПа}$ и $t = 300 \text{ }^\circ\text{C}$.

Испытуемый фильтровальный материал сетки № 004 имеет ячейки размером 40x40 мкм, а графитовая пыль (см. табл. I) $\Delta = 0 \dots 90$ мкм - полидисперсна. Известно [7], что для субмикронных частиц размерами 0,01...0,3 мкм, осаждение за счет диффузионного эффекта растет.

Т а б л и ц а I

Фракционный состав пыли					$\Delta = 0-90$ мкм	$\Delta = 0-50$ мкм	
1	Фракционный состав пыли, определенный при помощи сепаратора "БАКО"	Остатки на ситах, мкм	2,65	R _{2,65}	%	96,84	97,15
2			5,23	R _{5,23}	%	85,45	88,01
3			7,67	R _{7,67}	%	71,50	72,23
4			11,50	R _{11,50}	%	55,15	55,70
5			17,42	R _{17,42}	%	37,99	39,30
6			28,57	R _{28,57}	%	27,30	27,43
7			34,85	R _{34,85}	%	19,15	18,57
8			39,73	R _{39,73}	%	15,75	13,51

Однако следует учесть, что в исходной пыли, примененной в опытах, имеет место преобладание частиц размерами от I до 50 мкм. Частицы размером до 40 мкм интенсивно уносятся через фильтровальную перегородку с ячейками 40x40 мкм. Поэтому увеличивается эффект проскока частиц с увеличением скорости фильтрации через сетку № 004.

Максимальная эффективность улавливания графитовой пыли для сетки № 004 составила в опытах $\eta = 0,93$ и тенденций к росту эффективности улавливания не наблюдалось.

Согласно графику $\eta = f(w)$ рис. II, а-2 можно сделать заключение, что эффективность улавливания пыли η фильтром с сеткой № 450 при росте газовой нагрузки w от 1,22 до 3,56 м³/(м²·мин), при $P = 0,2$ МПа и $t = 300$ °С, снижается с 0,999 до 0,996. Механизм снижения эффективности улавливания такой же, как и в опытах, показанных на графиках рис. II, а-1.

Исследование влияния газовой нагрузки на эффективность улавливания пыли η фильтровальной тканью из стекловолокна

марки МКТТ-2.2-0, при $P = 0,2$ МПа и $t = 300$ °С представлено на графике рис. II, а-3. Эффективность улавливания пыли η с увеличением газовой нагрузки w от 1,22 до 2,44 м³/(м².мин) уменьшается с 0,993 до 0,90. Максимальная эффективность составила 0,993, а минимальная 0,90. Это объясняется увеличением проскока частиц пыли, то есть механизм фильтрации тот же, что и в опытах рис. II, а-1, а-2. На рис. II, б, в и г приводятся данные влияния концентрации K графитовой пыли на эффективность улавливания пыли η , при $P = 0,2$ МПа и $t = 300$ °С. Эффективность улавливания графитовой пыли от концентрации не зависит и для металлотканевых сеток № 004 и № 450 составляет соответственно $\eta = 0,92$ и 0,996. Снижения эффективности в этих опытах не наблюдается.

Исследование влияния концентрации K пыли на эффективность улавливания η стеклотканевым фильтром при газовых нагрузках $w = 1,22 \dots 2,44$ м³/(м².мин), $P = 0,2$ МПа и $t = 300$ °С приведено на рис. IIг.

При газовой нагрузке $w = 2,44$ м³/(м².мин) эффективность составила $\eta = 0,94$, при $w = 1,83$ м³/(м².мин) (см. график рис. II, г-2). Эффективность $\eta = 0,96$ была достигнута при $w = 1,22$ м³/(м².мин) возросла до $\eta = 0,99$ (см. график рис. II, г-3) концентрация пыли в этих опытах составила $K = 17 \dots 165$ г/м³.

График рис. II, г показывает, что с уменьшением газовой нагрузки 2,44; 1,83; 1,22 м³/(м².мин) следует увеличение эффективности улавливания: 0,94; 0,96; 0,99.

Эти результаты корреспондируются с литературными данными [8].

Изменение гидравлического сопротивления фильтра - ΔP от продолжительности работы модели - τ можно проанализировать на графике рис. I2.

На графике показано изменение сопротивления фильтровального материала из металлотканевой сетки № 450. Из графика можно видеть, что наибольших значений сопротивление $\Delta P = 0,92 \dots 10,0$ КПа модели фильтра достигло через 30-35 мин. После этого проводилась регенерация фильтра обратной продувкой, при которой газовая нагрузка составляла $w = 2,5-3,0$ м³/(м².мин), а сама регенерация длилась $\tau' = 20-30$ с.

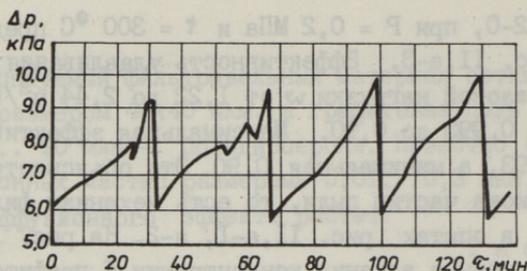


Рис. 12. Изменение гидравлического сопротивления фильтра ΔP от времени работы модели - τ , при $P = 0,2$ МПа; $t \approx 300$ °С и $w = 2,44$ м³/(м²·мин).

Промышленная установка будет работать под давлением гелия 4,0 МПа, а давление, как известно, влияет на снижение эффективности улавливания пыли.

Поэтому предполагается для повышения эффективности улавливания графитовой пыли в промышленном фильтре увеличить поверхность фильтрации с целью снижения газовой нагрузки на фильтровальный материал. Нужного увеличения площади фильтра можно достигнуть применением гофрированной формы фильтровального материала из металлотканевой сетки № 450.

Закключение

На основании проведенных исследований можно рекомендовать следующее:

1. Угол наклона к горизонту необогреваемых поверхностей парогенератора, где может откладываться пыль, не должен быть меньше 45°.

2. Для обеспечения надежной эвакуации пыли из парогенератора должна применяться опробованная на стенде система удаления пыли.

3. В качестве первой ступени очистки гелия от механических примесей рекомендуются циклоны диаметром 120 мм.

4. Наиболее надежным и эффективным материалом для фильтров тонкой очистки второй ступени рекомендуется металлотканевая сетка № 450.

5. Для увеличения фильтрующей поверхности фильтра и снижения газовой нагрузки на фильтр рекомендуется применить гофрировку металлотканевой сетки.

Л и т е р а т у р а

1. П е т р о с ь я н ц А.М. Ядерная энергетика. - М.: Наука, 1981. - 272 с.
2. Проектирование энергетических установок с высоко-температурными газоохлаждаемыми реакторами / Под ред. И.Я. Емельянова. - М.: Энергоиздат, 1981. - 232 с.
3. Справочник по пыле- и золоулавливанию / Под ред. А.А. Русанова. - М.: Энергия, 1975. - 276 с.
4. Г р и н Х., Л е й н В. Аэрозоли-пыли, думы, туманы / Перевод с англ. - Л.: Химия, 1972. - 427 с.
5. П и р у м о в А.И. Обеспыливание воздуха. - М.: Госстройиздат, 1971. - 82 с.
6. П и р у м о в А.И. Аэродинамические основы инерционной сепарации. - М.: Госстройиздат, 1961. - 124 с.
7. С т а р к С.В. Пылеулавливание и очистка газов в металлургии. - М.: Металлургия, 1977. - 328 с.
8. У ж о в В.Н., М я г к о в Б.И. Очистка промышленных газов фильтрами. - М.: Химия, 1970. - 318 с.

A.A. Buravtsev, Y.V. Danchenkov,
V.V. Larionov, A.M. Lyutershtein

Model Research of the Graphite Dust Deposition Processes and Removal from the VGR-50 Unit Unheated Elements

Abstract

Steam generator model stand test experimental data, systems of graphite dust removal from the steam generator bottom and the basic elements of the helium mechanical cleaning system from mechanical impurities are given in the paper. The experiments on the steam generator model have enabled to optimize the steam generator's geometric parameters and to decrease the probability of graphite dust deposition on unheated surfaces. Recommendations on the application of the filter materials made from metalcloth mesh and glass fibre as well as on the application of the cyclone as the first stage of the helium cleaning system have been made on the basis of fine filter models operation results.

The results of the studies have been used at the unit technical designing.

И.Р. Вийльманн, Ю.Ю. Йнгева,
Х.А. Кяар

ЭФФЕКТИВНАЯ ТЕМПЕРАТУРОПРОВОДНОСТЬ ГРАФИТОВОЙ ПЫЛИ

В настоящее время экспериментальное определение температуропроводности является практически единственным путем применительно к изучению гетерогенных материалов со сложной структурой. В некоторых расчетных подходах [1, 2] рассмотрены лишь наиболее простые примеры.

Описание используемой опытной установки приведено в [3]. Исследуемый порошок находится в кювете, выполненной из стальной фольги (сталь X18H12T) толщиной 0,1 мм. Диаметр и глубина кюветы соответственно 7,5 и 1,0 мм. Дисперсионный состав пыли и технология изготовления приведены в [4]. Для высокодисперсных порошков их пористость в состоянии свободной засыпки высокая, что позволяет провести исследование в широком интервале изменения пористости путем встряхивания и сжатия порошка. Ко дну кюветы приварена ХК термopара с диаметром электродов 64 мкм. Тарировка установки проведена с помощью образца из железо-армко толщиной 2,05 мм, содержание примесей в котором указано в табл. I.

Т а б л и ц а I

Примесь	C	Mn	Si	S	Cu
%, (масс.)	0,025	0,026	следы	0,005	0,20

Результаты тарировки (рис. I) находятся в удовлетворительном согласии с известными литературными данными.

Опыты проведены при вакуумировании опытной камеры (остаточное давление 10 - 100 мПа), в воздухе (при атмосферном

давлении) и в среде гелия при абсолютном давлении 0,125 МПа. Температурный интервал опытов лежит в пределах от 20 до 500 °С.

Основные характеристики и полученные результаты по 10 образцам даны в табл. 2.

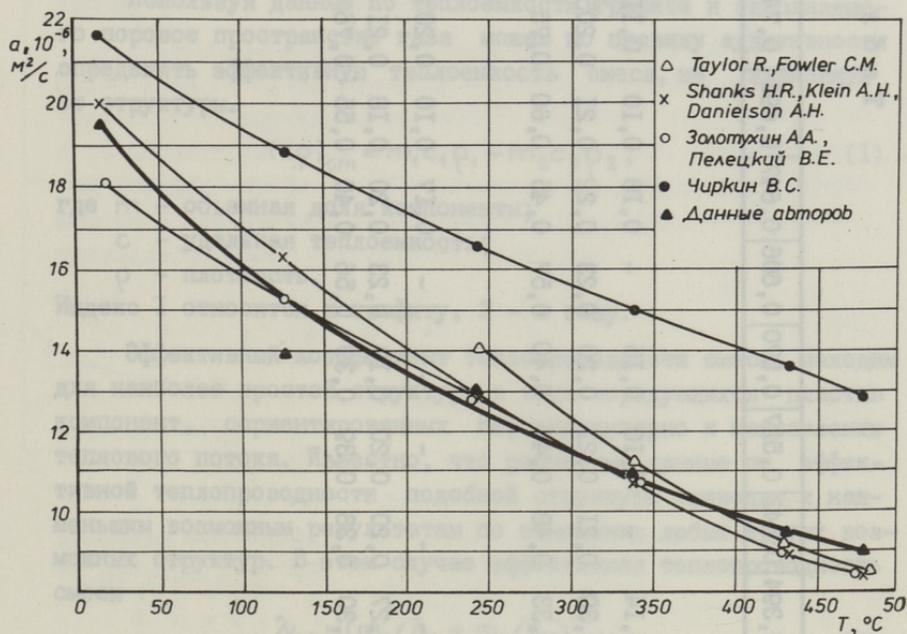


Рис. 1. Температуропроводность железа-армо в зависимости от температуры.

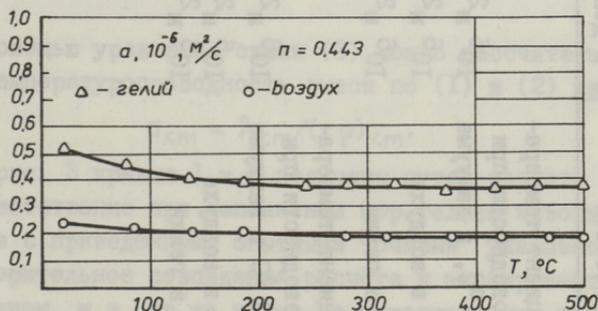


Рис. 2. Опытные данные температуропроводности графитовой пилы образца с пористостью $\Pi = 0,443$ в среде гелия и воздуха.

Т а б л и ц а 2

Пористость	в долях	0,394	0,443	0,527	0,570	0,606	0,647	0,691	0,74	0,801	0,857
Коэффициент температуропроводности при $t = 50^\circ\text{C}$, в вакууме	$10^6 \text{ м}^2/\text{с}$	0,14	-	0,10	0,15	-	0,18	0,10	0,11	0,15	0,11
То же, в воздухе	$10^6 \text{ м}^2/\text{с}$	0,30	0,21	0,21	0,20	0,23	0,22	0,21	0,205	0,22	-
То же, в гелии	$10^6 \text{ м}^2/\text{с}$	0,33	0,48	0,47	0,40	0,57	0,45	0,60	0,75	0,80	0,72
Коэффициент температуропроводности при $t = 300^\circ\text{C}$ в вакууме	$10^6 \text{ м}^2/\text{с}$	-	-	-	-	-	0,17	0,10	0,20	0,18	0,19
То же, в воздухе	$10^6 \text{ м}^2/\text{с}$	0,27	0,20	0,20	0,18	0,23	0,20	0,18	0,21	0,26	-
То же, в гелии	$10^6 \text{ м}^2/\text{с}$	0,30	0,38	0,39	0,39	0,56	0,40	0,55	0,76	0,70	0,57

В качестве примера на рис. 2 представлены опытные данные образца с пористостью 0,443. Температурная зависимость коэффициента эффективной теплопроводности относительно слабая, для всех образцов наибольшая теплопроводность наблюдается в гелии.

Используя данные по теплоемкости графита и заполняющего поровое пространство газа можем по правилу аддитивности определить эффективную теплоемкость смеси, не зависящую от структуры.

$$(c\rho)_{cm} = m_1 c_1 \rho_1 + m_2 c_2 \rho_2, \quad (I)$$

где m - объемная доля компоненты;

c - удельная теплоемкость;

ρ - плотность.

Индекс 1 относится к графиту, 2 - к газу.

Эффективный коэффициент теплопроводности смеси находим для наиболее простой структуры в виде чередующихся пластин компонент, ориентированных перпендикулярно к направлению теплового потока. Известно, что расчетные данные по эффективной теплопроводности подобной структуры приводят к наименьшим возможным результатам по отношению любых других возможных структур. В этом случае эффективная теплопроводность смеси

$$\lambda_{cm} = (m_1/\lambda_1 + m_2/\lambda_2)^{-1}. \quad (2)$$

Численные значения эффективной теплопроводности по (2) отличаются от опытных данных для порошков не более, чем на порядок.

С помощью уравнения связи (3) можно рассчитать эффективную теплопроводность смеси по (I) и (2) как

$$a_{cm} = \lambda_{cm}/(c\rho)_{cm}. \quad (3)$$

На рис. 3 кривые 1 и 2 получены путем расчета по (I)-(3) соответственно при заполнении пор гелием и воздухом. Сравнение с приведенными опытными точками указывает на удовлетворительное совпадение расчета и эксперимента в опытах с гелием, и в то же время на существенные отклонения (в два и больше раз) с опытами в воздушной среде. Немонотонное изменение эффективной теплопроводности от пористости (m_2) и соответственно положение, когда температу-

проводность смеси меньше, чем температуропроводность обоих составляющих смесь компонентов проанализированы в [1].

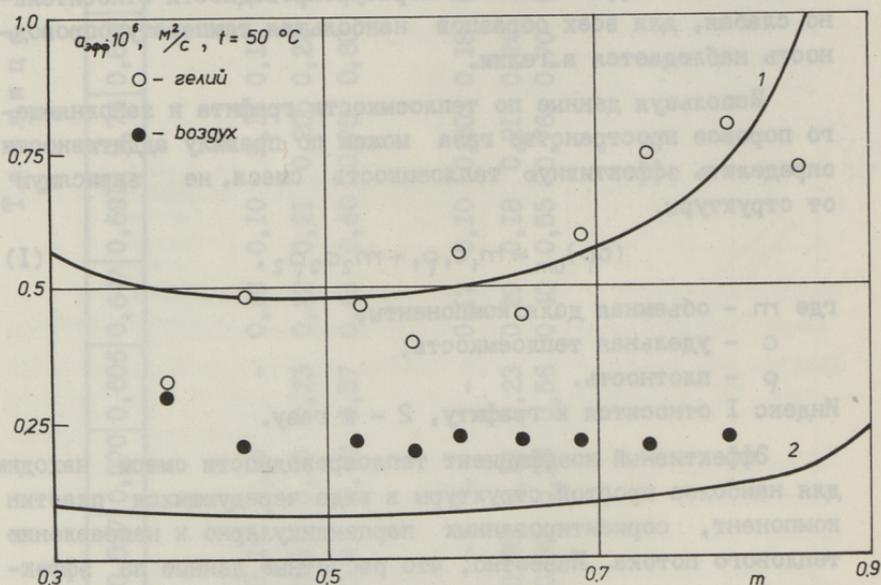


Рис. 3. Температуропроводность графитов пыли при температуре 323 К в среде гелия и воздуха в зависимости от пористости. Кривые 1 и 2 получены путем расчета по (1)–(3) соответственно при заполнении пор гелием и воздухом.

Отмеченные расхождения между расчетными и экспериментальными данными можно объяснить особенностями теплопереноса в газовой среде внутри пор высокодисперсной графитовой пыли. Линейный размер пор между частицами графита составляет от 1,3 до $10 \cdot 10^{-6}$ м, что соизмеримо с длиной свободного пробега молекул гелия ($0,2-0,3 \cdot 10^{-6}$ м). В указанных условиях на теплоперенос внутри поры будет оказывать влияние несовершенный обмен энергией между молекулой газа и графитовой частицей, что характеризуется коэффициентом аккомодации. Явление переходного вакуума и низкие значения коэффициента аккомодации для гелия приводят к уменьшению эффективной теплопроводности пыли.

В опытах с воздухом длина свободного пробега молекул газа в несколько раз меньше, чем для гелия, поэтому пере-

ходный вакуум в поровом пространстве мал и эффекты аккомодации выражены слабо. Опытные данные в воздушной среде соответственно значительно превышают расчетные, которые заведомо занижены.

Возникновение свободной конвекции газа в поровом пространстве пыли маловероятно из-за малых перепадов температур по толщине образца при опытах (не более 2°C).

Из вышеизложенного вытекает, что эффективные теплофизические свойства высокодисперсных порошков зависят не только от теплофизических свойств газовой среды в порах, но и от параметров их состояния. Действительно, при повышении давления гелия длина свободного пробега молекул уменьшается и эффективный теплоперенос улучшается, хотя теплопроводность газа практически постоянная.

Л и т е р а т у р а

1. В а р е с В.А., К р у у с Р.А., К я а р Х.А., М и к к И.Р. О расчете эффективного коэффициента температуропроводности многослойного композитного материала // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1981. - № 501. - С. 39-45.
2. К я а р Х.А., В а р е с В.А. Расчет эффективного коэффициента температуропроводности гетерогенного слоистого материала // ИЖ. - 1982. - Т. 43, № 1. - С. 84-90.
3. В и й л ь м а н н И.Р., К я а р Х.А., Т а л и М.Д. Опытная установка для определения температуропроводности твердых материалов импульсным методом // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1985. - № 600. - С. 89-95.
4. К я а р Х.А., П и х у Т.К., Т а у к а р А.Х. Гранулометрический состав продуктов разрушения реакторного графита при ударном измельчении // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1984. - № 579, - С. 17-22.
5. Ч и р к и н В.С. Теплофизические свойства материалов ядерной техники. - М.: Атомиздат, 1968. - 483 с.
6. З о л о т у х и н А.А., П е л е ц к и й В.Е. Электронное обеспечение импульсных измерений коэффициента температуропроводности // Промышленная теплотехника. - 1981. - Т. 3, № 1. - С. 74-84.

7. S h a n k s H.R., K l e i n A.H., D a n i e l -
s o n G.C. Thermal properties of Armco iron // J. Appl.
Phys. - 1967. - N 7. - P. 2885-2893.

8. T a y l o r R., F o w l e r C.M. Thermal diffu-
sivity of pure iron and dilute iron alloys from 500 to
1250 K // Thermal Conductivity. - 1978. XV. - P. 453-468.

I. Viilmann, J. Jõgeva, H. Kaar

The Effective Thermal Diffusivity of Graphite Dust

Abstract

In this paper the results of laboratory investigation of graphite dust's thermal diffusivity by flash method in the temperature range of 300-800 K are given.

The experiments are conducted in the atmosphere of helium, air and in vacuum. Dependence of effective thermal diffusivity on material's porosity is analysed.

Х.И. Таллермо, А.В. Прикк,
А.Э. Хунт

ВЛИЯНИЕ СОСТОЯНИЯ ИСХОДНОЙ ПОВЕРХНОСТИ МЕТАЛЛА НА ИНТЕНСИВНОСТЬ КОРРОЗИИ В НАЧАЛЬНОЙ СТАДИИ

Первоначальной стадией процесса высокотемпературной коррозии стали является т.н. время релаксации процесса, требуемое для формирования на чистой поверхности металла оксидной пленки со стабильными диффузионными свойствами. Эта стадия начинается с окисления чистого металла со скоростью, определяемой только скоростью химических реакций. По мере развития коррозии образуется оксидная пленка, препятствующая переносу кислорода и других коррозионно-активных компонентов к металлу – падает скорость протекания процесса. Это значит, что процесс коррозии постепенно переходит с кинетического в диффузионный режим и его скорость определяется скоростью диффузии коррозионно-активных компонентов через оксидный слой.

Известно, что при любой обработке металла поверхностный слой на заметную толщину приобретает некоторые новые свойства, влияющие на процесс коррозии. Обработка металла резанием, шлифовкой, а также полированием сопровождается появлением в поверхностных слоях пластической деформации – наклепа. В результате этого увеличивается запас энергии и падает термодинамическая стойкость металла, также увеличивается число дефектов кристаллической решетки. Это подтверждают и результаты [1], полученные нами раньше. Образцы из стали I2XIMФ с механически полированной поверхностью корродировались заметно медленнее обработанных шлифовальной шкуркой. Последнее объясняется уменьшением микродефектов поверхности общего количества центров концентрации напряжения и суммарной поверхности неровностей, участвующих в процессе окисления.

Сказанное имеет немаловажное значение при лабораторных исследованиях кинетики высокотемпературной коррозии с точки зрения выбора правильного метода обработки поверхности опытных образцов. При неучете поверхностного состояния металла перед испытаниями получение хорошо воспроизводимых результатов маловероятно, особенно при малой скорости коррозии и небольшой продолжительности опытов. Значение поверхностного состояния падает при воздействии на металл агрессивной среды, при котором измененный обработкой поверхностный слой в начальный период корродирует значительно интенсивнее по сравнению с общей продолжительностью испытания и полученный результат практически не зависит от начального состояния поверхности металла.

Настоящая работа продолжает изучение влияния начального состояния поверхности металла на скорость высокотемпературной коррозии. Лабораторные опыты производились в атмосфере воздуха (при 500 °С для стали 12Х1МФ) и в продуктах сгорания газа под воздействием поташа (при 450-540 °С для сталей 20 и 12Х1МФ) с плоскими образцами 10Х40Х3 мм согласно ГОСТ 6130-71 и ОСТ 108.030.01-75 на стенде с изотермическими электропечами - тепловыми трубами (ТТ) с высокоточным регулированием температуры [1]. Максимальная продолжительность опытов доходила до 200 ч. Средняя толщина прокорродированного металла определялась по разности массы образца до и после опыта после удаления продуктов коррозии с его поверхности.

Опыты в атмосфере воздуха

Использовались образцы из стали 12Х1МФ, поверхность которых обрабатывалась следующими способами:

- механическое шлифование (МШ),
- МШ + механическое полирование,
- МШ + электрохимическое полирование,
- МШ + одноразовый термошок.

Известно, что одним из показателей изменений величины пластических деформаций поверхностных слоев металла является микротвердость поверхности (Н), которая в данной работе для механически шлифованных образцов колебалась в пределах 266-346 кг/мм² (средн. 298 кг/мм²) в то время как для ме-

ханически полированных образцов составляла 250 кг/мм^2 . После снятия электрохимическим полированием с поверхности механически шлифованных образцов слоя металла толщиной $40 - 50 \text{ мкм}$ микротвердость поверхности падала до 190 кг/мм^2 , т.е. на 35% . Это значит, что по сравнению с механическим полированием уменьшалась величина пластических деформаций поверхности и количество центров концентрации напряжений.

Помимо наклепа фактором, увеличивающим пластическую деформацию, является термошок, свойственный металлу труб поверхностей нагрева энергетических котлов в условиях периодической очистки последних. В [2] показано, что один лишь термошок может привести к заметному увеличению скорости окисления металла. В данной работе механически шлифованные образцы подвергались предварительному одноразовому термошоку путем подогрева их до $350 \text{ }^\circ\text{C}$ с последующим охлаждением в воде. На основе контрольных опытов с образцами, оснащенными термопарами, и расчетов механических напряжений, выявилось, что напряжения при заданном термошоке превышают предел текучести стали I2XIMФ в $1,5-2$ раза. При этом микротвердость поверхности образцов возросла примерно на 10% .

При лабораторных опытах с определенной периодичностью производится обновление используемой обмазки на опытных образцах. Для этого они вынимаются из печей и охлаждаются относительно быстро до комнатной температуры. Такие циклические охлаждения также являются своего рода слабыми термошоками, вызывающими дополнительные пластические деформации на поверхности металла и некоторое разрушение оксидных пленок, т.е. увеличение скорости коррозии. С целью получения соответствующих данных производились опыты с периодом промежуточных охлаждений 10 и 50 ч .

Для визуальной оценки состояния поверхности образцов использовались микрофотографии, снимаемые методом платиноуглеродистых реплик на электронном микроскопе ЭВМ-100БР кафедры физики ТПИ. Было выявлено, что после механического полирования шлифованных образцов их поверхность становилась более гладкой, но снимались в основном, только верхние неровности. В то же время при электрохимическом полировании произошло сглаживание язв. Наибольшие изменения наблю-

дались на поверхности образцов после термошока - в уже образующейся тончайшей оксидной пленке наблюдались трещины и локальные отслоения очень тонких частичек оксидов. Эти образцы имели, среди рассматриваемых наиболее поврежденную поверхность.

Полученные кинетические диаграммы коррозионной стойкости стали 12Х1МФ в воздухе представляются на рис. 1, на который для сравнения, нанесены и некоторые экспериментальные точки и зависимость по данным [3], а также зависимость по данным РТМ 24.030.49-75. На основе этих данных рассчитаны множители кинетического уравнения типа

$$\ln \Delta s = \ln a + n \ln \tau, \quad (I)$$

представленные в таблице I.

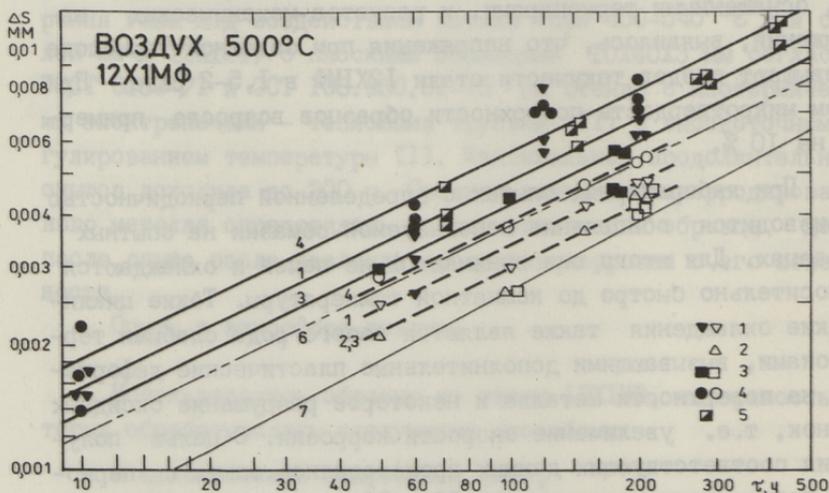


Рис. 1. Кинетическая диаграмма коррозионной стойкости стали 12Х1МФ с различной поверхностной обработкой в воздухе. 1 - МШ (механическое шлифование), 2 - МШ + механическое полирование, 3 - МШ + электрохимическое полирование, 4 - МШ + термошок, 5 - эксперим. точки [3], 540 °С, $\tau_0 = \tau$, 6 - график [3] при 500 °С, $\tau_0 = \tau$, 7 - РТМ 24.030.49-75, 500 °С. Полные точки - 500 °С, $\tau_0 = 10$ ч, полные точки - 500 °С, $\tau = 50$ ч.

Т а б л и ц а I

Множители кинетических уравнений и ожидаемая
глубина износа при 100000 ч работе

Способ обработки поверхности	$a \cdot 10^4$	n	ΔS , мм при $\tau = 100000$ ч
I	2	3	4
<u>Опыты в атмосфере воздуха</u>			
<u>Сталь 12Х1МФ, 500 °С, $\tau_0 = 10$ ч</u>			
МШ	5,51	0,47	0,123
МШ + электрохимическое полирование	4,72	0,47	0,106
МШ + термошок	7,05	0,47	0,158
Данные РТМ 24.030.49-75	2,03	0,555	0,120
<u>Сталь 12Х1МФ, 500 °С, $\tau_0 = 5$ ч</u>			
МШ	3,90	0,47	0,087
МШ + механическое полирование	3,52	0,47	0,079
МШ + электрохимическое полирование	3,52	0,47	0,079
МШ + термошок	4,52	0,47	0,101
<u>Сталь 12Х1МФ, 500 °С, $\tau_0 = \tau$</u> (данные [3])			
Ручное шлифование шкуркой	4,29	0,47	0,096
<u>Сталь 20, 500 °С</u>			
Данные РТМ 24.030.49-75	4,70	0,45	0,088
<u>Опыты в продуктах сгорания (ПС) газа в присутствии поташа</u>			
<u>Сталь 20, $\tau_0 = 10$ ч</u>			
450 °С	5,17	0,34	0,026
500 °С	10,29	0,34	0,052
<u>Сталь 12Х1МФ, $\tau_0 = 10$ ч</u>			
500 °С	15,26	0,26	0,030
540 °С	22,17	0,26	0,044
Коррозия в продуктах сгорания чистого природного газа, данные РТМ 24.030.49-75			
<u>Сталь 12Х1МФ</u>			
500 °С	2,70	0,41	0,032

I	2	3	4
540 °C	8,4I	0,4I	0,102

Примечание: τ_0 - период промежуточных охлаждений,
 τ - общая продолжительность опыта.

Как видно по данным рис. 1, максимальная скорость в начальной стадии коррозии стали 12Х1МФ в воздухе при 500 °C

наблюдается у образцов, подвергшихся термошоку. По мере улучшения качества поверхности металла, т.е. по мере уменьшения толщины слоя пластической деформации скорость коррозии падает. При этом степень окисления (η) не меняется и равна 0,47. Меняется лишь множитель (α), характеризующий начальную стадию процесса. Сказанное наблюдается как при опытах с $\tau = 10$ ч, так и при опытах с $\tau = 50$ ч. Отмеченное иллюстрирует рис. 2. Резкое увеличение влияния начальной стадии окисления, т.е. и начальной поверхности металла на процесс коррозии, судя по изменению множителя (α), наблюдается начиная с микротвердости поверхности $H = 275-300$ кг/мм².

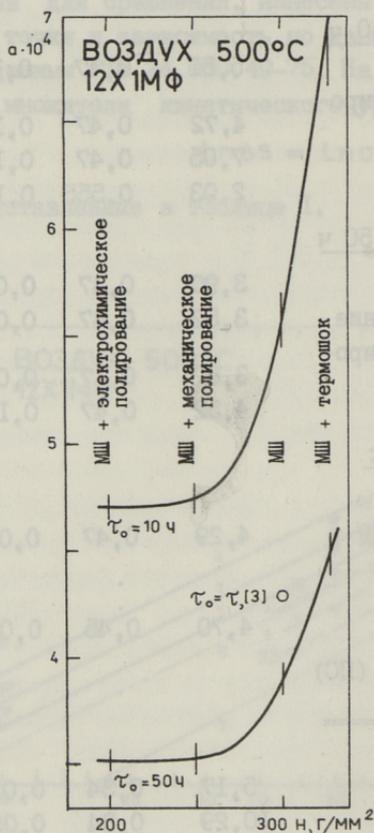


Рис. 2. Влияние поверхностного состояния металла на процесс окисления в воздухе в начальной стадии.

В то же время видно, что увеличение частоты промежуточных охлаждений опытных образцов также приводит к росту скорости коррозии в начальной стадии процесса. В проведенных опытах при $\eta = 0,47$ увеличение Δs на 35-55 % произошло за счет увеличения множителя (α). Отмеченное согласуется хорошо с данными [3] (опыты без промежуточных охлаждений образцов).

Помимо отмеченного, проведенная работа подтверждает целесообразность использования при подготовке опытных образцов электрохимического полирования, особенно при кратковременных лабораторных опытах.

Опыты в продуктах сгорания (ПС) газа в присутствии поташа

В этих опытах использовались образцы, подготовленные двумя способами - механическим и электрохимическим полированием. Образцы покрывались обмазкой "поташ + азросиль" (40:1 по массе), которая периодически, через $\tau_0 = 10$ ч обновлялась. Для этого образцы вынимались из печей и охлаждались до комнатной температуры. Коэффициент избытка воздуха в продуктах сгорания бытового газа в печах поддерживался на уровне 1,25. Колебания температуры в рабочих объемах печей-ТТ не превышали класса точности регистрирующих приборов. После выдержки в печах в течение требуемого времени образцы очищались от оксидов в жидком натрии при пропускании аммиака.

Кинетические диаграммы коррозионной стойкости испытываемых сталей в ПС газа под воздействием поташа представляются на рис. 3, куда нанесены также данные РТМ 24.030.49-75 по коррозии стали 12Х1МФ в ПС чистого природного газа и некоторые данные [5-6]. Соответствующие множители кинетических уравнений (I) представляются в таблице.

Можно отметить, что полученные результаты хорошо коррелируются с данными [5-6], полученными нами раньше и позволяют уточнить обобщенные температурно-временные уравнения коррозии сталей 20 и 12Х1МФ в сторону более коротких времен.

На основе полученных данных выясняется, что у испытываемых сталей показатели степени окисления в рассматриваемых интервалах температуры являются постоянными ($n = 0,34$ для стали 20 и $n = 0,26$ для стали 12Х1МФ). Это значит, что показатель степени окисления слабо зависит от температуры и рост скорости коррозии с увеличением температуры происходит за счет изменения множителя (σ). Одновременно необходимо подчеркнуть, что при коррозии рассматриваемых сталей в про-

дуктах сгорания газа под воздействием поташа, по сравнению с опытами в атмосфере воздуха, существенно падало влияние первоначального состояния поверхности металла - даже тер-

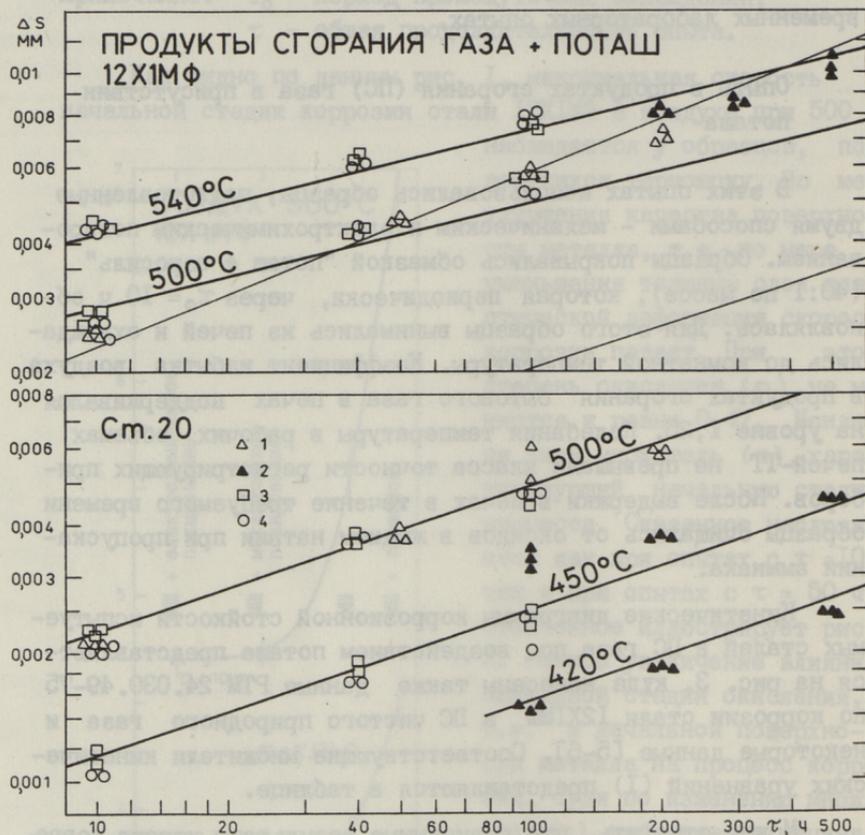


Рис. 3. Кинетическая диаграмма коррозионной стойкости сталей 20 и 12X1MΦ в продуктах сгорания газа под воздействием поташа, 1 - механическое полирование, 2 - то же, данные [5, 6], 3 - электрохимическое полирование, 4 - МШ + термошок.

мошок не вызывает заметной разницы в скорости коррозии в начальной стадии процесса. Поскольку при этом показатель степени окисления снизился (для стали 12X1MΦ с 0,47 до 0,34), то это говорит о том, что окисление идет с более низкой интенсивностью и отмеченный эффект нельзя объяснить повышенной агрессивностью среды. Сравнение представленных данных с

данными РТМ 24.030.49-75 показывает, что в ПС чистого природного газа коррозия перлитной стали I2XIMФ, по сравнению с опытами под воздействием поташа идет интенсивнее ($n = 0,41$). По-видимому, поташ оказывает на металл при рассматриваемых температурах некоторое пассивирующее действие, приводящее к выравниванию поверхностного состояния опытных образцов.

Вышесказанное хорошо иллюстрируют данные таблицы. Видно, что при 500°C ожидаемая средняя глубина коррозии сталей 20 и I2XIMФ за 100000 часов работы в воздушной атмосфере составляет соответственно 0,09 мм (по данным РТМ и 0,11-0,16 (0,1 мм по данным РТМ) в то время, как в ПС газа под воздействием поташа не превышает соответственно 0,05 и 0,03 мм.

Л и т е р а т у р а

1. Прикк А.В., Хунт А.Э., Ансон Г.П. Изотермические печи на базе тепловых труб // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1985. - № 600. - С. 97-107.

2. Челленджер, Вайнинг. Влияние периода выдержки на скорость распространения усталостной трещины в стали 2.25С-1М0 при повышенных температурах // Теорет. основы инженерных расчетов. - 1983. - № 4. - С. 51-57.

3. Отс А.А., Томанн Э.Л., Тоуарт Р.В. Некоторые результаты изучения коррозионно-стойкости котельных сталей в воздушной атмосфере // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1977. - № 416. - С. 125-130.

4. Антикайн П.А. Металлы и расчет на прочность котлов и трубопроводов. - М.: Энергия, 1980. - 423 с.

5. Отс А.А., Таллермо Х.И., Прикк А.В. Исследование коррозионного износа котельных сталей под воздействием поташа в продуктах сгорания газа // Восьмая международ. конф. по МГД-преобразованию энергии. - М. - 12-18 сент. 1983. - Т. 4. - С. 31-34.

6. Отс А.А., Прикк А.В., Тоуарт П.В. Расчет скорости коррозии котельных сталей под влиянием отложений поташа применительно к парогенераторам МГДЭС // Физ.-техн. пробл. создания МГДЭС. Материалы научн.-техн.

сoвeщaния стpaн-члeнoв СЭВ и СФРЮ. - Киев, 2-8 сeнт., 1984. - Ч. 3. М. - 1985. - С. 190-193.

H. Tallermo, A. Prikk, A. Hunt

The Influence of Primary State Metal Surface on the Initial Stage Corrosion Intensity

Abstract

The results of laboratory investigation of the influence on the initial stage corrosion intensity of primary surface of 20 and 12Cr1MoV steels samples are presented. The results have been obtained both in air (by 500 °C) and in gas burning products under the influence of potash (by 450-500 °C).

И.А. Клевцов, Х.А. Клар,
Т.М. Лаусмаа

ТЕРМИЧЕСКИЕ НАПРЯЖЕНИЯ В СТЕНКЕ ПРЯМОТОЧНОЙ
ПАРОГЕНЕРИРУЮЩЕЙ ТРУБЫ: ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ, ЧАСТОТЫ
И РЕЖИМА ИЗМЕНЕНИЯ ТЕПЛОТДАЧИ В ЗОНЕ КРИЗИСА
КИПЕНИЯ ВТОРОГО РОДА

Среди параметров, оказывающих существенное влияние на расчетные значения пульсаций температур и термических напряжений в зоне кризиса кипения второго рода, наименее изученными оказались [1] скорость перехода от ухудшенного теплообмена к пузырьковому режиму кипения, частота изменения расчетного коэффициента теплоотдачи и режим изменения (одновременно по всему периметру или по отдельным ручейкам).

Обычно конечные скорости перехода на новый режим теплоотдачи моделируются заданием трапециевидной формы изменения расчетного коэффициента теплоотдачи со стороны подогреваемого теплоносителя [2], рис. 1. В этом случае скорость перехода может характеризоваться относительным временем ξ (отношение времени перехода к периоду цикла): при $\xi = 0$ имеем исследованный в [1] случай мгновенного перехода, при $\xi = 0,5$ — предельный случай плавного перехода с треугольной формой импульса, достаточно близким к последнему является случай с синусоидальной формой импульса рис.1.

Реальное время перехода может быть оценено исходя из следующих соображений. По экспериментальным данным [3] в вертикальных каналах длина ручейков составляет 30–40 мм. Проведенные нами исследования на трехмерной модели показали, что уже при длине ручейка 30 мм для условий парогенерирующих каналов [1] в среднем сечении ручейка перестают сказываться концевые эффекты, то есть задача становится

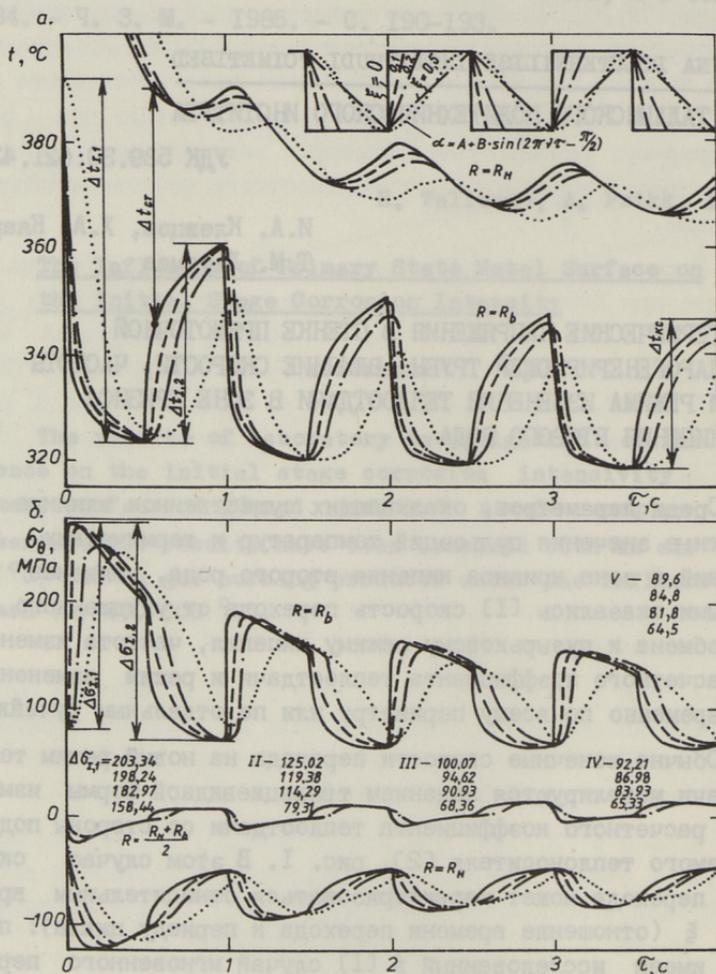


Рис. 1. Влияние скорости изменения коэффициента теплоотдачи к обогреваемой среде и формы импульса на пульсации температур (а) и термических напряжений (б) при частоте 1 Гц.

двухмерной. Следовательно, время перемещения зоны кризиса вдоль оси трубы на 30–40 мм может быть принято за время перехода при моделировании кризиса в одно- или двухмерном приближениях. Учитывая, что скорость движения жидкости составляет 1,5–2 м/с, время перехода не превышает 0,02 – 0,03 с. Расчетные исследования влияния скорости перехода выполнены в одномерном приближении для времен перехода

$\xi = 0,1$ и $0,2$ и синусоидальной формы импульса при периоде 1 с и следующих условиях теплообмена: трубы $\phi 22 \times 3$, давление внутри труб 10 МПа, снаружи - 4 МПа, температура греющей среды $641,5$ °С, обогреваемой - $310,4$ °С, коэффициенты теплоотдачи развитого кипения $97,7$ кВт/(м²·К), ухудшенного теплообмена - $5,4$ кВт/(м²·К), от греющей среды - $1,48$ кВт/(м²·К), коэффициенты теплопроводности $35,1$ Вт/(м·К) греющая среда - гелий.

Изменение температуры и окружных термических напряжений на внутренней поверхности трубы при первом переходе от ухудшенного теплообмена к развитому кипению и последующих изменениях теплоотдачи к обогреваемой среде показано на рис. 1. Видно, что при $\xi = 0,1$ термические напряжения снижаются по сравнению с $\xi = 0$ на $2,5$ % (в первом цикле) до $5,4$ % (в квазистационарном режиме смачивания - высыхания). Поскольку реальная длительность перехода существенно ниже, можно пренебречь ее влиянием на термические напряжения и рассматривать переход происходящим мгновенно, получаемое при этом увеличение размаха пульсаций термических напряжений идет в запас при оценке долговечности. С увеличением длительности перехода расхождение в величине пульсаций увеличивается и при синусоидальном переходе достигает $22-28$ %. Аналогичное исследование для условий нагрева парогенерирующего канала жидкометаллическим теплоносителем (коэффициенты теплоотдачи от греющей среды 24 кВт/(м²·К) показывает, что и в данном случае при $\xi = 0,1$ и частоте 1 Гц размах пульсаций термических напряжений снижается незначительно ($3-3,7$ %).

Влияние частоты на пульсации температур и термических напряжений в случае гелиевого обогрева можно проследить на рис. 2. Максимальный размах пульсаций (разница между максимальным и минимальным значениями величины в одной точке стенки трубы) возникает на внутренней (парогенерирующей) поверхности при первом цикле смачивания после стационарного режима ухудшенного теплообмена, рис. 1. При этом размах пульсаций напряжений может быть определен как разница между максимальным напряжением (при прямоугольном импульсе имеет место через $0,06$ с после начала смачивания) и напряжением в стационарном (исходном) режиме ухудшенного тепло-

обмена (кривая 1), или как разница между тем же максимальным значением и минимальным во втором полупериоде (кривая 2). Аналогично могут быть определены размахи пульсаций температур. В квазистационарном состоянии кривые изменения температур и напряжений во времени полностью совпадают, следовательно, и размах пульсаций характеризуется одной величиной (кривые 3).

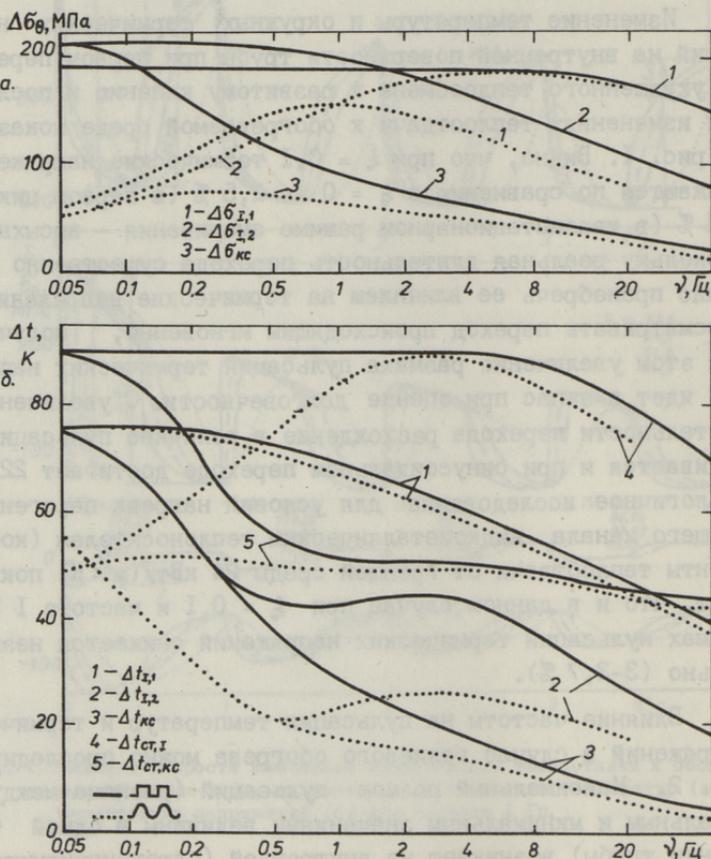


Рис. 2. Влияние частоты на размах пульсаций термических напряжений (а) и температур (б) кривые 1-3 на парогенерирующей поверхности и максимальный перепад температур в стенке (б, кривые 4,5). 1,4 - цикл от стационарного ухудшенного теплообмена до первого смачивания, 2 - цикл от первого смачивания до ухудшения теплообмена, 3,5 - квазистационарный цикл.

Максимальный размах пульсаций температур определяется кривыми I для всех частот и любой формы импульса, причем для частот менее 0,2 Гц достигает предельной разницы между температурами при стационарных режимах. В квазистационарном режиме размах пульсаций достигает предельного при частотах менее 0,05 Гц, с увеличением частоты круто падает, приближаясь к нулевым значениям при $\nu > 50$ Гц (кривая 3), причем при синусоидальной форме импульса значительно ниже, чем при прямоугольной в области низких частот и практически совпадает с последним при частотах более 4 Гц. Перепад температур в стенке, определяющий (наряду с формой температурной кривой) температурные напряжения, достигает максимума во всех циклах примерно через 0,1 с после начала смачивания (рис. 1,а). Максимальный перепад в первом цикле при прямоугольной форме импульса (кривая 4, рис. 2) имеет наибольшее значение при частотах менее 5 Гц, при синусоидальной имеет выраженный максимум при частоте около 3 Гц.

Максимальный размах пульсаций напряжений определяется при частотах меньше 1-2 Гц кривой 2, при более высоких - кривой 1. Эти кривые определяют предельно возможный для данных условий размах пульсаций. Для прямоугольной формы импульса зависимость от частоты в исследованном диапазоне весьма слабая, для синусоидальной имеет максимум при частоте около 5 Гц. Квазистационарный размах совпадает с предельным при частотах менее 0,05 Гц, при увеличении частоты падает, асимптотически приближаясь к нулю, кривая 3.

Существенно влияет на размах пульсаций также режим изменения коэффициента теплоотдачи в зоне кризиса, то есть возникает ли кризис одновременно по всему периметру или в виде чередования ручейков и сухих пятен. Проведенные ранее исследования [1] показали, что наибольший размах напряжений возникает в ручейковом режиме с одним ручейком. На рис. 3 прослеживается динамика изменения окружных и осевых напряжений для различных режимов: перемещение ручейков с различной долей смоченной части по окружности (рис. 3,а), одновременного возникновения кризиса по всему периметру и залива одного ручейка (рис. 3,б). Последний режим характе-

рен для змеевиковых поверхностей нагрева. Видно, что в первом полупериоде форма импульса изменения окружных напряжений в ручейковых режимах близка к одномерной (рис. 1, рис. 3, б), во втором имеет резкое кратковременное снижение с последующим подъемом в отличие от плавного снижения в одномерном случае. Для осевых основное различие возникает в первом полупериоде, где в ручейковом режиме после резкого скачка имеет место незначительное снижение напряжений с пологим последующим подъемом.

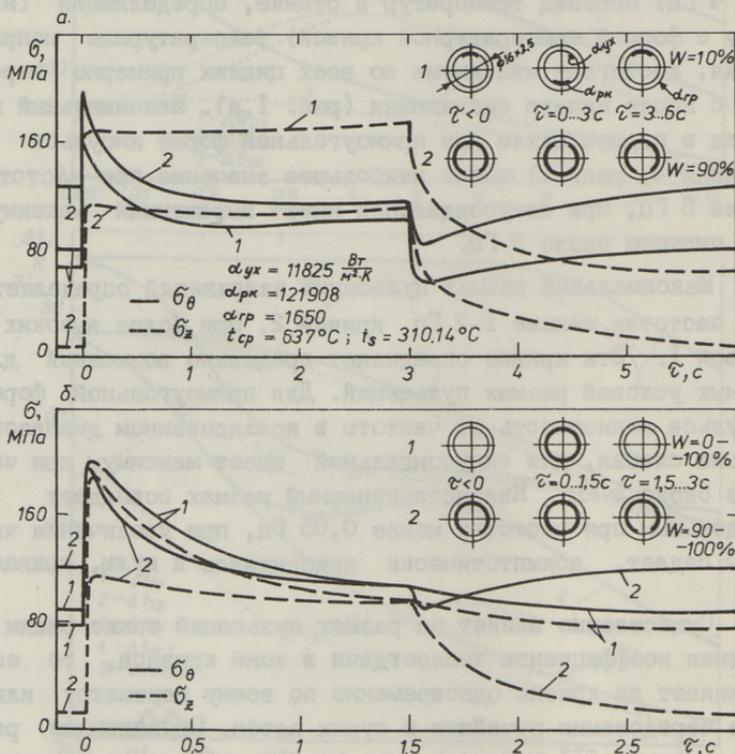


Рис. 3. Изменение окружных и осевых напряжений на поверхности трубы при различных режимах возникновения кризиса кипения. а - перемещение ручейков по окружности, период 6 с, б - одновременное возникновение кризиса по всему периметру и затопление одного ручейка, период 3 с.

Л и т е р а т у р а

1. Долговечность прямооточной парогенерирующей трубы в условиях кризиса теплоотдачи кипением второго рода / Антикайн П.А., Григорьев А.С., Клевцов И.А. и др. // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1986. - № 630. - С. 82-92.

2. Chiang T., Франсе D.M., Вимп T.R. Calculation of tube degradation induced by dryout instability in sodium-heated steam generators // Nucl. Eng. and Design. - 1977. - Vol. 41, 2. - p. 181-191.

3. Морозов Ю.Д. Об одной особенности кризиса теплоотдачи второго рода // Теплоэнергетика. - 1982. - № 1. - С. 46-49.

I. Klevtsov, H. Kaar, T. Lausmaa

Thermal Stress in the Heat Transfer Tubing by
Dryout Instability: Influence of Heat Transfer
Coefficient Oscillations Velocity, Frequency and Type

Abstract

Analytical models are used for the determination of thermal stress field in the heat transfer tubing under oscillatory transition boiling. Stress variation due to transition boiling characteristics have been analysed.

ВЛИЯНИЕ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОЙ НЕСТАБИЛЬНОСТИ НА ДОЛГОВЕЧНОСТЬ ПАРОГЕНЕРИРУЮЩИХ ТРУБ В ЗОНЕ КРИЗИСА КИПЕНИЯ ВТОРОГО РОДА

Оценки долговечности металла прямооточных парогенерирующих труб в зоне кризиса кипения второго рода в условиях пульсаций температур и термических напряжений, как правило, соответствуют строго постоянному положению зоны в течение всего срока эксплуатации парогенераторов [1, 2]. В действительности эта зона вследствие определенной гидродинамической неустойчивости перемещается по длине трубы даже при строго постоянной нагрузке и существенно смещается при частичных нагрузках. Это приводит к тому, что сечение трубы, соответствующее среднему положению зоны кризиса, подвергается воздействию пульсаций напряжений только определенную часть времени эксплуатации, и таким образом долговечность трубы в целом увеличивается.

Согласно опытным данным колебания расхода пароводяной смеси в прямооточных парогенераторах составляют $\Delta D/D = \pm 0,02 - 0,03$ с периодом $\Theta_D = 1$ мин. Это приводит к смещению зоны кризиса кипения второго рода в ту или другую сторону от среднего для данной нагрузки положения (рис. 1). Максимальная амплитуда смещения a_{\max} может быть оценена по соответствующему изменению на $\pm 2-3\%$ площади поверхностей нагрева, предшествующих зоне кризиса

$$a_{\max} = \frac{\Delta D}{D} \cdot \frac{F_{\text{эк}} + F_{\text{исп}}^I}{n \cdot \pi \cdot d},$$

где $\Delta D/D$ - относительное изменение расхода;

$F_{\text{эк}}, F_{\text{исп}}^I$ - поверхности нагрева экономайзерного и испарительного с развитым кипением участков;

n, d - число параллельных труб парогенератора и их диаметр.

Смещение зоны кризиса вдоль парогенерирующей трубы приводит к возникновению пульсаций температур и термических напряжений в стенке с частотой $1/\theta_D$. Наряду с этим вследствие возникновения и исчезновения в зоне кризиса ручейков и сухих пятен (рис. 1) в стенке трубы возникают пульсации температур и напряжений более высокой частоты (около 1 Гц). Очевидно, что при смещении зоны кризиса от среднего положения более чем на половину длины ручейка $l_p/2$ металл средней зоны перестает подвергаться воздействию пульсаций температур и напряжений. Если принять, что положение зоны кризиса на участке трубы, ограниченном максимальными для данной нагрузки перемещениями $\pm a_{max}$, подчиняется нормальному (гауссовскому) распределению

$$p(x) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{x^2}{2\sigma^2}\right),$$

то вероятность того, что металл средней зоны подвержен высокочастотным пульсациям, составит

$$P(l_p/2) = \int_{-l_p/2}^{l_p/2} p(x) dx = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-l_p/(\sqrt{8}\cdot\sigma)}^{l_p/(\sqrt{8}\cdot\sigma)} e^{-t^2} \cdot dt = \operatorname{erf}\left(\frac{l_p}{\sqrt{8}\sigma}\right),$$

где σ — стандартное отклонение (интенсивность) смещения зоны кризиса от среднего положения;

$\operatorname{erf}(x)$ — интеграл вероятностей.

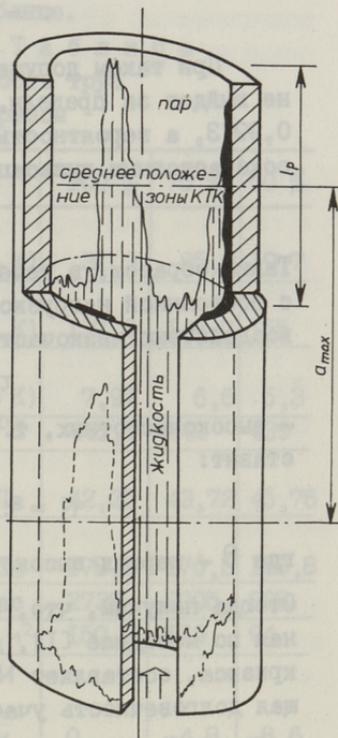


Рис. 1. Схематическое изображение зоны кризиса кипения второго рода при ручейковом режиме и гидродинамической неустойчивости.

Принимая участок трубы, ограниченный максимальной амплитудой смещения $\pm a_{\max}$, не превышающим трех стандартов, получим

$$\sigma = \frac{a_{\max}}{3} = \frac{\Delta D}{D} \cdot \frac{F_{\text{эк}} + F_{\text{учн}}^I}{3 \cdot n \cdot \pi \cdot d}$$

При таком допущении вероятность того, что зона кризиса не выйдет за пределы, $\pm a_{\max}$ составляет, как известно, 0,9973, а вероятность того, что средняя зона подвержена высокочастотным пульсациям —

$$\text{erf}\left(\frac{3l_p}{\sqrt{8} a_{\max}}\right).$$

Таким образом, в течение определенного срока эксплуатации τ с постоянной нагрузкой среднее сечение подвергается τ/θ_D раз воздействию низкочастотных пульсаций напряжений, а

$$\tau \cdot \text{erf}\left(\frac{3l_p}{\sqrt{8} a_{\max}}\right) / \theta$$

— высокочастотных, т.е. общее число циклов нагружений составит:

$$N = \tau \left(\frac{1}{\theta_D} + \frac{\text{erf}\left(\frac{3l_p}{\sqrt{8} a_{\max}}\right)}{\theta} \right),$$

где θ — период высокочастотных пульсаций.

Отсюда получим, что, если долговечность металла, определенная по методике [1], для строго постоянного положения зоны кризиса, составляет N_M циклов (или $N \cdot \theta$, с), то соответствующая долговечность участка $\pm a_{\max}$ возрастает до

$$\tau_y = N_M / \left[\frac{1}{\theta_D} + \text{erf}\left(\frac{3l_p}{\sqrt{8} a_{\max}}\right) / \theta \right], \text{ с.}$$

Более существенное смещение зоны кризиса происходит при работе на частичных нагрузках. Как правило, границы участков, в пределах которых происходит перемещение зоны кризиса вследствие гидродинамической неустойчивости при постоянной нагрузке, для частичных нагрузок не соприкасаются. В этом случае долговечность участков τ_y , соответствующих каждой из частичных нагрузок, оценивается отдельно, а за долговечность парогенератора в целом $\tau_{\text{пг}}$ принимается минимальное отношение долговечности участка к соответствующей доле времени работы при данной нагрузке.

В качестве примера рассмотрим долговечность парогенератора с натриевым обогревом: труба $\varnothing 25 \times 3$ мм, сталь IOX2M, коэффициент теплопроводности 36,7 Вт/(м.К), давление грею-

щей среды 1,5 МПа, давление обогреваемой среды 14,2 МПа, температура обогреваемой среды 338 °С. Остальные параметры теплообмена и результаты расчета интенсивности пульсаций напряжений и долговечности приведены в таблице.

Т а б л и ц а
Условия теплообмена и долговечность труб
парогенератора с натриевым обогревом

Нагрузка		100 %	75 %	50 %
Коэффициент теплоотдачи от греющей среды	кВт/(м ² ·К)	31,3	25,9	19,7
Коэффициент теплоотдачи развитого кипения	кВт/(м ² ·К)	137,9	144,7	155
Коэффициент теплоотдачи ухудшенного теплообмена	кВт/(м ² ·К)	7,97	6,6	5,3
Температура греющей среды	t _{гр} , °С	446,1	442	439
Интенсивность пульсаций напряжений	S _σ , МПа	42,35	43,72	45,76
Приведенное среднее напряжение цикла	σ _{м,нр} , МПа	178,5	170,5	168,8
Долговечность металла	τ, час	2739	2005	908
Поверхность нагрева	F _{эк+F_{учн}, м²}	150,3	119	94
Смещение зоны кризиса по отношению к 100% нагрузке	Δl, м	0	-4,8	-8,6
Отклонение зоны кризиса от среднего при данной нагрузке	a _{max} , м	0,68	0,54	0,42
Вероятность возникновения высокочастотных пульсаций в среднем сечении	erf($\frac{3l_p}{\sqrt{8}a_{max}}$)	0,069	0,09	0,11
Долговечность участка	τ _y , час	31970	18800	7170
Доля времени работы с данной нагрузкой	-	0,5	0,3	0,2
Долговечность парогенератора	τ _{нр} , час	63940	62670	35860

Долговечность металла оценена здесь по методике [1] для нулевой вероятности разрушения. Видно, что интенсивность пульсаций напряжений растет со снижением нагрузки, что приводит к существенному снижению долговечности металла. Вследствие

гидродинамической неустойчивости долговечность участка возрастает в 14,5-9 раз, парогенератора в целом - в 29-45 раз для нагрузок 100-50 % соответственно. Минимальное значение долговечности парогенератора получено для нагрузки 50 %, оно и принимается для парогенератора в целом.

Л и т е р а т у р а

1. К л е в ц о в И.А., Л а у с м а а Т.М., М и к к И.Р. Термические напряжения в стенке трубы парогенератора с гелиевым теплоносителем и их влияние на долговечность: расчетные исследования // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1986. - № 630. - С. 94-108.

2. С л о в ц о в С.В., К р а с н о у х о в Д.В., П а с к а р ь Б.Л., С у д а к о в А.В. Исследование теплоотдачи и оценка долговечности парогенераторов // Труды ЦКТИ. - 1983. - № 202. - С. II7-126.

I. Klevtsov

Tube Degradation Induced by Thermal Stress
Fluctuations in Transition Boiling Heat Transfer:
Influence of Hydrodynamic Instability

Abstract

Wall temperature and thermal stress fluctuation are characteristic of transition boiling caused by the random wetting and drying of this hot surface by rivulets moving across the tube circumference.

Tube degradation under stress fluctuations and influence of transition boiling zone dislocation due to hydrodynamic instability are analysed.

НЕКОТОРЫЕ МЕТОДИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ ИЗМЕРЕНИЯ
СПЕКТРАЛЬНОЙ СТЕПЕНИ ЧЕРНОТЫ

При экспериментальном исследовании радиационных характеристик поверхностей, покрытых тонким плохим проводником тепла (например, золотые отложения), а также тонкостенных металлических образцов неизбежно возникает проблема определения температуры поверхности такого образца.

Ввиду того, что измерять температуру поверхности таких образцов контактными методами (термопарами) с удовлетворительной точностью не удастся, необходимо отыскивать подходящие бесконтактные методы.

За последнее десятилетие появились работы [1-3], где авторы разными приемами стараются решить эту проблему. Все разработанные ими методы сводятся к применению методов бихроматической или полихроматической пирометрии [4].

В данной статье приведены некоторые результаты оценки погрешности и границ применимости метода бихроматической пирометрии, приведен алгоритм метода, который практически используют при исследовании степени черноты окисленных стале и образцов, покрытых золотыми отложениями различного происхождения.

Бесконтактные методы измерения температуры поверхности с неизвестной излучательной способностью (степени черноты) основаны на анализе спектра их собственного излучения. В общем случае при этих методах последовательного измерения на всем спектральном интервале не требуется. Прежде всего, таким методом является метод определения температуры по величине отношения спектральных плотностей двух квазимонохроматических компонентов [4], формула которого следующая:

$$T = \frac{C_2(\lambda_1 - \lambda_2)}{\lambda_1 \cdot \lambda_2 \cdot \ln \left[\frac{b_1}{b_2} \left(\frac{\lambda_1}{\lambda_2} \right)^5 \right]}, \quad (I)$$

где $C_2 = 14388$ мкм·К - вторая постоянная Планка;
 λ_1, λ_2 - граничные длины волны, мкм;
 b_1, b_2 - соответствующие плотности спектрального потока, Вт/м³.

Так как только для строго серого тела истинная и цветовая температуры равны, то при использовании формулы (I) необходимо ввести расчеты только для серых участков спектра. Отыскание серых участков по сигналам спектрометра при неизвестной степени черноты образца и температуре в поверхности является методически весьма сложным и абсолютной точности здесь добиться не удается.

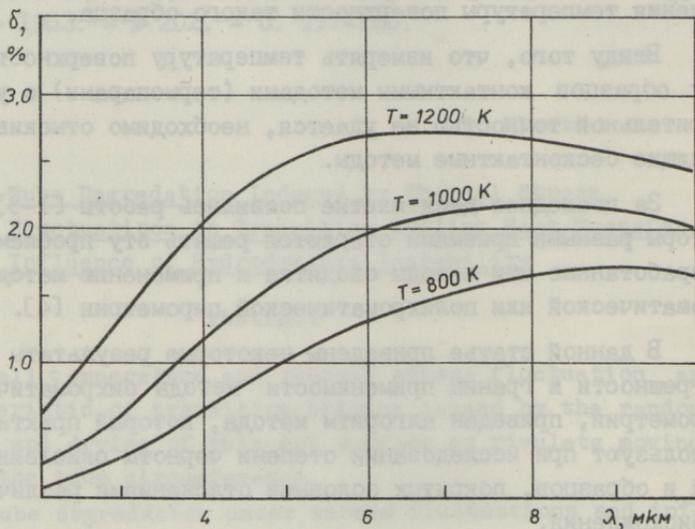


Рис. 1. Зависимость погрешности определения температуры поверхности по спектральному отношению при инструментальной погрешности спектрометра по измерению интенсивности $\pm 0,5\%$ и по длине волны $\pm 0,05$ мкм.

Для оценки влияния на результаты расчета температуры поверхности проанализирована формула (I) по ее частной производной по длине волны. При инструментальной погрешности спектрометра UR-20 по измерению интенсивности излу-

ния $\pm 0,5\%$ и длины волны $\pm 0,05$ мкм погрешность определения температуры спектрального отношения зависит от температурного уровня и длины волны (см. рис. 1).

Поскольку формула (1) выведена на основе закона Вина, который действителен при условии

$$\lambda \cdot T < 3000 \text{ мкм} \cdot \text{К}, \quad (2)$$

то необходимо учитывать погрешность от применения этого закона при несоблюдении условия (2). Допуская погрешность $\pm 1\%$, по спектральной интенсивности излучения найдена формула, которая определяет предельную длину волны для использования формулы (1) при заданном уровне температуры:

$$\lambda_m = 22,08 - 0,032 \cdot T + 0,000013 \cdot T^2, \quad (3)$$

где T — температура поверхности, К.

На практике строго серых поверхностей не существует и поэтому необходимо определить границу несерости, удовлетворяющую точность использования формулы (1). Критерием несерости в наших исследованиях выбрана относительная разница показаний спектрометра, определяемая по формуле

$$\Delta S = (S_{\lambda_1} - S_{\lambda_2}) / S_{\lambda_1} \quad (4)$$

через показания спектрометра S .

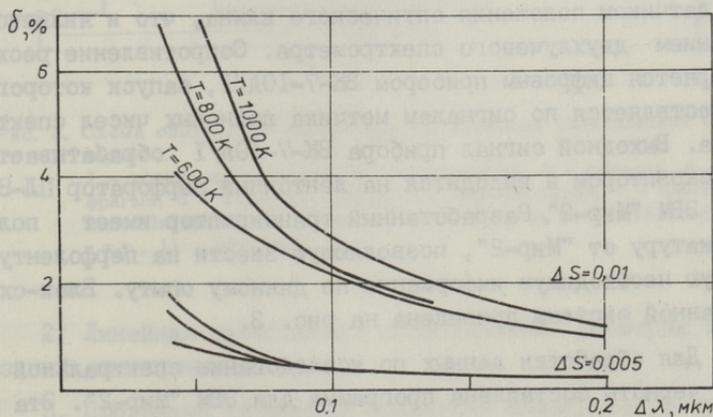


Рис. 2. Зависимость погрешности определения температуры поверхности от степени несерости и разницы граничных длин волны.

При небольших разностях температур образца и модели а.ч.т. (не более 30 - 50 К) величины ΔS можно считать равными величинам и относительной разности степеней черноты при λ_1 и λ_2 . Анализ влияния несерости на погрешность определения T показывает резкое повышение погрешности при увеличении ΔS , а также при уменьшении отрезка длины волны $\Delta \lambda = \lambda_2 - \lambda_1$ (см. рис. 2).

Вышеизложенный анализ показывает, что при условии, когда $\Delta \lambda = 0,05$ мкм (средняя разрешающая способность спектрометра UR-20) и $\Delta S = 0,01 \dots 0,005$ удается достигать погрешности определения температуры поверхности образца порядка $\pm 5 \dots 7$ %.

Методика лабораторного измерения спектральной степени черноты и установка описаны в [5]. В целях увеличения возможностей установки в нее введен ряд дополнений. Для более удобного и точного регулирования температуры нагревателя образца и модели а.ч.т. они питаются при помощи высокоточных регуляторов температуры ВРТ-3. В целях получения максимально возможной информации по спектру излучения образца к спектрометру приспособлена система автоматического сбора данных, которая, в принципе, аналогична с системой, приведенной в [6]. На оси оптического клина спектрометра UR-20 смонтирован реохорд от самопишущего прибора типа ПСР, который служит датчиком положения оптического клина, что и является показанием двухлучевого спектрометра. Сопротивление реохорда измеряется цифровым прибором ВК-7-10А/1, запуск которого осуществляется по сигналам метчика волновых чисел спектрометра. Выходной сигнал прибора ВК-7-10А/1 обрабатывается транскриптором и выводится на ленточный перфоленточный ПЛ-80 в коде ЭВМ "Мир-2". Разработанный транскриптор имеет полную клавиатуру от "Мир-2", позволяющую ввести на перфоленту и другую необходимую информацию по данному опыту. Блок-схема описанной системы приведена на рис. 3.

Для обработки данных по исследованию спектральной степени черноты составлена программа для ЭВМ "Мир-2". Эта программа содержит следующие функциональные части:

1. В программу вводятся показания спектрометра через каждые 10 см^{-1} , температуры модели а.ч.т. и стенки образца, начальная частота сканирования спектра.

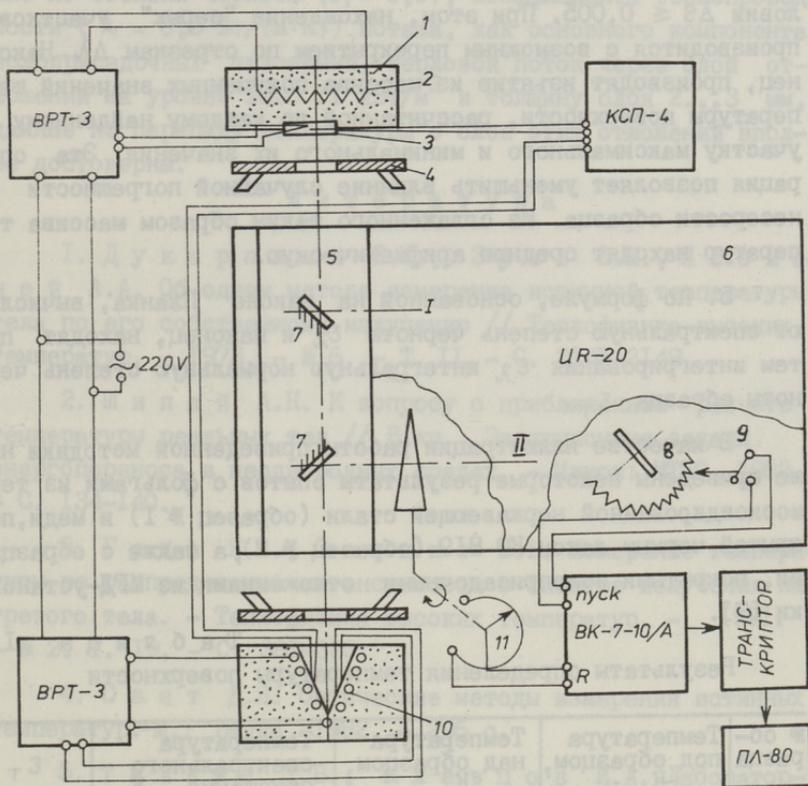


Рис. 3. Схема опытной установки для исследования спектральной степени черноты.

1 - корпус нагревателя, 2 - нагреватель, 3 - образец, 4 - диафрагма, 5 - щелевая шахта, 6 - монохроматор, 7 - плоское зеркало Литтрова, 8 - узел метчика волновых чисел, 9 - модель а.ч.т., 10 - реохорд, 11 - реохорд.

2. Линейная зависимость сопротивления реохорда от показаний спектрометра.

3. Программа переводит показания спектрометра из линейной шкалы частот в линейную шкалу длин волн с шагом $\Delta\lambda = 0,05$ мкм.

4. Определение температуры поверхности производится следующим образом. Вычисляется максимально допустимая длина волны по формуле (3), после этого находят "серые" участки

спектра с максимально возможной длиной отрезка $\Delta\lambda$ при условии $\Delta S \leq 0,005$. При этом, нахождение "серых" участков производится с возможным перекрытием по отрезкам $\Delta\lambda$. Наконец, производят изъятие из массива полученных значений температуры поверхности, рассчитанной по каждому найденному участку максимального и минимального их значения. Эта операция позволяет уменьшить влияние случайной погрешности от несерости образца. Из сглаженного таким образом массива температур находят среднюю арифметическую.

5. По формуле, основанной на законе Планка, вычисляют спектральную степень черноты ε_λ и наконец, находят путем интегрирования ε_λ интегральную нормальную степень черноты образца ε_T .

В качестве иллюстрации работы приведенной методики ниже приведены некоторые результаты опытов с фольгами из термоокисленной нержавеющей стали (образец № 1) и меди, покрытой черным лаком КО 819 (образец № 2), а также с образцами, покрытыми золоприсадочными отложениями из МГД-установки [7].

Т а б л и ц а I
Результаты определения температуры поверхности

№ образца	Температура под образцом, К	Температура над образцом, К	Температура спектрального отношения, К	ε_T
I	903	865	850,7	0,82
I	913	843	867,4	0,76
I	921	848	858,0	0,74
2	907	804	857,0	0,88
2	923	809	852,0	0,88
2	921	803	857,5	0,88

Образцы из фольги были прикреплены к медной подложке, к ним с тыльной и с наружной сторон (вне поля визирования спектрометра) были приварены термопары с толщиной электродов 0,2 мм. Результаты определения температуры поверхности этих образцов приведены в таблице I, где также показана их интегральная нормальная степень черноты ε_T .

При измерении степени черноты образцов из МГД-установки получена температура их поверхности на 20-30 К ниже тем-

пературы, измеренной в стенке этих образцов. Учитывая данные по степени черноты ($\varepsilon_T = 0,5$), коэффициента теплопроводности ($\lambda = 0,8 \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$) поташа, как основного компонента золоприсадочных отложений, тепловой поток через слой отложений на уровне $10..11 \text{ кВт/м}^2$ и толщину слоя $2..3 \text{ мм}$, данные по перепаду температуры в слое этих отложений вполне достоверны.

Л и т е р а т у р а

1. Д у к а р с к и й С.М., З у е в В.М., П о с к а ч е й А.А. Об одном методе измерения истинной температуры тела по его собственному излучению // Теплофизика высоких температур. - 1973. - № 6. - Т. II. - С. 2145-2149.

2. Ш и п а й А.К. К вопросу о приближенном расчете температуры реальных тел // В кн.: Эволюционные задачи энергопереноса в неоднородных средах. - Минск: ИТПО, 1982. - С. 134-140.

3. Г е д а Я.М., С н о п к о В.Н. Измерение температуры по распределению интенсивности в спектре излучения нагретого тела. - Теплофизика высоких температур. - 1981. - № 2. Т. 19, - С. 381-385.

4. С в е т Д.Я. Оптические методы измерения истинных температур.-М.: Наука, 1982. - 296 с.

5. Т и й к м а Т.Б., К л е в ц о в И.А. Лабораторная установка для исследования спектральной излучательной способности различных материалов // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1983. - № 547. - С. 57-64.

6. Приставка к спектрометру UR-20 для обработки экспериментальных данных с помощью ЭВМ / В.В. Борисова, С.Х. Аюпян, Н.Г. Бахитов, А.М. Шевяков // Приборы и техника эксперимента. - 1976. - № 1. - С. 231-232.

7. Т и й к м а Т.Б., В и й л ь м а н н И.Р. Радиационные характеристики золоприсадочных отложений на поверхностях нагрева парогенератора МГДЭС при сжигании мазута // В кн.: Физико-технические проблемы создания МГДЭС. Материалы научно-технического совещания стран-членов СЭВ и СФРЮ. - Киев. - 1984. - Ч. 3; М. - 1985. - С. 198-201.

Some Methodical Aspects in the Spectral
Emissivity Measuring

Abstract

The probable error analysis in using the "spectral ratio" formula to calculate the surface temperature of ash deposits and metal membranes in their spectral emissivity measuring is given in this paper. It is shown that at the temperature level 700-1200 K the probable error of the contactless surface temperature determination is about 5-7 %. Some examples of measuring data from the modified laboratory equipment are also given.

И.Р. Вийльманн, Т.Б. Тийкма

ЛАБОРАТОРНАЯ УСТАНОВКА ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ДИНАМИКИ
ИЗМЕНЕНИЯ СПЕКТРАЛЬНОЙ СТЕПЕНИ ЧЕРНОТЫ СТАЛЕЙ В
ХОДЕ ИХ НАГРЕВА

Радиационные свойства вместе с температурой излучающей поверхности определяют интенсивность собственного излучения твердотельного объекта. Следовательно, от точности определения названных параметров зависит точность расчета теплообмена излучением. В настоящее время основным источником сведений по радиационным характеристикам реальных поверхностей является эксперимент.

В настоящей работе приведено описание установки и методики для определения спектральной нормальной излучательной способности сталей в ходе их нагрева в продуктах сгорания газа.

Разработанная установка является дальнейшей модернизацией установки, описанной в [1]. В целях получения максимально возможной информации по излучательным характеристикам сталей в процессе их нагрева, в ходе эксперимента измеряется спектральная интенсивность излучения образца. Для этого установка дополнена монохроматором для разложения излучения от образца в спектр.

Установка состоит из следующих модулей:

1. Камера с печью для нагрева газа и горелкой.
2. Монохроматор с датчиком теплового излучения.
3. Блоки питания, измерительные приборы и регуляторы температуры.

Схема установки приведена на рис. 1. В центре, по высоте на оси камеры (1) расположен образец (2) и силитовый нагреватель с системой экранов (3). Образец омывается про-

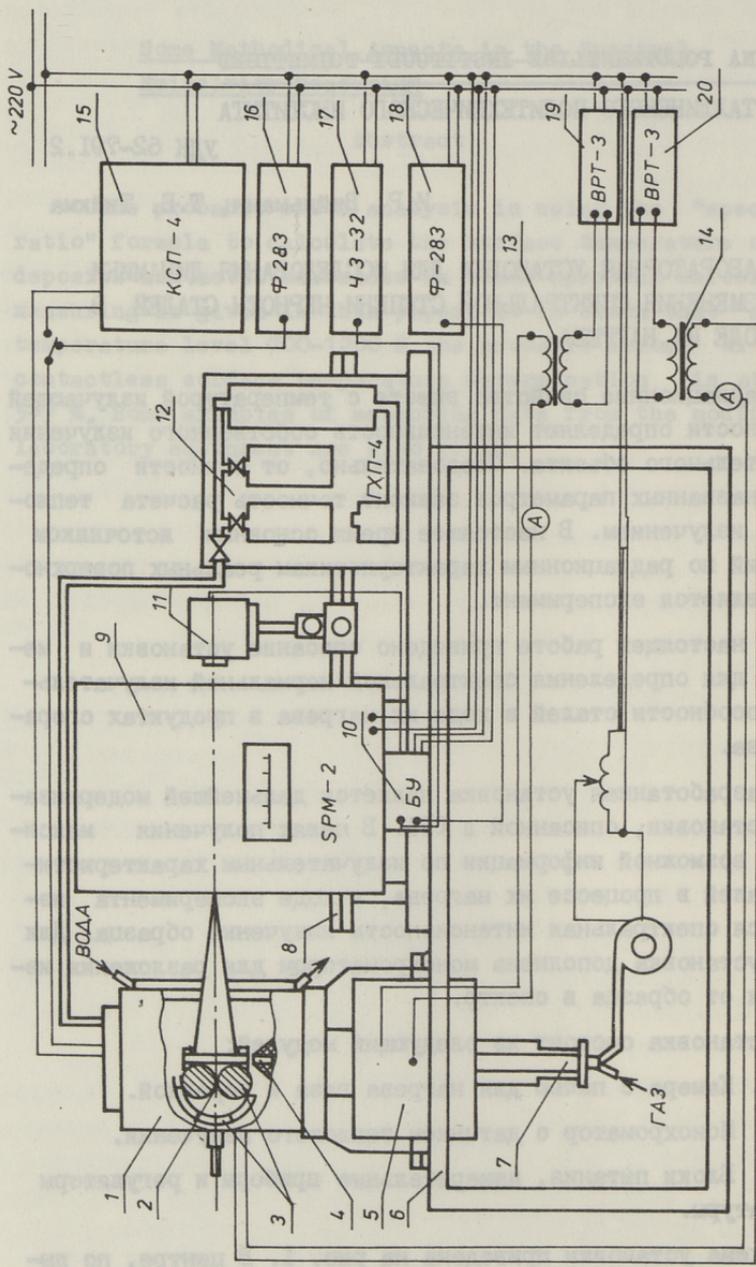


Рис. 1. Схема лабораторной установки для исследования динамики изменения спектральной степени черноты сталей.

дуктами сгорания газа, которые поступают из горелки (7), проходят нагревательную печь (5) и направляются специальным соплом (4) вдоль образца. Камера (1) имеет водяное охлаждение боковых стенок, изнутри ее стенки зачернены.

Блок питания, автоматики и измерения состоит из понижающих трансформаторов (13, 14), высокоточных регуляторов температуры ВРТ-3 (19, 20), измерительных приборов КСП-4 (15) и Ф-283 (16, 18). Использование регуляторов ВРТ-3 позволяет плавно регулировать температуру газа и образца, а также поддерживать ее на заданном уровне с точностью ± 2 К. Для измерения температуры газа вблизи образца служит ХА-термопара с вторичным прибором КСП-4. Температуру образца измеряют ХА-термопарой и регистрируют либо на КСП-4, либо милливольтметром Ф-283. Для выбора измерительного прибора в цепи термопары установлен переключатель.

Зеркальный монохроматор СПМ-2 (Карл Цейсс, ГДР) с призмой из каменной соли (NaCl -56) работает в диапазоне длин волн 0,2...16 мкм. Фокусное расстояние его параболического зеркала 400 мм, ширина входной щели выбрана 4,5 мм и выходной щели 2 мм (во время сканирования спектра ширины обеих щелей постоянные), высота щелей 20 мм. Разложение излучения в спектр происходит двукратным прохождением лучей через призму путем поворота призмы и зеркала Водсворта вокруг их общей оси. Привод сканирования ручной.

Датчик теплового потока (II), регистрирующий спектральный поток излучения, собран на базе пирозлектрического приемника инфракрасного излучения типа МГ-30, который работает в диапазоне длин волн 2...20 мкм. Порог чувствительности приемника $0,59 \cdot 10^{-9}$ Вт/Гц^{0,5} и вольтовая чувствительность 5200 В/Вт. Коротковолновая граница чувствительности приемника обусловлена применением на датчике МГ-30 окна из германия.

Ввиду того, что пирозлектрические приемники чувствительны к переменному тепловому потоку, необходимо поступающий в датчик сигнал модулировать. Приемник с модулятором помещен в специальную головку, выточенную из алюминия. Она имеет размеры по диаметру 86 мм и по высоте 85 мм. По оси головки расположен микроэлектродвигатель типа ДИГ-3 для вращения диска модулятора. Двигатель питается от отдельного

блока питания, который обеспечивает частоту модуляции 230 ± 10 Гц. На переднем торце головки симметрично оси вращения модулятора смонтированы приемник МГ-30 и фотодиод, а на крышку головки — сменная апертурная диафрагма перед приемником и светодиод перед фотодиодом. Пара светодиод-фотодиод образует источник сигнала для синхродетектора.

Обработка сигнала от датчика происходит в электронном блоке усиления и синхродетектора, который вырабатывает постоянный сигнал напряжением до $\pm 2,5$ В. Усилитель собран на микросхемах К 140 УД8, а синхродетектор — на базе микросхем серии К 176. Коэффициент усиления усилителя устанавливается ступенчатым переключателем в пределах $\times 10$, $\times 100$, $\times 1000$. Постоянная времени интегрирования переключается в диапазонах 10, 1 и 0,1 Гц. Усиленный сигнал измеряется цифровым прибором Ф-283. Частота вращения модулятора контролируется частотомером ЧЗ-32.

Датчик и монохроматор смонтированы на общий трехгранный рельс, который расположен параллельно оси выходного окна камеры установки. Все элементы установки смонтированы, в свою очередь, на общую металлическую стойку.

Система монохроматор-датчик отградуирована по модели абсолютно черного тела (а.ч.т.), которую устанавливали на оптическую ось взамен камеры установки. Модель а.ч.т. имеет конический излучатель, который является конденсаторной частью тепловой трубы, заполненной жидким калием. Применением тепловой трубы обеспечивается равномерный нагрев полости модели а.ч.т.

Следует отметить, что градуировка оптической системы является весьма ответственной операцией, поскольку точность полученной градуировочной зависимости определяет точность получаемых результатов по исследованию степени черноты.

Градуировке предшествовала юстировка призмы при помощи ртутной лампы. Во время градуировки была скорректирована шкала длин волн монохроматора по местоположению максимума излучения модели а.ч.т. при данной температуре. Сделано несколько серий градуировочных опытов продолжительностью свыше 24 часа. Эти опыты проведены в интервале температуры а.ч.т. $300-900$ °С и в диапазоне длины волны 2-9 мкм (шаг по длинам волны 1 мкм). Результаты градуировки позволяют со-

поставить измеренный датчиком сигнал S с плотностью спектрального теплового потока I_0 в нВт/м³ модели а.ч.т.

В целях дальнейшего использования результатов градуировки при опытах по изучению изменения радиационных характеристик сталей в ходе их нагрева, а также для исключения случайных ошибок при градуировке необходимо найти аппроксимационные функции зависимости $I_0 = f(s)$ для каждой длины волны. Поскольку чувствительность датчика в рабочем диапазоне является постоянной, то зависимость $I_0 = f(s)$ в широких пределах изменения S должна быть линейной. С другой стороны, мы не располагаем достаточной информацией по поглощению излучения во всей системе монохроматор-датчик, а также по селективности датчика. Поэтому выполнен анализ абсолютной предельной погрешности градуировочных данных по формуле, предложенной в [2] для каждой длины волны:

$$\delta = \sqrt{\sum_{i=1}^n [P_i(s) - Y_i(s)]^2 / [n(n-m-1)]}, \quad (1)$$

где n - количество измерений;

m - степень полинома аппроксимации;

$P_i(s)$ - значения I_0 по полиному аппроксимации;

$Y_i(s)$ - определенные по закону Планка значения I_0 при данных длины волны и температуре модели а.ч.т.

Результаты этого анализа дали наименьшую δ при $m = 1$ для всех длин волн кроме 2 мкм, при которой δ_{\min} получили $m = 3$. Следовательно, начиная с $\lambda = 3$ мкм результаты градуировки можно аппроксимировать линейной зависимостью:

$$I_0 = a_0 + a_1 S \quad \text{нВт/м}^3, \quad (2)$$

а при $\lambda = 2$ мкм:

$$I_0 = a_0 + a_1 S + a_2 S^2 + a_3 S^3 \quad \text{нВт/м}^3, \quad (3)$$

где a_i - коэффициенты регрессии;

S - сигнал датчика, мВ.

Более сложную зависимость $I_0 = f(s)$ при $\lambda = 2$ мкм можно объяснить тем, что 2 мкм является коротковолновой границей пропускания германиевого окна датчика МГ-30.

Результаты градуировки приведены на рис. 2. Расхождение данных по длинам волны указывает на некоторую селектив-

ность датчика. Небольшая селективность пирозлектрических датчиков также отмечена в [3]. С другой стороны, в результатах градуировки в данном случае также отражено поглощение излучения в целом оптическом тракте монохроматора.

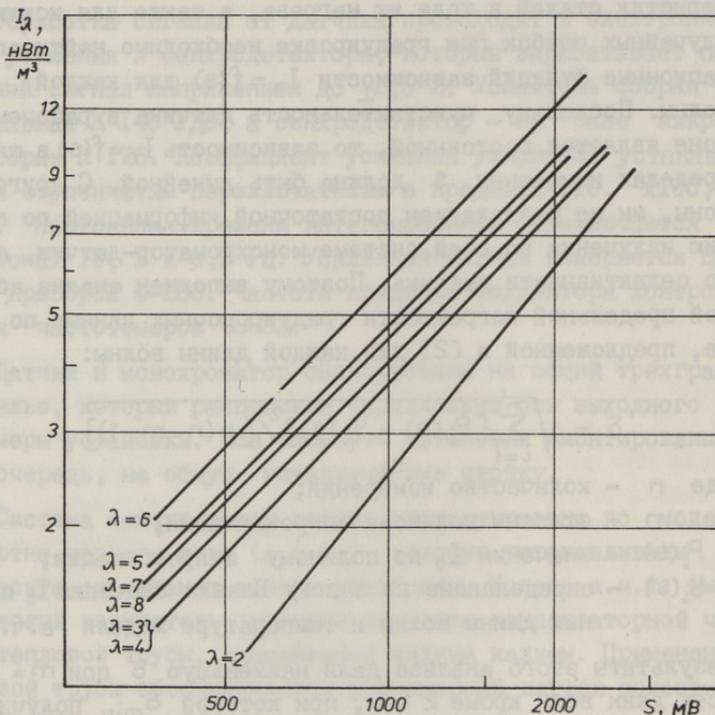


Рис. 2. Результаты градуировки системы монохроматор - датчик МГ-30.

Методика проведения опытов по исследованию изменения степени черноты металлических образцов на описанной установке практически не отличается от методики, приведенной в [1].

Л и т е р а т у р а

И. В и й л ь м а н н И.Р., М и к к И.Р., Т и й к - м а Т.Б. Лабораторная установка для исследования динамики изменения интегральной степени черноты сталей в ходе их нагрева // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1982. - № 522. - С. 97-101.

2. Сергеев О.А. Метрологические основы теплофизических измерений. - М.: Изд. стандартов, 1972. - 154 с.

3. Кремичугский Л.С. Современные тепловые приемники излучения и возможности их применения // Приборы и техника эксперимента. - 1970. - № 3. - С. 12-31.

I. Viilmann, T. Tiikma

A Laboratory Equipment for the Dynamics
Research Concerning the Change in the
Spectral Emissivity of Steels

Abstract

The construction and operation principle of the laboratory equipment for the investigation of the steels spectral emissivity in their heating process in the gas flame is given in this paper. The previous equipment is modified by the monochromator and sensitive detector. The monochromator-detector system graduate data are also given.

EESTI AKADEEMILINE RAAMATUKOGU



1 0200 00082404 9

Цена 95 коп.