

Ep. 6.7  
483

ISSN 0136-3549  
0320-3360

TALLINNA  
POLÜTEHNILISE INSTITUUDI  
TOIMETISED

483

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО  
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО  
ИНСТИТУТА

ТРИ  
'80

ИССЛЕДОВАНИЕ  
РАБОТЫ  
ПАРОГЕНЕРАТОРОВ  
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ





Ep. 6.7

483

**ТРИ  
'80**

TALLINNA POLÛTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

---

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621



ИССЛЕДОВАНИЕ  
РАБОТЫ  
ПАРОГЕНЕРАТОРОВ  
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

Теплоэнергетика XX

Таллин 1980

21.101

ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ  
Труды ТПИ № 483  
ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ  
Теплоэнергетика XX  
Редактор В. Ратник. Техн. редактор М. Тамме  
Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 27 февраля 1980 г.

Подписано к печати 11 августа 1980 г. Бумага 60x90/16  
Печ. л. 10,00 + 0,5 приложение. Уч.-изд. л. 9,3  
Тираж 500. МВ-07697.  
Ротапринт ТПИ, Таллин, ул. Коскла, 2/9. Зак. № 426  
Цена руб. 1,40

© Таллинский политехнический институт, 1980

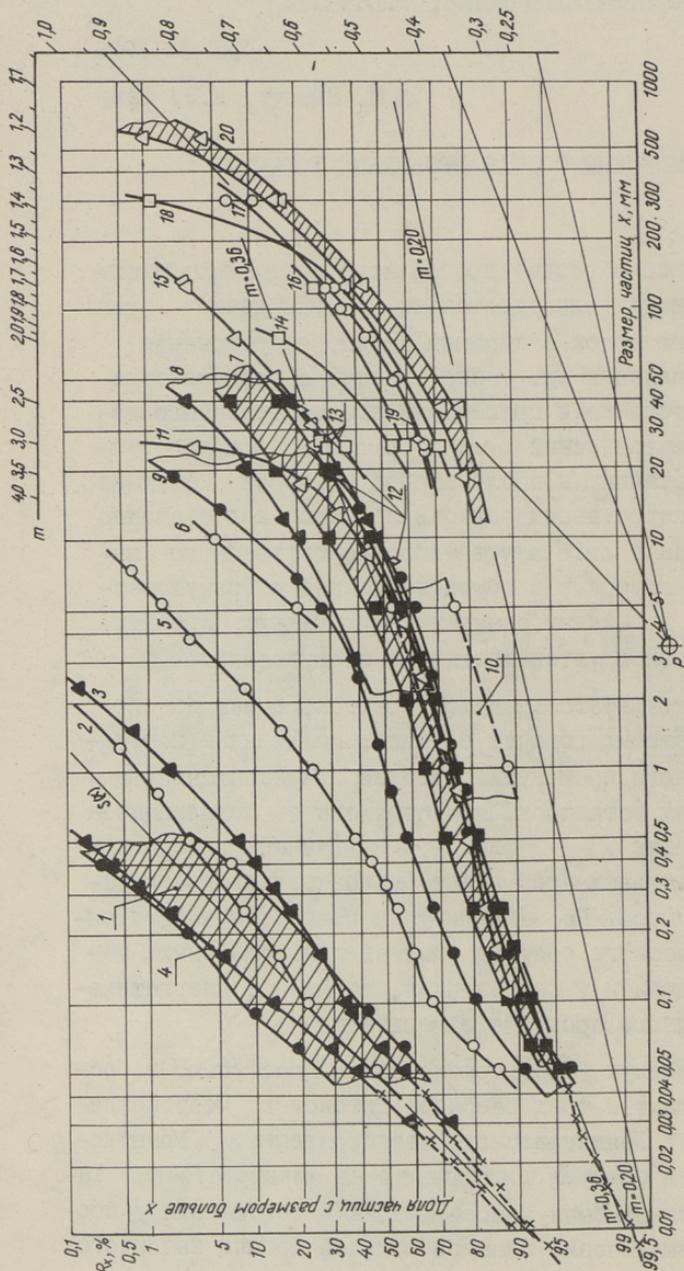


ГРАНУЛОМЕТРИЧЕСКИЙ СОСТАВ ДРОБЛЕННЫХ ГОРЮЧИХ  
СЛАНЦЕВ

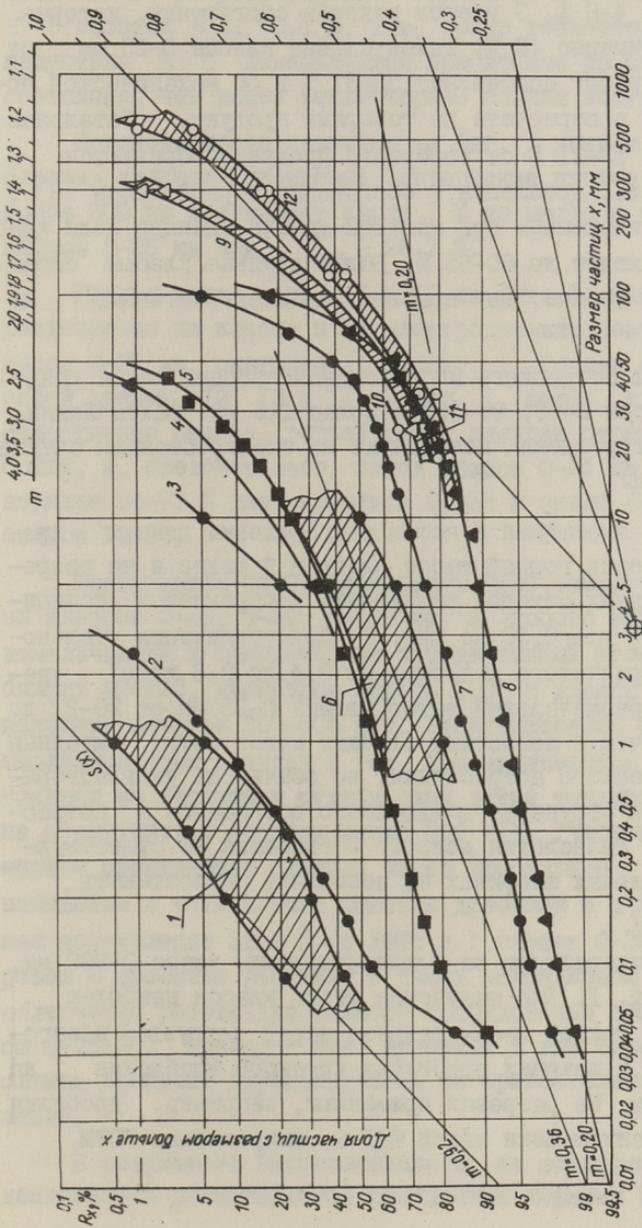
Проектирование и расчет дробильного и пылеприготовительного оборудования электростанции, оборудования для снабжения топливом топок с кипящим слоем, оборудования классификации топлива и др. тесно связаны с гранулометрическим составом топлива и процессами его постепенного изменения. Гранулометрический состав топлива при поступлении на электростанцию и после первой и второй ступени дробления на электростанции редко и при этом недостаточно глубоко освещается в литературе теплоэнергетического направления. Более глубокие и обширные знания о гранулометрическом составе дробленых сланцев способствуют проектированию нового и эксплуатации старого оборудования.

Некоторые результаты гранулометрического анализа проб дробленых и размолотых горючих сланцев, полученные в течение продолжительного промежутка времени при испытаниях пылеприготовительных установок, представлены в логарифмически нормальной сетке  $x - R_x$  фиг. 1 и 2. Данные приведены в виде графиков отдельных проб и интервалов зернового состава для множества проб. На этих фигурах приведены также данные гранулометрического состава сланцев при различных методах и стадиях добычи у поставщиков топлива и энергетической пыли — конечного продукта измельчения.

На Прибалтийскую ГРЭС горючие сланцы поступают в основном из шести шахт и трех разрезов Эстонского месторождения и из трех шахт Ленинградского месторождения. Гранулометрический состав сланцев, поступивших на электростанцию зависит от технологии добычи, классификации и обогащения у поставщика сланца. Измельчение сланцев шахтной добычи начинается



Фиг. 1. Данные granulометрического состава горючих сланцев при различных стадиях подготовки на Прибалтийской ГРЭС и на предприятиях поставщика сланца в логарифмически нормальной сетке. 1, 2, 3 и 4 - пробы пыли сланцев из мельниц ШИМТ 1300/2864/740 и ММТ 1500/2510/735, всего 47 проб, 1964-1973 гг., частично из [1]; 5 - проба из дробилки ЛПМ-1А пробоотборника; 6 - рекомендуемая точность дробления [2]; 7 и 8 - сланцы разреза Сырдала, дробленые в М20х30 первой тошнвопалачи электростанции в 1964 г., 25 пробы; 9 - после дробилок М20х30 2-ой тошнвопалачи в 1973 г., 40 пробы; 10 - дробление в М20х30 1-ой тошнвопалачи [3]; 11 - проба класса 0 - 25 мм из шахты Сомна без дробления на электростанции, 1974; 12 - горная масса от комбайна 2К-52, [4]; 13 - горная масса при одноходовом и двухходовом режиме с комбайном 2К-52 [5]; 14 - горная масса от комбайна ПШ-88; 15 - горная масса комбайновой лавы шахты Коктла за 1972-1973 гг.; 16 - горная масса шахты Коктла за 1973-1974 гг.; 17 - горная масса шахт Виру и Таммюк, [6]; 18 - разрез Вийнакка за 1973 г.; 19 - разрез Сырдала за 1972-1973 гг.; 20 - горная масса при взрывных методах разрушения [4].  
 S(x) - расчетный состав пыли; прямая  $m = 0,20$  - предельная грубость горной массы; x — данные седиментометрического анализа.



Фиг. 2. Данные гранулометрического состава горючих сланцев при различных стадиях подготовки на Эстонской ГРЭС и на предельных поставщиках сланца в логарифмически нормальном сегменте.  
 1 - пыль ММТ 2000/2680/890 по данным ЦКТИ, 1970; 2 - продукт дробилки пробоотборника 1-ой линии топливозадачи, 1974; 3 - рекомендуемая точность дробления [2]; 4 и 5 - после 2-ой ступени дробления на 1-ой линии топливозадачи, 1974; 6 - дробленые сланцы перед мельницами по данным ЦКТИ, 1970; 7 и 8 - после 1-ой ступени дробления на 1-ой и 2-ой топливозадаче, 1974; 9 - разрез Вийаикона за 1973 г.; 10 - разрез Саргула за 1972-1973 гг.; 11 - разрез Нарва за 1973 г.; 12 - горная масса взрывных методов разрушения [4].

$S(x)$  - расчетный состав пыли фиг. 1; прямая  $m = 0,36$  - расчетный состав дробленых сланцев [7];  
 прямая  $m = 0,20$  - претельная грубость горной массы.

при буровзрывных работах или под действием резцов комбайнов, продолжается при механизированной погрузке и т.д.

После буровзрывных работ, по данным Э. Рейнсалу [8], класс 0-25 мм составляет 20-22 % от горной массы и механическая погрузка является причиной увеличения выхода этого класса еще на 4-6 %. С учетом отходов обогащения, которые составляют примерно 40 %, выход сланца класса 0-25 мм от буровзрывных работ составляет 33-37 % и от механической погрузки 6-10 % в пересчете на товарный продукт. Остальная часть мелочи, 13-21 % от товарного продукта образуется в ходе транспорта, дробления и обогащения горной массы [8]. В связи с вышеизложенным при шахтной добыче сланцев доля класса 0-25 мм доходит до 60-65 %. Более крупные классы сланцев подземной добычи, как правило, на электростанцию не направляют.

На шахтах Эстонского месторождения горная масса разделяется на классы 0-25, 25-125 и более 125 мм. Шахты Ленинградского месторождения поставляют на электростанцию сланец класса 0-30 мм.

Согласно имеющимся в нашем распоряжении данным предельная крупность горной массы сланцев в шахте и на разрезе после взрывных методов разрушения изображается позицией 20 и прямой  $m = 0,20$  на фиг. I. При увеличении удельного расхода взрывчатого вещества от 0,4 до 0,8 кг/м<sup>3</sup> увеличивается первоначальный выход класса 0-25 мм от 20-22 до 28-30 % [8], что в известных случаях может быть выгодным для энергетического потребления, но обычно не удовлетворяет современную структуру дальнейшего обогащения и потребления сланца. Технология мокрого обогащения на существующих обогатительных фабриках не позволяет обрабатывать класс 0-25 мм.

Разрезы поставляют на электростанцию класс 0-300 мм, 18 и 19 на фиг. I. Для получения этого класса наиболее крупные куски горной массы разреза перед погрузкой в вагоны измельчают в щековых дробилках крупного дробления до размера 300 мм. На разрезах применяют, например, дробилки с простым качанием щеки марки ШКД-9, выпускаемые УЗТМ.

По данным производственного объединения "Эстонсланец" степень измельчения сланцев разреза Сиргала за 1972 и 1973 годы характеризуется средним от нескольких проб значением полного остатка  $R_{25} = 65,2 \%$ , т.е. выход класса 0-25 мм или проход  $D_{25}$  равняется 34,8%. При этом для подступа В-С разреза Сиргала  $R_{25} = 60,3 \%$  и для подступа Е-Ф остаток  $R_{25} = 70,1 \%$ , т.е. более теплотворные сланцы подступа В-С измельчаются при добыче до более тонкого состояния, чем менее теплотворные сланцы подступа Е-Ф.

Согласно представленным на фиг. 1 данным 18 в горючих сланцах разреза Вийвиконна содержание кусков с размерами более 300 мм составляет около 1% по массе и содержание класса 0-25 мм или  $D_{25} = 28,7 \%$ .

Горная масса шахт, 16 и 17 на фиг. 1, как правило, разделяется на классы и на электростанцию поступает лишь класс 0-25 мм, смотрите II на фиг. 1. Горная масса комбайновой добычи, 12, 13 и 14 на фиг. 1, перед классификацией существенно мельче горной массы сланцев буровзрывной отбойки, и, следовательно, выход класса 0-25 мм повышенный, порядка 64-73% для комбайнов 2К-52 и около 46% для комбайнов III-68.

Поступившие на Прибалтийскую ГРЭС энергетические сланцы классов 0-25, 0-30, 0-300 мм и просто горная масса измельчаются в однороторных нереверсивных молотковых дробилках М20х30, диаметром ротора 2000 и длиной 3000 мм, производительностью 300-500 т/ч. Электростанция сжигает ~12 миллионов тонн сланцев в год. При равномерном поступлении сланцев по месяцам и суткам одна линия топливоподачи должна пропускать в среднем около 690 т/ч. Учитывая неравномерное пропускание сланцев через дробильное оборудование, забивание и замазывание решеток дробилок и грохот, учитывая поступление 32,1% (в 1975 г.) класса 0-300 мм из разрезов - дробилки работают в очень напряженном режиме. Для облегчения работы дробильного оборудования обычно классы 0-25(30) проходят мимо дробилок и для более крупного сланца дробилки отрегулированы на сравнительно грубое дробление.

В результате вышеназванного на электростанции не достигается рекомендуемая расчетными нормами [2, 9] тон-

кость дробления, 6 на фиг. 1 и 3 на фиг. 2. В соответствии с представленными на фиг. 1 данными действительная тонкость дробления на Прибалтийской ГРЭС перед поступлением сланцев в молотковые мельницы характеризуется следующими пределами колебания остатков на ситах 5 и 10 мм:

$$R_5 = 27-76 \% \quad \text{и} \quad R_{10} = 11-70 \%,$$

по расчетному составу прямой  $m = 0,36$  на фиг. 1

$$R_5 = 50 \% \quad \text{и} \quad R_{10} = 40 \%.$$

Рекомендуемая для всех мельниц тонкость дробления определяется значениями

$$R_5 = 20 \% \quad \text{и} \quad R_{10} = 5 \%.$$

Для топлив, не замазывающих дробильное оборудование, целесообразно и более глубокое дробление. В случае замазывания дробильного оборудования допускается  $R_5 = 30-35 \%$  и  $R_{10} = 11-14 \%$  и максимальный размер куска не более 25 мм [9]. На основе многократных ситовых анализов в течение всей работы [10] содержание наиболее крупных кусков в дробленых сланцах характеризуется остатком  $R_{72} = 5 \%$ . На сетке фиг. 1 по преимущественному направлению зерновых характеристик дробленых сланцев и на основе  $R_{72} = 5 \%$  получаем вполне реальную величину  $R_{130} = 1 \%$ , т.е. максимальный размер куска  $d_{\text{макс}}$  в дробленых сланцах на Прибалтийской ГРЭС можно в среднем принять равным 130 мм.

Большая крупность дробления топлива ухудшает сушку, увеличивает износ размалывающих элементов, снижает надежность работы мельниц, особенно молотковых, и снижает производительность мельниц в следующем объеме [9]:

до уровня 0,97 при  $R_5 = 27 \%$ ,

до уровня 0,90 при  $R_5 = 50 \%$  и

до уровня 0,86 при  $R_5 = 76 \%$

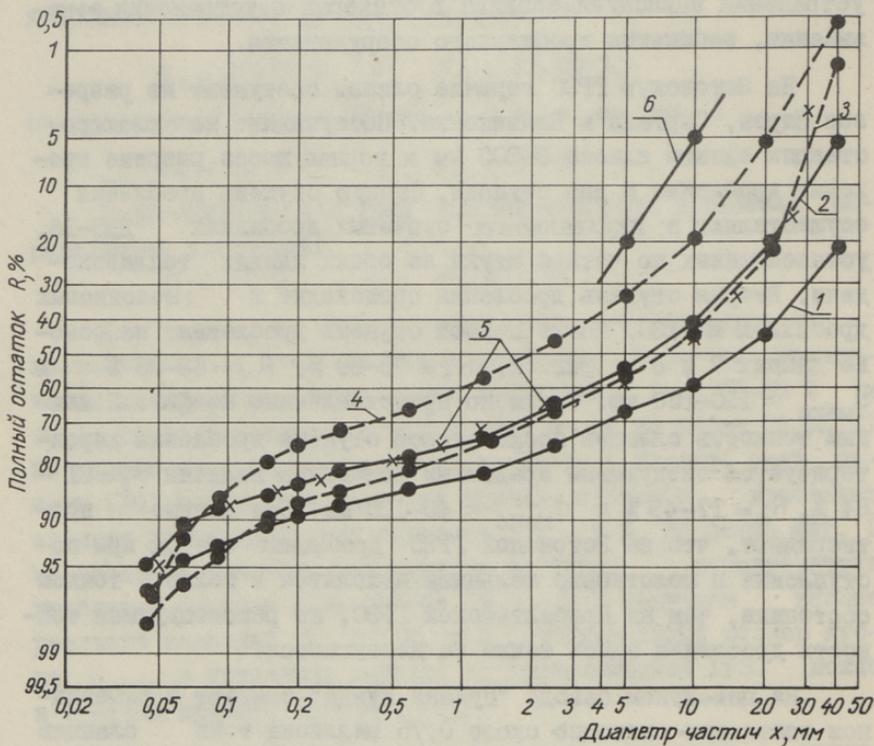
по сравнению с мельницей, которая работает с производительностью 1,0 при  $R_5 = 20 \%$ .

Измельчение весьма крупных кусков твердого топлива в дробилках, специально приспособленных для этого, экономически выгоднее, чем в мельницах любого типа. Но на Прибалтийской ГРЭС в настоящее время утонение дробления до рекомендуемой тонкости невозможно не только из-за недостаточной

производительности дробилок, но и из-за более интенсивного забивания, замазывания и износа дробилок, а также из-за еще большего зависания тонкого сланца в бункерах мельниц. Следовательно, утонение дробления реально лишь после устранения зависания топлива в бункерах и устранения замазывания, забивания дробильного оборудования.

На Эстонскую ГРЭС горючие сланцы поступают из разрезов Нарва, Сиргала и Вийвиконна. Поступившие на электростанцию сланцы класса 0-300 мм и горная масса разреза проходят дробление в две ступени. Первую ступень дробления осуществляют в двухвалковых зубчатых дробилках ДДЗ-16, установленных по четыре штуки на обеих линиях топливоподачи. Вторая ступень дробления происходит в молотковых дробилках М20х30. После первой ступени дробления, на основе данных 7 и 8 на фиг. 2,  $R_5 = 75-89\%$ ,  $R_{10} = 68-86\%$  и  $d_{\text{макс}} \approx 120-150$  мм. Согласно представленным на фиг. 2 данным тонкость сланцев после второй ступени дробления характеризуется следующими пределами изменения величин  $R_5 = 31-64\%$ ,  $R_{10} = 17-49\%$  и  $d_{\text{макс}} \approx 40-120$  мм. Эти данные подтверждают, что на Эстонской ГРЭС дробленые сланцы при поступлении в молотковые мельницы находятся в более тонком состоянии, чем на Прибалтийской ГРЭС, но рекомендуемая тонкость дробления здесь также не достигается.

На цементном заводе "Пунане Кунда" сжигают в пылевидном состоянии ежегодно около 0,75 миллиона тонн сланцев сравнительно высокой теплотворностью - за 1978 г. среднегодовая  $Q_5^c = 13,3$  МДж/кг. Сланцы класса 0-25 мм поставляются шахтами Сомпа и Виру. Поставщиками горючих сланцев класса 25-125 мм являются шахты Виру, Таммику, Ахтме и другие. Суммарное количество сланцев класса 25-125 мм составляет до 0,1 миллиона тонн в год. В заводских молотковых дробилках производства ГДР подвергается дроблению лишь более крупный класс сланцев. Наблюдается забивание и замазывание дробилок мелким сланцем. Гранулометрические данные сланцев перед поступлением в шаровые барабанные мельницы (ШБМ) приведены на фиг. 3 и 4. Степень дробления сланцев после складирования и прохождения системы топливоподачи, при входе в ШБМ характеризуется следующими величинами:



Фиг. 3. Данные ситового анализа дробленых горючих сланцев перед мельницами завода "Пунане Кунда" в логарифмически нормальной сетке.  
 1 - дробленый класс 25-125 в 1978 г.; 2 - дробленый класс 25-125 в 1977 г.; 3 - класс 0-25 без дробления; 4 - дробленый класс 0-25; 5 - проба топлива от 5.11.1974 г.; 6 - рекомендуемая тонкость дробления.

для класса 0-25 мм

$$R_5 = 29,5 - 74 \%$$

$$R_{10} = 16,7 - 60,7 \%$$

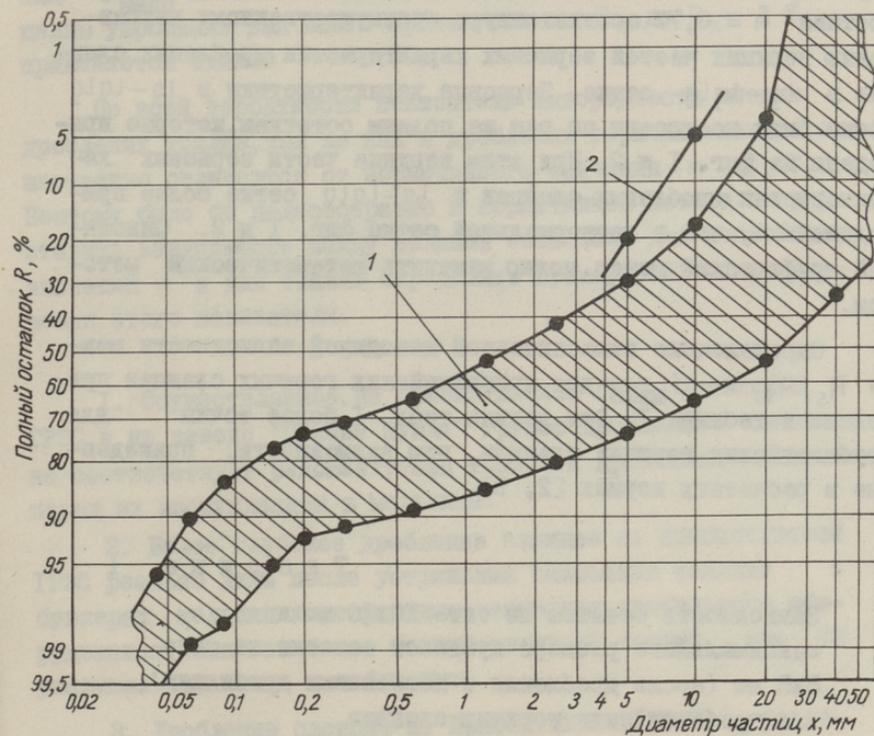
$$d_{\text{макс}} \geq 25 \text{ мм}$$

для класса 25-125 мм

$$R_5 = 52,2 - 73 \%$$

$$R_{10} = 37,1 - 65,2 \%$$

$$d_{\text{макс}} \geq 45 \text{ мм}$$



Фиг. 4. Данные ситового анализа измельченных горючих сланцев перед мельницами завода "Пунане Кунда" в логарифмически нормальной сетке.  
 1 - размах изменения полных остатков 17 проб за 1977-78 гг.;  
 2 - рекомендуемая тонкость дробления.

Представленные на фиг. 1 и 2 данные позволяют уточнить в расчетных нормах зависимости между  $R_5$ ,  $R_{10}$  и  $d_{\text{макс}}$  для горючих сланцев. В нормах расчета и проектирования шлепприготовительных установок представлена одна зависимость между  $R_5$ ,  $R_{10}$  и  $d_{\text{макс}}$  для всех твердых топлив, которая выведена посредством параллельных прямых зерновых характеристик в  $\lg - \lg \lg$  координатной сетке через соответствующие  $R_5$  при  $n = 0,87$ . Для определения максимального размера кусков принимают  $R_{d_{\text{макс}}} = 1 \%$ .

Для горючих сланцев в данной работе значения  $R_{10}$  и  $d_{\text{макс}}$  определены также посредством параллельных прямых зерновых характеристик, но с показателем однородности  $n = 0,77$ . Прямые проведены из соответствующей точки  $R_5$  до пересечения с  $R_x = 1\%$ . Показатель однородности зернового состава  $n = 0,77$  соответствует преимущественному направлению верхних частей зерновых характеристик дробленых сланцев в  $lg-lglg$  сетке. Зерновые характеристики в  $lg-lglg$  сетке были построены по тем же полным остаткам, которые приведены на фиг. 1 и 2. При этом верхние части зерновых характеристик дробленых сланцев в  $lg-lglg$  сетке более прямолinéйные, чем в логнормальной сетке фиг. 1 и 2. Описанный графический метод можно заменить математическим методом.

Определенные вышеописанной методикой зависимости между  $R_5$ ,  $R_{10}$  и  $d_{\text{макс}}$  для прибалтийских горючих сланцев приведены в таблице I. Эти данные табл. I более точны для прибалтийских горючих сланцев, чем зависимости, приведенные в расчетных нормах [2, 9].

Т а б л и ц а I

Зависимость остатка на сите 10x10 мм и максимального размера куска от остатка на сите 5x5 мм (после дробления в молотковых дробилках) для прибалтийских горючих сланцев

$R_5$ %	Прибалтийские горючие сланцы		Нормативные данные для топлив	
	$R_{10}$ %	$d_{\text{макс}}$ мм	$R_{10}$ %	$d_{\text{макс}}$ мм
10	2,3	13	1,5	11
20	6,6	21	5,2	16
30	13,5	31	11	23
40	22	45	19	31
50	32	66	28	43
60	43	100	39	60
70	56	160	52	90
80	69	310	66	165

Зависимость между  $R_5, R_{10}$  и  $d_{\text{макс}}$  определяется показателем однородности. Из-за непрямолинейности зерновых характеристик дробленых сланцев как в логнормальной, так и в  $\lg - \lg \lg$  сетке для определения  $R_{10}$  по величине  $R_5$  (или наоборот) потребовалось бы даже  $n \leq 0,7$ , но для определения  $d_{\text{макс}}$  показатель однородности должен быть больше. С целью упрощения для всего промежутка от  $R_5$  до  $R_x = 1\%$  применяется единый  $n = 0,77$ .

По всей вероятности показатели однородности многих дробленых топлив, так же как и дробленых горючих сланцев, существенно отличаются от нормативного значения  $n = 0,87$ . Поэтому было бы целесообразно в нормативном методе представить зависимости между полными остатками для нескольких значений  $n$  и для топлив определить преимущественные значения этого показателя.

#### В ы в о д ы

1. Осуществляемое на Прибалтийской ГРЭС, Эстонской ГРЭС и на заводе "Пунане Кунда" грубое дробление сланцев не соответствует рекомендуемой тонкости дробления сланцев перед их поступлением в мельницы.

2. Более глубокое дробление сланцев на Прибалтийской ГРЭС реально лишь после устранения зависания топлива в бункерах мельниц и устранения забивания дробильного оборудования, так как более тонкий зерновой состав еще бы усиливал зависание и забивание.

3. Дробление сланцев на Прибалтийской ГРЭС характеризуется следующими пределами изменения величин:  $R_5 = 27-76\%$ ,  $R_{10} = 11-70\%$  и  $d_{\text{макс}} \approx 30-230$  мм.

4. На Эстонской ГРЭС тонкость сланцев после второй ступени дробления характеризуется следующими пределами изменения величин:  $R_5 = 31-64\%$ ,  $R_{10} = 17-49\%$  и  $d_{\text{макс}} \approx 40 - 120$  мм.

5. В  $\lg - \lg \lg$  сетке показатель однородности дробленых и неклассифицированных сланцев имеет значение  $n = 0,77$  или менее для кусков более 5 мм.

6. Представленные в табл. I данные позволяют уточнить приведенные в "Нормах расчета..." зависимости между  $R_5, R_{10}$  и  $d_{\text{макс}}$  для прибалтийских горючих сланцев.

## Л и т е р а т у р а

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

2. Нормы расчета и проектирования пилеприготовительных установок. Госэнергиздат, М.-Л., 1958, с. 159.

3. Д у б о в с к и й И.Е., П а т р о н о в а М.В. Исследование работы бильных мельниц на сланцах. - Теплоэнергетика, 1964, № 2, 50-55.

4. Р е й н с а л у Э.Я. Метод установления кусковатости горной массы. - В кн.: Развитие и совершенствование шахтного и карьерного транспорта. М., Недра, 1973, 29-32.

5. Р е й н с а л у Э., А д а м с о н А., Б у т а к о в а А. О качестве сланца при комбайновой добыче на шахтах. - Сб.: Горючие сланцы, 1974, № 2. 1-6.

6. К о й т м е т с К.В. Некоторые вопросы технологии обогащения горной массы эстонских сланцев в тяжелых средах. - Тр. НИИСланцев "Добыча и переработка горючих сланцев", вып. 17, Л., Недра, 1968, с. 43-48.

7. Н и с п у Л.М., Р о з а н о в Н.С. Гранулометрические свойства измельченных материалов. В кн.: Современные проблемы механики сыпучих материалов, ЦИТИ Госкомзага СССР, М., 1969, с. 28-35.

8. Р е й н с а л у Э.Я. Исследование зависимости между выходом мелкого сланца и удельным расходом взрывчатых веществ. - Тр. НИИСланцев "Добыча и переработка горючих сланцев", вып. 17, Л., Недра, 1968, с. 10-16.

9. Л е б е д е в А.Н. Подготовка и размол топлива на электростанциях. Энергия, М., 1969, с. 520.

10. К р а с н о в М.Н., Н о р к и н И.А., Ф и л и п о в В.М. Исследование особенностей отбора проб сланца на мощных электростанциях. - Теплоэнергетика, 1971, № 8, с. 47-51.

Die Korngrößenverteilung des vorzerkleinerten  
Brennschiefers

Zusammenfassung

In diesem Artikel werden die Forschungsergebnisse der Korngrößenverteilung des vorzerkleinerten Brennschiefers aus dem Baltischen Bassin dargelegt. Die Anfangsergebnisse wurden bei industriellen Versuchen der Mahlanlagen im Baltischen Wärmekraftwerk, im Estnischen Wärmekraftwerk, in der Zementfabrik "Punane Kunda" und auch aus Bergwerken im Laufe von mehreren Jahren ermittelt. In Wärmekraftwerken wird Brennschiefer in Hammerbrechern unzureichend für Mühlen zerkleinert. Dabei wurden die Gründe der unzureichenden Zerkleinerung des Brennschiefers dargelegt. Es werden präzisierete Abhängigkeiten für Korngrößenverteilung des vorzerkleinerten Brennschiefers in die Berechnungsvorschrift angeboten.



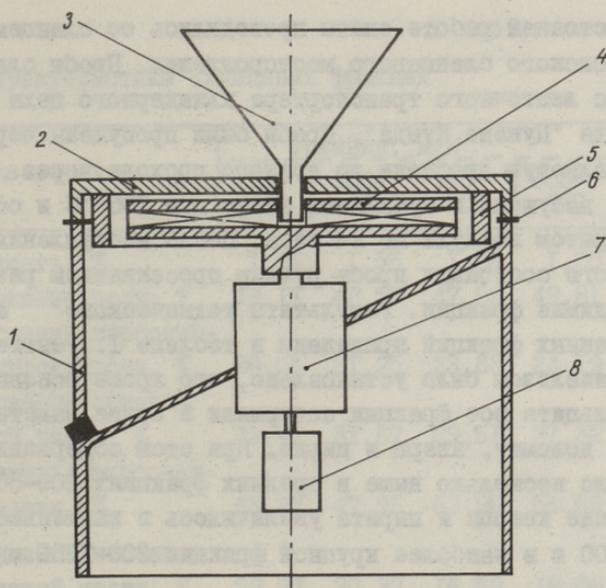
## РАЗРУШЕНИЕ СЛАНЦЕВЫХ ЧАСТИЦ ПРИ СВОБОДНОМ УДАРЕ

По Румпфу [1,2] исследование разрушения единичных частиц является основой современной теории размола. Естественно, что этот процесс представляет особый интерес в тех случаях, когда в реально существующей мельнице частицы материала могут подвергаться нагружению не в слое, а поодиночке. Это может иметь место в мельницах ударного действия, в центробежно-отражательных, роторных, молотковых и др. мельницах, а также в дезинтеграторах. Несмотря на значительное общее количество работ, посвященных разрушению единичных частиц ударом, среди изученных материалов почти отсутствует твердое топливо. Горючим сланцам, в частности, посвящена лишь одна работа [3], преследовавшая главным образом технологические цели, а не получение модели процесса. Таким образом, изучение сланцевых частиц при ударных нагрузках представляет немаловажное значение.

В качестве опытных установок для исследования поведения частиц при свободном ударе нашли применение главным образом пневматические пушки, пневматические струйные ускорители, аппараты с вращающимися мишенями и центробежные ускорители. Все названные типы машин имеют известные недостатки. Пневматические пушки непригодны для работы с малыми частицами, так как для получения необходимого количества продукта требуется выстрелить тысячи частиц, возникают трудности при поддержании и регистрации их скорости и необходимо тратить значительное время для зарядки и вакуумирования системы. Для разрушения крупных частиц (начиная с нескольких миллиметров) эти установки применялись успешно [4]. Пневматические струйные ускорители [5] нашли применение

ние главным образом при исследованиях абразивного износа. Их недостатком является трудность контроля истинной скорости частиц, а также возможность взаимного влияния частиц при соударении струи с мишенью. В аппаратах с вращающимися мишенями вышеназванные недостатки отсутствуют [6,7] однако процесс происходит в вакууме и может отличаться от имеющего реально место процесса во влажной атмосфере. К тому же вакуумная система громоздкая и требуется значительное время установления рабочего режима. Центробежные ускорители были разработаны для исследования абразивного износа [8], однако благодаря простоте конструкции и быстрой проведения эксперимента они нашли применение и при исследовании разрушения частиц [9, 10]. Недостатком центробежных ускорителей можно считать наличие мешающего воздействия захватываемого быстровращающимся ротором потока воздуха, что может влиять на траектории малых частиц, а также возможность вторичных соударений отраженных осколков частиц. В некоторой степени эти явления удастся нейтрализовать конструктивными мероприятиями, однако частично с ними можно смириться, учитывая, что аналогичные явления имеют место и в реальных мельницах и в более значительной мере. В промышленности также нашли применение центробежно-отражательные мельницы, по принципу действия мало отличающиеся от центробежных ускорителей [3, 11].

Учитывая, что ни одна из вышеназванных машин не имеет явного преимущества, в данном исследовании по чисто практическим соображениям предпочтение было отдано центробежному ускорителю. Применяли изготовленный в экспериментальной мастерской ТПИ ускоритель ЦУК-3М, позволяющий получить скорости соударения до 100 м/с, вполне удовлетворяющие цели работы, если учитывать, что в существующих сланцеразмольных мельницах окружные скорости роторов не превышают 50-60 м/с. Подробное описание данного ускорителя можно найти в [12]. С целью упрощения поля скоростей воздуха в рабочей зоне машины обычная система мишеней с держателями была удалена и заменена отражательным кольцом (диаметр 180 мм, высота 60 мм) из стали 30. Кольцо закреплялось четырьмя болтами к крышке машины, фиг. 1.



Фиг. 1. Схема опытной установки. 1-корпус, 2-крышка, 3-бункер, 4-ротор, 5-отражательное кольцо, 6-уплотнение, 7-электродвигатель, 8-тахогенератор.

Ротор ускорителя ЦУК-3М имеет четыре ускоряющие канала. Из бункера 3 частицы через направляющую трубу подводятся в центр ротора и с равной вероятностью распределяются между каналами. В ускоряющих каналах частицы подвергаются сложному зигзагообразному движению и выбрасываются из ротора абсолютной скоростью

$$w = \frac{\pi R n}{30 \sin \beta}, \quad (\text{I})$$

где  $w$  - абс. скорость выхода частицы, м/с;

$R$  - радиус ротора, м;

$n$  - скорость вращения ротора, об/мин;

$\beta$  - угол между векторами абс. и радиальной скорости.

Угол вылета  $\beta$  зависит от многих случайных факторов и лишь в первом приближении определяется коэффициентом трения между частицей и стенами канала, как приняли в [8]. Однако большое число опытов, сделанных на центробежных ускорителях, позволяет принимать угол вылета в большинстве случаев равным  $55 \pm 5$  градусам [12]. После удара об отражательное кольцо осколки и оставшиеся неразрушенными частицы захватываются воздушным потоком и выносятся из зоны удара в нижнюю расширенную часть корпуса, где они оседают.

В настоящей работе опыты проводились со сланцем III сорта Эстонского сланцевого месторождения. Пробы сланца были взяты с ленточного транспортера клинкерного цеха цементного завода "Пунане Кунда". Пробы были пропущены через щековую и валковую дробилки до полного прохода через сито 1250 мкм, высушены в сушильном шкафу при 105 °С и оставлены на открытом воздухе на 24 часа. После наступления воздушно-сухого состояния пробы ручным просеиванием разделяли на необходимые фракции. Результаты технического анализа использованных фракций приведены в таблице I. Рентгенографическим анализом было установлено, что кроме основного минерала кальцита все фракции содержали в более заметных количествах доломит, кварц и пирит. При этом содержание доломита было несколько выше в средних фракциях 200–500 мкм, а содержание кварца и пирита увеличилось в наименьшей фракции 125–200 и в наиболее крупной фракции 800–1250 мкм.

Опыты проводились при скоростях вылета частиц 20, 40, 60, 80 и 100 м/с с фракциями 125–200, 200–315, 315–500, 500–800 и 800–1250 мкм. Отверстия сит были выбраны по ряду R 5 с модулем  $\sqrt[5]{10}$ , ГОСТ 8032–56. Предварительными опытами при скорости 60 м/с выяснилось, что достаточно воспроизводимые результаты могут быть получены при количестве пропускаемого материала 50 г (потери оказались в пределах 2 %, расхождения в результатах ситовых анализов в пределах 3–5 %). Для основных опытов все фракции подвергались контрольному просеиванию, после чего из каждой фракции выделили 10 порций по 50 грамм, которые были рандомизированы. При каждом опыте через ускоритель при постоянной скорости вращения пропускали одну порцию материала. Продукты размола подвергали сухому ситовому анализу на анализаторе типа Q28.

При сравнении результатов данных опытов с литературными данными могут встречаться некоторые затруднения ввиду цилиндричности использованной поверхности отражения. По данным НИПСИликатобетон угол атаки частиц в аналогичной системе был несколько выше 30 °, что можно использовать для приближенного сравнения с разрушением на плоских мишенях. Второй особенностью данной работы необходимо считать неоднородный состав и строение сланца-кукерсита и резко

Т а б л и ц а I

## Характеристика сланцевых фракций

Показатель	Фракция, мкм				
	125- -200	200- -315	315- -500	500- -800	800- -1250
1. Влажность, %	1,61	1,55	1,26	1,00	1,13
2. Содержание золы, %	49,11	48,57	47,82	49,81	51,20
3. Содержание карбонатной углекислоты, %	20,06	21,25	23,88	24,19	20,67
4. Содержание органической части, %	32,45	31,67	29,51	27,32	29,84
5. Содержание карбонатной части, %	45,27	47,96	53,90	54,60	46,65
6. Содержание песчано-глинистой части, %	22,27	20,37	16,59	18,08	23,50
7. Расчетная тепло-творная способность, МДж/кг	10,84	10,49	9,58	8,84	9,95

отличающиеся свойства его компонентов. По этой причине можно в данном случае лишь условно говорить о вероятности разрушения единичных частиц, что обычно определяется как отношение массы разрушенных частиц к начальной массе фракции. Так как плотность минеральной части сланца почти в три раза превышает плотность органической части, а при нагружении неразрушенными остаются преимущественно более прочные минерализованные частицы сланца, то вероятности, вычисляемые как отношение массы, должны заметно отличаться от вероятностей, вычисляемых как отношение числа частиц, принятых в теории вероятностей. Более корректным представляется в данном случае интерпретировать результаты опытов не на вероятностной основе, а при помощи т.н. "функций размола", принятых при методах фракционного баланса в кинетике измельчения [13, 14]. Отношение массы разрушенных частиц и их начальной массе в кинетике размола называется функцией выбора, что в данном случае вычисляется по формуле:

$$S(x) = \frac{100 - R(x)}{100}, \quad (2)$$

где  $S(x)$  - значение функции выбора для частиц начальной фракции;

$R(x)$  - остаток на сите  $x$ , являющийся нижней границей интервала начальной фракции, %.

Распределение осколков в кинетике размола характеризуется функцией разрушения, показывающей, какая относительная доля каждой начальной фракции с нижней границей  $x$  мкм при разрушении становится меньше чем  $y$  мкм. В данном случае функция разрушения вычисляется по формуле

$$B(y, x) = \frac{100 - R(y)}{100 - R(x)}, \quad (3)$$

где  $B$  - значение функции разрушения;

$R$  - соответствующие ситовые остатки, %.

Обычно функцию разрушения возможно нормализовать путем перевода к виду, зависящему от одного безразмерного аргумента

$$\xi = y/x, \quad (4)$$

где  $\xi$  - относительный размер осколков.

В качестве аргумента при исследовании разрушения единичных частиц нашла применение кроме скорости частиц еще удельная энергия разрушения:

$$e_m = 10^{-3} \frac{mw^2}{m} = 10^{-3} \cdot \frac{w^2}{2}, \quad (5)$$

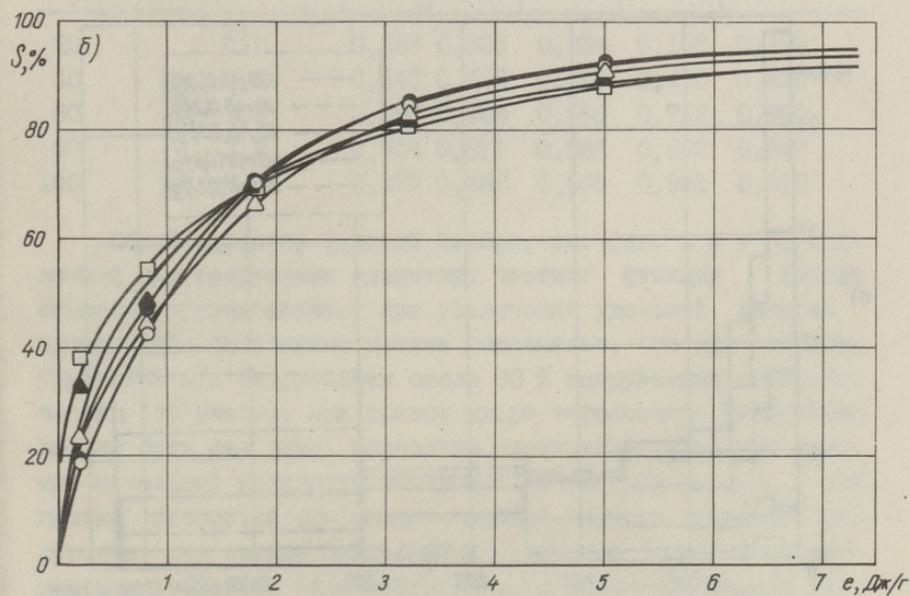
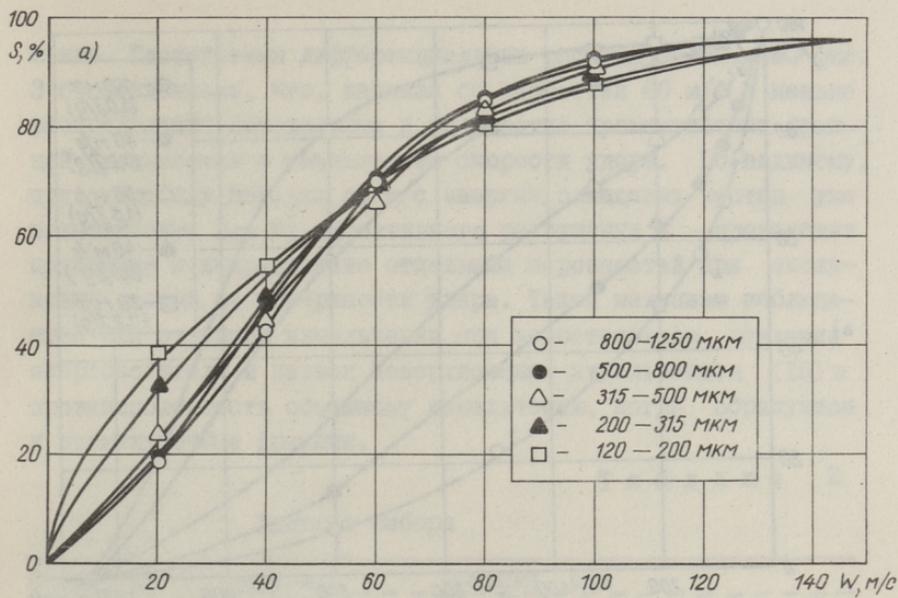
где  $m$  - масса частицы;

$w$  - скорость частицы, м/с;

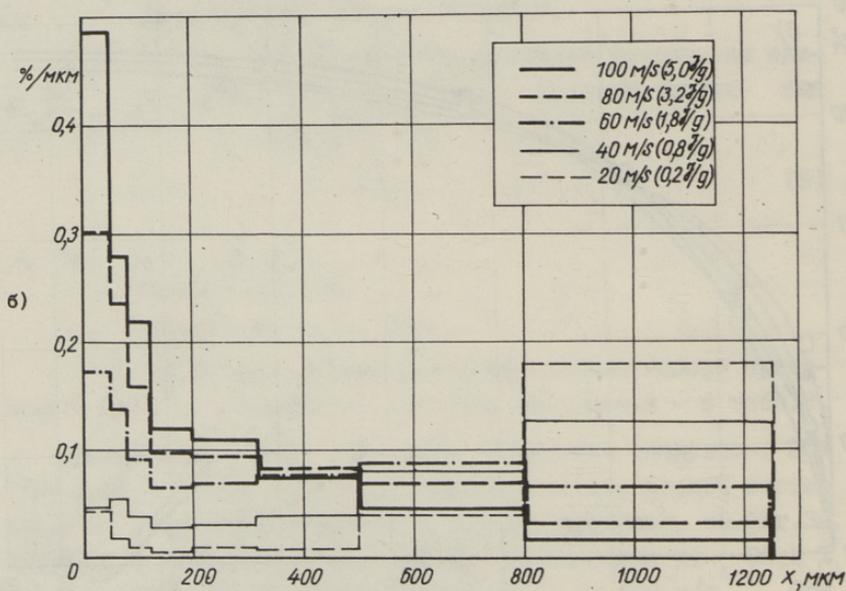
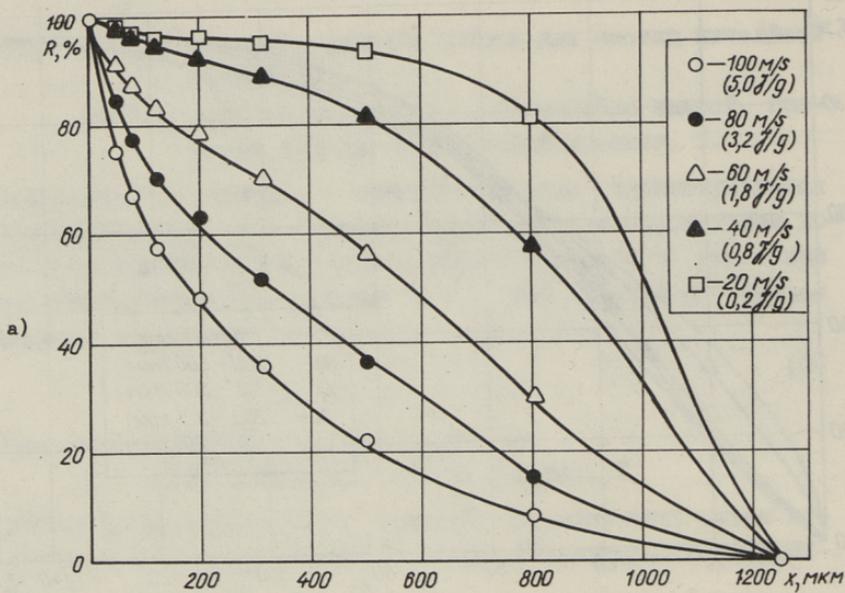
$e_m$  - удельная энергия, Дж/г.

Полученные для сланцевых частиц функции выбора приведены в табл. 2 и на фиг. 2, функции разрушения - в табл. 3.

Полученные данные позволяют установить следующее. При изменении скорости вылета частиц гранулометрический состав продукта разрушения меняется в широких пределах, см. фиг. 3а. Остаток на сите 200 мкм, например, уменьшается от 96,3 % до 48,2 % при увеличении скорости от 20 до 100 м/с. При этом скорость удара заметно влияет на характер поведения ситовых кривых: при малых скоростях они выпуклые, а при больших - вогнутые. Превалирующая в настоящее время в молотковых мельницах скорость 60 м/с занимает среднее поло-



Фиг. 2. Вероятности разрушения: а) в зависимости от скорости соударения; б) в зависимости от удельной энергии соударения.



Фиг. 3. Гранулометрические распределения разрушенных частиц начальной фракции 800–1250 мкм: а) интегральные характеристики; б) гистограммы.

жение. Гистограммы дифференциальных распределений, см. фиг. 3 б, показывают, что, начиная со скоростей 60 м/с и меньше распределения бимодальные и количество промежуточных фракций уменьшается с уменьшением скорости удара. По-видимому, при скоростях порядка 40 м/с энергия сланцевых частиц уже недостаточна для их эффективного разрушения и происходит истирание и выкрашивание отдельных неровностей при скольжении частиц на поверхности удара. Такой механизм наблюдается при струйном измельчении при недостаточном давлении энергоносителя и назван поверхностным измельчением [15] в противоположность объемному измельчению, когда образуются и промежуточные фракции.

Т а б л и ц а 2

Функции выбора

Скорость вылета, м/с	Уд. энергия разрушения, Дж/г	Фракция, мкм				
		125-200	200-315	315-500	500-800	800-1250
20	0,2	0,383	0,325	0,234	0,198	0,188
40	0,8	0,543	0,485	0,439	0,470	0,426
60	1,8	0,690	0,706	0,660	0,712	0,700
80	3,2	0,804	0,815	0,824	0,852	0,847
100	5,0	0,877	0,882	0,905	0,921	0,919

Общий характер функций выбора, см. фиг. 2 а и б, типичный для разрушения единичных частиц: функции выбора монотонно увеличиваются при увеличении удельной энергии нагружения. Полученные данные показывают, что при скорости удара 100 м/с разрушается около 90 % нагружаемых сланцевых частиц (по массе). При прямом ударе вероятность разрушения должна быть еще выше. Несколько неожиданной является влияние начальной крупности материала на функцию выбора. В диапазоне скоростей 60-100 м/с, т.е. в области объемного разрушения, ход кривых ожидаемый и полностью объясняется масштабным эффектом (при уменьшении начальной крупности частиц вероятность разрушения уменьшается из-за уменьшения количества дефектов). В области скоростей ниже 40 м/с функции выбора малых частиц заметно выше тех значений, что имеют крупные частицы. Причиной данного явления может быть неоднородность фракций горючего сланца и их разная сепо-

Т а б л и ц а 3

## Функции разрушения

Ско- рость м/с	$e_m$ Дж/Г	$\gamma/x$	Нижняя граница начальной фракции, мкм				
			800	500	315	200	125
20	0,20	0,64	0,339	0,375	0,347	0,296	0,307
		0,40	0,256	0,299	0,263	0,202	0,144
		0,25	0,198	0,252	0,213	0,149	
		0,16	0,170	0,215	0,168		
		0,10	0,145	0,170			
		0,064	0,118				
40	0,80	0,64	0,433	0,438	0,481	0,448	0,383
		0,40	0,263	0,311	0,339	0,300	0,232
		0,25	0,184	0,242	0,251	0,201	
		0,16	0,134	0,184	0,179		
		0,10	0,093	0,130			
		0,064	0,053				
60	1,80	0,64	0,622	0,590	0,630	0,572	0,498
		0,40	0,424	0,432	0,464	0,392	0,318
		0,25	0,312	0,331	0,334	0,262	
		0,16	0,241	0,246	0,228		
		0,10	0,182	0,168			
		0,064	0,124				
80	3,20	0,64	0,752	0,712	0,740	0,679	0,599
		0,40	0,567	0,556	0,577	0,491	0,414
		0,25	0,435	0,439	0,433	0,347	
		0,16	0,349	0,329	0,299		
		0,10	0,263	0,225			
		0,064	0,179				
100	5,00	0,64	0,854	0,825	0,819	0,738	0,674
		0,40	0,700	0,686	0,674	0,554	0,468
		0,25	0,563	0,568	0,528	0,389	
		0,16	0,465	0,495	0,368		
		0,10	0,356	0,313			
		0,064	0,264				

тивляемость ударному и истирающему нагружению. Пересечение характеристик вероятности разрушения для разных фракций одного материала наблюдал и Эберл [16]. По-видимому, для разрушения обогащенных органическим материалом средних

сланцевых фракций 125-315 мкм более подходят истирающие нагрузки.

Изменение характера поведения средних фракций можно заметить и при функциях разрушения, см. табл. 3. Значения нормализованных функций разрушения для фракций 315-1250 почти совпадают друг с другом, а значения для фракций 125-315 заметно отличаются. При этом характерно, что малые частицы дают относительно меньше осколков в соседние фракции, чем большие частицы.

Результаты данных опытов ставят под сомнение рекомендуемое в [17] уменьшение скорости удара в молотковых сланцеразмольных мельницах. При уменьшении скорости удара заметно ухудшается эффективность разрушения крупных фракций сланца, что будет ограничивать производительность мельницы.

#### В ы в о д ы

1. При скоростях удара менее 60 м/с для сланцевых частиц наступает малоэффективный поверхностный механизм разрушения.

2. На характер поведения малых сланцевых частиц (менее 315 мкм) при малых скоростях удара оказывает действие скольжение по ударной поверхности.

3. Малые сланцевые частицы дают при всех наблюдаемых скоростях удара относительно меньше осколков в соседние классы крупности.

4. Уменьшение скорости удара в сланцеразмольных мельницах нельзя считать целесообразным.

#### Л и т е р а т у р а

1. R u m p f, H. Struktur der Zerkleinerungswissenschaft. - Aufbereitungs-Technik, 1966, Nr. 8, 421-435.

2. R u m p f, H. Die Einzelkornzerkleinerung als Grundlage einer technischen Zerkleinerungswissenschaft. - Chemie-Ingenieur-Technik, 1965, 37, Nr. 3, 187-202.

3. К и т с н и к А.А. Исследование процесса и разработка технологии глубокого обогащения горючего сланца-кукерсита. Автореферат дисс. на соискание уч. степени канд. техн. наук. М., 1978.

4. B u s s, B., S c h u b e r t, H. Einzelkornzerkleinerung von Salzmineralien. - Freiburger Forschungshefte, 1970, A480, 27-37.

5. B r a u e r, H., K r i e g e l, E. Untersuchungen über den Verschleiss von Kunststoffen und Metallen. - Chemie-Ingenieur-Technik, 1963, 35, Nr. 10, 697-707.

6. К а р п и н с к и, J. M., Т е р в о, R.O. Single impact testing of brittle materials. - AIME Transactions, Soc. of Min. Eng., 1964, June, 229, 126-130.

7. К л е й с И., У у е м й с Х. Установка для исследования ударного износа. - Заводская лаборатория, 1967, № 7, с. 887-888.

8. К л е й с И. Машина для исследования изнашивания свободным абразивом. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, сер. А, 1958, № 152, с. 3-19.

9. У у е м й с Х.Х., П и л ь М.М. Исследование некоторых закономерностей процесса ударного измельчения. -- Сб. трудов НИПИ силикатобетон, Таллин, 1973, № 7, с.99-108.

10. Г у х м д ж а н П.П. Разработка и исследование высокоскоростных многоступенчатых измельчителей ударного действия. Автореферат дисс. на соискание уч. степени канд. техн. наук, Иваново, 1974.

11. Г у н д о р о в И.М., Г а л ь п е р и н Н.И. Исследование процесса тонкого измельчения твердых эпоксидных композиций в ударно-центробежной мельнице, работающей в замкнутом цикле. - Лакокрасочные материалы и их применение, 1969, № 4, с. 59-62.

12. К л е й с И.Р. Центробежный ускоритель ЦУК-3М для определения относительной износостойкости материалов при абразивной эрозии.-Тр. Таллинск. политехн. ин-та, сер. А, № 294, 1970, с. 23-33.

13. A u s t i n, L.G. A review introduction to the mathematical description of grinding as a rate process. - Powder Technology, 1971/72, N. 5, 1-17.

14. В е р д и я н М.А., К а ф а р о в В.В. Процессы измельчения твердых тел. Итоги науки и техники.-Процессы и аппараты химической технологии, М., 1977, т. 5, с. 5-89.

15. М о р и Й. Исследования в области струйного измельчения. Труды Европейского совещания по измельчению, М., Стройиздат, 1966, с. 483-497.

16. E b e r l, E. Strukturni parametri trdne faze, droblivost in mehanizem drobljenja. - Rudarsko-metalurški zbornik, 1971, Nr. 2/3, 187-202.

17. К и с е л ь г о ф М.Л., П о н о м а р е н к о Ю.В. Исследование механизма размола топлив в молотковой мельнице. - Теплоэнергетика, 1975, № 12, с. 33-37.

K. Rajur, L. Oispuu

Failure of Single Oil-Shale Particles in  
Conditions of Free Impact Loads

Summary

The paper reports on breakage of oil-shale fractions 0.125-1.25 mm in a laboratory centrifugal impact mill. The distributions of breakage probability and breakage functions have been investigated in the region of load velocities from 20 to 100 m/s.



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

### ПЛАВКОСТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЗОЛЫ БЕРЕЗОВСКОГО УГЛЯ

Приводимые ниже исследования плавкостных характеристик золы березовского угля проводились с пробами, которые были получены на электростанциях Красноярской ТЭЦ-1 и Владивостокской ТЭЦ-2 во время опытного сжигания этого угля.

В процессе размола березовского угля происходит перераспределение ее составных компонентов по отдельным фракциям пыли. Характер изменения химического состава летучей золы березовского угля по фракциям приведен в [1]. Такие же закономерности имеют место и при перераспределении отдельных компонентов в лабораторной золе.

Существует также связь между химическим составом золы и зольностью угля. С увеличением зольности в ее составе количество  $\text{SiO}_2$  повышается, а содержание окиси кальция уменьшается [2]. Такая закономерность изменения  $\text{SiO}_2$  и  $\text{CaO}$  объясняется тем, что окись кремния в березовском угле является внешним включением, а  $\text{CaO}$  находится в органической части топлива в виде гумусовых кислот.

Исследование плавкостных характеристик золы березовского угля имело три основные цели:

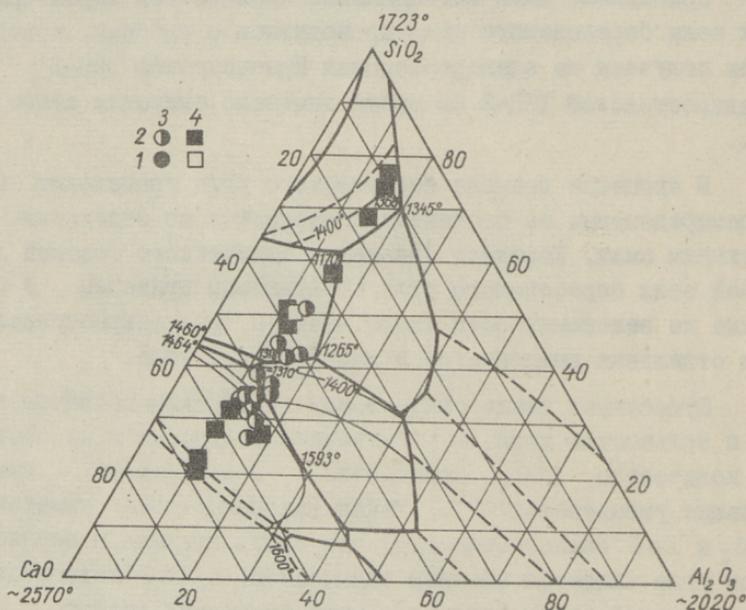
1. Определить плавкостные температуры отдельных фракций березовского угля в полувосстановительной и окислительной средах.

2. Изучение влияния различных химических компонентов золы на изменение ее плавкостных характеристик.

3. С использованием современных методов математического анализа при помощи ЭВМ создать формулы расчета плав-

костных температур золи березовского угля по ее химическому составу.

Проба березовского угля ( $A^C = 6,93\%$ ) измельчалась в лабораторной невентилируемой мельнице. Разделение пыли угля и пробы летучей золи из парогенератора ПК-ЮШ на фракции производилось путем рассева на ситах. Частицы пыли размерами менее 50 мкм дополнительно разделялись на более мелкие фракции в воздушно-центробежном сепараторе ВАСНО. Минимальный размер фракции, получаемой в воздушно-центробежном сепараторе, дополнительно определялся оптическим микроскопом.

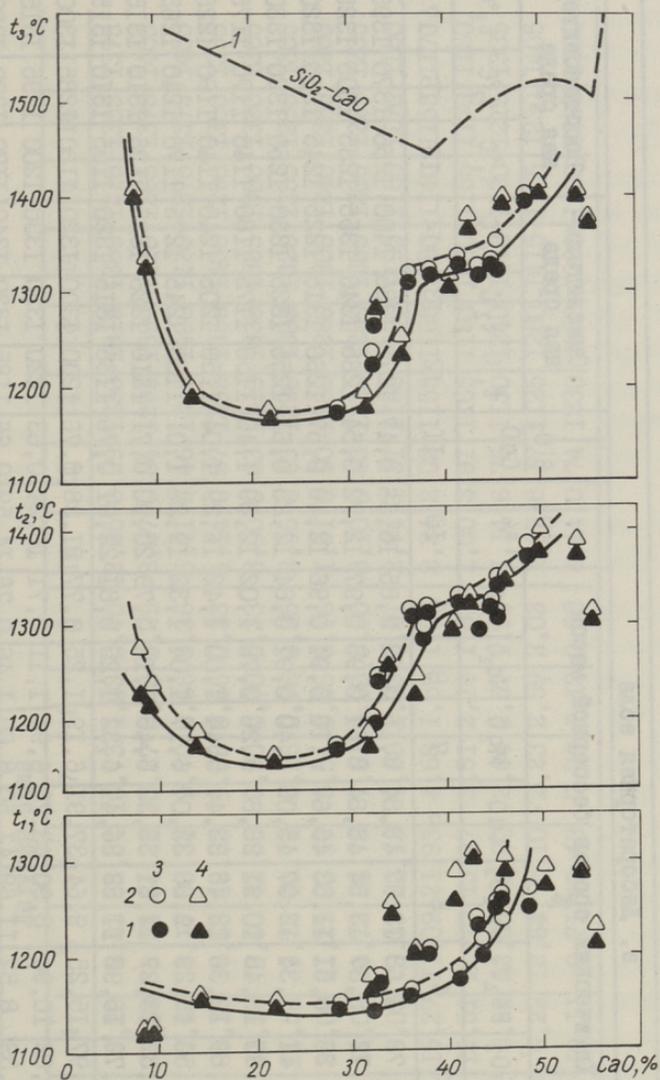


Фиг. 1. Диаграмма состояния системы  $CaO-Al_2O_3-SiO_2$ .  
1 - средние пробы; 2 - фракции; 3 - лабораторная зола березовского угля; 4 - летучая зола березовского угля.

Оволение фракции пыли производилось в лабораторных условиях при температуре  $800 \pm 25$  °С.

Плавкостные температуры  $t_1, t_2, t_3$  определялись по ГОСТу 2057-74 методом микроскопического наблюдения поведения образцов в высокотемпературной печи.

Опыты проводились в полувосстановительной и окислительной (воздух) средах.



Фиг. 2. Плавкостные характеристики березового угля в зависимости от содержания в ней окиси кальция на бессерную массу.  
 1 - полувосстановительная среда; 2 - окислительная среда; 3 - лабораторная зола; 4 - летучая зола.



б. Летучая зола

I	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17
0 - 4		16,21	7,29	8,83	55,51	10,73	1,03	0,40	12,25	0,29	1230	1315	1380	1210	1305	1375
4 - 8		18,62	7,54	8,24	54,21	10,27	0,83	0,29	8,27	0,34	1295	1390	1410	1285	1375	1405
8 - 16		23,12	7,64	8,17	50,34	9,70	0,66	0,36	5,41	0,46	1295	1400	1420	1275	1375	1400
16 - 24		26,49	8,35	8,56	46,52	9,08	0,66	0,33	4,14	0,57	1305	1355	1400	1290	1350	1395
24 - 32		27,05	11,58	9,60	42,85	7,90	0,70	0,33	3,00	0,63	1310	1335	1385	1300	1320	1365
32 - 40		25,76	14,54	9,72	40,71	8,16	0,76	0,35	2,55	0,63	1290	1305	1320	1255	1295	1305
40 - 50		16,87	29,00	11,27	33,59	8,54	0,55	0,16	1,81	0,50	1260	1280	1300	1240	1260	1280
50 - 63		30,71	14,08	9,72	36,78	7,51	0,90	0,60	3,10	0,83	1210	1250	1255	1200	1225	1235
63 - 80		42,01	6,05	9,09	32,13	6,68	1,23	0,81	2,74	1,31	1180	1190	1195	1160	1170	1180
80 - 100		44,36	15,27	11,09	21,93	4,68	1,59	1,07	2,24	2,02	1155	1165	1180	1140	1155	1170
100 - 160		54,61	12,51	11,70	13,97	3,51	2,18	1,51	1,50	3,91	1165	1180	1200	1155	1170	1180
160 - 200		62,21	8,92	12,55	9,20	2,64	2,57	1,90	1,14	6,76	1130	1240	1340	1120	1215	1335
200		66,19	6,22	12,64	8,10	2,23	2,59	2,03	1,67	8,17	1125	1280	1415	1115	1230	1405
Средн. проба		30,06	10,11	9,71	40,43	7,76	1,12	0,80	4,44	0,74	1230	1280	1320	1220	1265	1300

Полувосстановительную атмосферу получали восстановлением двуокси углерода графитом в электропечи.

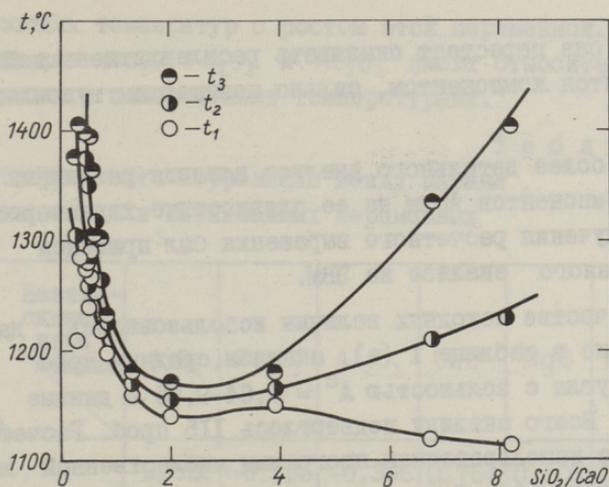
Химические составы и плавкостные характеристики фракций лабораторной и летучей золы приведены в таблице I.

Основными компонентами как лабораторной (в числителе), так и в летучей золе (в знаменателе) являются окись кальция 43,11 %/40,43 %, окись кремния 26,28 %/30,06 % и окись алюминия 11,64 %/9,71 %. Составы лабораторной и летучей золы березовского угля в пересчете на трехкомпонентную систему представлены на фиг. I. Отсюда видно, что составы проб летучей и лабораторной золы расположены близко к прямой линии, соединяющей пять наиболее легкоплавких тройных легкоплавких точек (1345 °C, 1170 °C, 1265 °C, 1318 °C и 1310 °C) системы  $\text{CaO}-\text{Al}_2\text{O}_3-\text{SiO}_2$  [3]. Эти температуры хорошо согласуются с экспериментально определенными плавкостными температурами (таблица I).

Поскольку в золе углей Березовского месторождения количество  $\text{CaO}$  может доходить до 60 % [4], то ее влияние на плавкостные характеристики должно быть более существенным, чем для других твердых топлив с меньшим содержанием  $\text{CaO}$ .

На фиг. 2 приведена зависимость плавкостных температур  $t_1, t_2, t_3$  лабораторной и летучей золы от изменения содержания  $\text{CaO}$  в пробе (от 8 до 55 %). Для лабораторной золы не удалось охватить всю эту область по содержанию  $\text{CaO}$  в золе, но можно предполагать, что вероятный ход плавкостных температур при низких значениях  $\text{CaO}$  такой же, как и у летучей золы. В виде пунктирных линий обозначен вероятный ход плавкостных характеристик в окислительной среде, а сплошной — в полувосстановительной среде.

Видно, что плавкостные характеристики золы в зависимости от количества  $\text{CaO}$  в золе имеют сложный характер. Резкое снижение плавкостных температур наблюдается при увеличении содержания  $\text{CaO}$  до 15 %, являясь минимальным при  $\text{CaO} = 20-30$  %. Температура начала жидкоплавкостного состояния в этой области в окислительной среде равна 1175 °C, а в восстановительной среде — 1165 °C. Повышение количества  $\text{CaO}$  в золе от 30 % и выше приводит к увеличению плавкостных температур.



Фиг. 3. Плавкостные характеристики березового угля в полу-восстановительной атмосфере в зависимости от  $SiO_2/CaO$ .

Характер зависимости плавкостных температур зола березового угля от содержания  $CaO$  в золе хорошо согласуется с диаграммой равновесия бинарной системы  $SiO_2-CaO$ .

Вышеизложенные результаты подтверждаются также представленными на фиг. 3 плавкостными характеристиками летучей зола в зависимости от соотношения  $SiO_2/CaO$ . Отметим, что для проб, полученных при лабораторном озолении фракции пыли, соотношение  $SiO_2/CaO$  меняется лишь в пределах от 0,47 до 1,40, а те же соотношения для отдельных фракций летучей зола меняются в очень широких пределах - от 0,29 до 8,17. В интервале соотношения  $SiO_2/CaO - 0,3 - 2$  происходит резкое снижение плавкостных температур. Повышение соотношения выше 2 приводит к увеличению  $t_2$  и  $t_3$ . Минимальные температуры  $t_2$  и  $t_3$  имеют место при  $SiO_2/CaO \approx 2$ .

Подобные зависимости плавкостных характеристик зола от соотношения  $SiO_2/CaO$  имеют и другие бурные угли Канско-Ачинского бассейна [4].

Такое поведение плавкостных температур с изменением соотношения  $SiO_2/CaO$  объясняется тем, что при высоком содержании в золе кислых окислов  $SiO_2$  и  $Al_2O_3$  окись кальция снижает плавкостные температуры зола. При меньшем соотношении  $SiO_2/CaO$  в золе остается основным компо-

нением и она перестает оказывать расплавляющее действие, а становится компонентом, сильно повышающим тугоплавкость золы.

Для более детального анализа влияния различных химических компонентов золы на ее плавкостные характеристики и для получения расчетного выражения был применен метод регрессионного анализа на ЭВМ.

В качестве исходных величин использовались данные, приведенные в таблице I (а), анализы средних проб березовского угля с зольностью  $A^C = 5,64-9,95$  и данные ВТИ [2, 5, 7]. Всего анализу подверглось 115 проб. Расчеты проводились с использованием программы множественной линейной регрессии [6]. Для ввода исходных данных была составлена специальная подпрограмма.

Чтобы обойти проблему, связанную с содержанием  $SO_3$ , все анализы золы пересчитаны на бессерную массу.

Такой расчетный анализ позволяет выяснить связи между плавкостными температурами и химическим составом золы в виде:

$$y = K + Ax_1 + Bx_2 + Cx_3 \dots, \quad (I)$$

где  $y$  — одна из плавкостных температур;  
 $x_1, x_2 \dots$  — химические признаки пробы.

Например, такие как содержание  $SiO_2, CaO, A^C$ , квадрат зольности  $(A^C)^2$  и т.д.

(Список состоял из 22 независимых переменных).

Расчетная программа была реализована на ЭВМ "Минск-32".

В таблице 2 приведены коэффициенты простой корреляции для каждой пары зависимых и независимых переменных. Значения коэффициентов, близкие к единице, оказывают сильное влияние данной переменной на искомую величину.

Отрицательные значения коэффициента корреляции показывает на то, что с увеличением независимой переменной соответствующая зависимая переменная убывает. Как видно из таблицы 2, наилучшим одиночным показателем является  $CaO$ .

Вторым по качеству показателем на плавкостные температуры является  $SiO_2$ . Знак минус указывает на убывание

плавкостных температур с ростом этой переменной. Такие компоненты как  $\text{Na}_2\text{O}$ ,  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  и  $\text{Al}_2\text{O}_3$  имеют относительно слабую корреляцию с плавкостными температурами.

Т а б л и ц а 2

Коэффициенты корреляции между парами зависимых и независимых переменных

Зависимые переменные \ Независимые переменные	$\text{SiO}_2$	$\text{Fe}_2\text{O}_3$	$\text{Al}_2\text{O}_3$	$\text{CaO}$	$\text{MgO}$	$\text{Na}_2\text{O}$	$\text{K}_2\text{O}$
$t_1$	-0,692	-0,185	-0,356	0,764	0,605	0,050	-0,433
$t_2$	-0,816	-0,105	-0,381	0,867	0,640	0,009	-0,390
$t_3$	-0,731	-0,162	-0,304	0,778	0,583	0,013	-0,273

На основе такой простой корреляции выбраны независимые переменные для составления расчетных выражений плавкостных температур золы.

Всего было получено 13 уравнений.

В данной работе представлено лишь несколько из этих уравнений, позволяющих рассчитывать плавкостные температуры золы березовского угля с точностью, равной точности лабораторного определения этих температур.

Температуры  $t_2$  и  $t_3$  выражаются следующими формулами множественной регрессии:

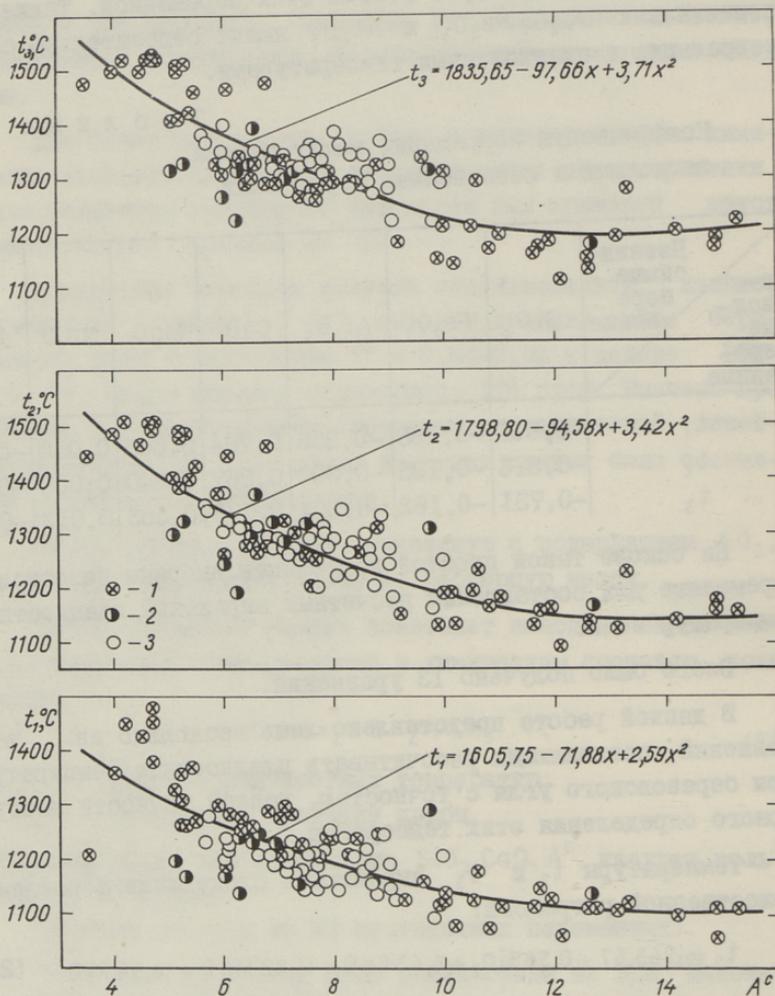
$$t_2 = 945,67 + 0,56\text{SiO}_2 + 6,43\text{CaO} + 11,82\text{MgO} + 16,94\text{K}_2\text{O} \quad (2)$$

и

$$t_3 = 916,10 + 1,57\text{SiO}_2 + 7,12\text{CaO} + 10,10\text{MgO} + 1,46\text{K}_2\text{O}. \quad (3)$$

Коэффициенты множественной корреляции для формул (2) и (3), соответственно 0,888 и 0,796. Величины F-критерии равны 102,92 и 47,42 также показывают, что эти выражения хорошо описывают опытные данные. Стандартные отклонения равны 47,6 К и 61,9 К и составляют лишь 3,7 и 4,7 % от измеряемых температур  $t_2$  и  $t_3$ .

Учитывая небольшое количество  $\text{K}_2\text{O}$  в пробах золы и корреляцию между  $\text{SiO}_2$  и  $\text{CaO}$ , целесообразно перейти на следующие более простые расчетные выражения:



Фиг. 4. Кривые изменения плавкостных температур лабораторной золы березовского угля в зависимости от  $A$ .  
 1 - данные ВТИ; 2 - данные фракционирования ТПИ;  
 3 - данные ТПИ.

$$t_2 = 957,89 + 6,52 \text{ CaO} + 9,66 \text{ MgO } ^\circ\text{C} \quad (4)$$

и

$$t_3 = 1026,70 + 5,72 \text{ CaO} + 9,12 \text{ MgO } ^\circ\text{C} \quad (5)$$

Математическая обработка данных позволила также установить связь между плавкостными температурами золы и зольностью топлива на сухую массу:

$$t_1 = 1605,75 - 71,88 A^c + 2,59 (A^c)^2 ^\circ\text{C} \quad (6)$$

$$t_2 = 1798,80 - 94,58 A^c + 3,42 (A^c)^2 ^\circ\text{C} \quad (7)$$

$$t_3 = 1835,65 - 97,66 A^c + 3,71 (A^c)^2 ^\circ\text{C} \quad (8)$$

На фиг. 4 представлены кривые плавкостных температур в зависимости от зольности, а их статическая оценка - в таблице 3.

Т а б л и ц а 3

Оценка точности выражений (6) - (8)

Выражения для определения плавкостных температур	Стандартная ошибка, К	F-критерий	Стандартная ошибка, %	Коэффициент корреляции
(6)	59,61	66,38	5,3	0,736
(7)	58,60	116,00	4,5	0,821
(8)	63,08	88,61	4,8	0,783

#### Л и т е р а т у р а

1. Махлапуу А.Я., Отс А.А., Пайста А.А., Пообус А.П. Перераспределение неорганической части березовского угля в промышленной топке. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1978, № 450, с. 45-53.

2. Матвеева И.И., Клейменова И.И. Физико-химические свойства углей Березовского месторождения. - Теплоэнергетика, 1966, № 9, с. 47-50.

3. Бережной А.С. Многокомпонентные системы окислов. Киев, Наукова думка, 1970, с. 544.

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

5. Клейменова И.И. Характеристика углей Канско-Ачинского бассейна как энергетического топлива. В кн.: Материалы научно-технического совещания по экономному сжиганию бурных углей Канско-Ачинского бассейна. Красноярск, 1967, с. 14-29.

6. Сборник научных программ на ФОРТРАНе. Вып. I. М., Статистика, 1974. 316 с.

7. Котельные и турбинные установки энергетических блоков. Под ред. В.Е. Дорожника, Л.Б. Короля и др. М., Энергия, 1971, 268 с.

A. Paist, A. Poobus,  
M. Nautre

### Schmelzcharakteristiken der Asche der Berjosowsker Kohle

#### Zusammenfassung

Im Artikel werden die Schmelzcharakteristiken der einzelnen Fraktionen von Labor- und Flugasche der Berjosowsker Kohle angeführt. Die Schmelztemperaturen wurden nach GOST 2057-74 durch mikroskopische Beobachtung des Verhaltens der Probekörper im Hochtemperaturofen in oxidierender und schwach reduzierender Atmosphäre bestimmt. Minimale Schmelztemperaturen treten auf bei  $\text{CaO} = 20 - 30\%$  (oder bei  $\text{SiO}_2/\text{CaO} \approx 2$ ).

Für die Auswahl der Gleichungen wurde die Regressionsanalyse angewandt. Es besteht eine Korrelationsabhängigkeit der Schmelztemperaturen der Asche und ihrer chemischen Zusammensetzung. Für die Berechnung der Schmelztemperaturen  $t_1$ ,  $t_2$  und  $t_3$  werden Regressionsgleichungen höherer Stufe angeführt.

В.Ю. Захаров, Ю.А. Рундыгин,  
А.В. Прикк

О ВЛИЯНИИ СКОРОСТИ НАГРЕВА НА ТЕМПЕРАТУРНЫЕ  
ИНТЕРВАЛЫ РАЗЛОЖЕНИЯ МИНЕРАЛЬНЫХ СОСТАВЛЯЮЩИХ  
ТОПЛИВА

В статье рассмотрено влияние скорости нагрева на температурные интервалы разложения некоторых компонентов минеральной части твердого топлива. Показано, что игнорирование этого влияния может привести к значительным ошибкам при определении характерного размера частицы, для которой можно считать  $\text{grad } T \rightarrow 0$  (Список обозн. см. с. 50).

При прогнозировании поведения минеральной части твердого топлива в топочном процессе большое значение имеет знание температурного интервала реакции термического разложения отдельных составляющих минеральной части. Без этого вообще невозможно говорить об обоснованном прогнозе. В то же время величина этого температурного интервала зависит не только от индивидуальных свойств минералов, составляющих балласт топлива, но и от такого внешнего параметра, как скорость нагрева. В литературе, посвященной проблеме минеральной части, этот вопрос не рассматривался, хотя он представляет, с нашей точки зрения, большой интерес и его игнорирование может привести к значительным ошибкам.

В ряде экспериментальных работ по термическому анализу [1] показывается, что при увеличении скорости нагрева реакция разложения исследуемого твердого вещества сдвигается в область более высоких температур. Причем наблюдаемые температуры начала и конца реакции при быстром нагреве, больше соответствующих температур при медленном нагреве, температурный интервал реакции с увеличением скорости нагрева также расширяется, т.е.

$$T_1' > T_1; \quad T_2' > T_2; \quad (I)$$

$$\Delta T' = T_2' - T_1' > \Delta T = T_2 - T_1.$$

Обычно процесс термического разложения твердых тел описывают формально-кинетическим уравнением, введя в него скорость нагрева

$$\frac{d\alpha}{dT} = \frac{k_0}{b} \exp\left(-\frac{E}{RT}\right)(1-\alpha)^n \quad (2)$$

и считая, что таким образом учтено влияние скорости нагрева. Однако это уравнение не позволяет учесть изменения температурного интервала протекания реакции. В самом деле, пусть при постоянной скорости нагрева  $b_1$  процесс термического разложения некоторого вещества описывается кривыми  $\alpha = \alpha(T)$  и  $\frac{d\alpha}{dT} = \frac{d\alpha}{dT}(T)$  (кривые 1 и 3 на фиг. 1) и уравнением (2) при данных фиксированных значениях  $k_0, n, E$ . При исследовании термического разложения того же вещества со скоростью нагрева  $b_2 > b_1$  этот процесс будет описываться кривыми 2 и 4 на фиг. 1, причем наблюдаемые температуры начала и конца реакции будут соответствовать выражениям (1). Если уравнение (2) описывает процесс при любых скоростях нагрева, то кривая 4 должна получиться из кривой 3 при делении ее на некоторое постоянное число, равное отношению скоростей нагрева  $\frac{b_2}{b_1}$ . Очевидно это не так, ибо невозможно добиться смещения кривой по оси  $T$  и расширения ее основания делением на постоянное число. Значит, либо должны меняться значения  $k_0, n, E$  в зависимости от скорости нагрева, что противоречит их физическому смыслу, по крайней мере, для простейших реакций, либо уравнение (2) неприменимо для описания процессов термического разложения твердых тел.

Отсюда видно, что расширение температурного интервала протекания реакции термического разложения твердого тела превращается в самостоятельную и довольно важную задачу. Ее практическое значение при прогнозировании поведения компонентов минеральной части твердого топлива в топочном процессе несложно проиллюстрировать на следующем примере.

При расчете прогрева топливной частицы в топочной камере обычно полагается, что если  $Bi \rightarrow 0$ , то градиент

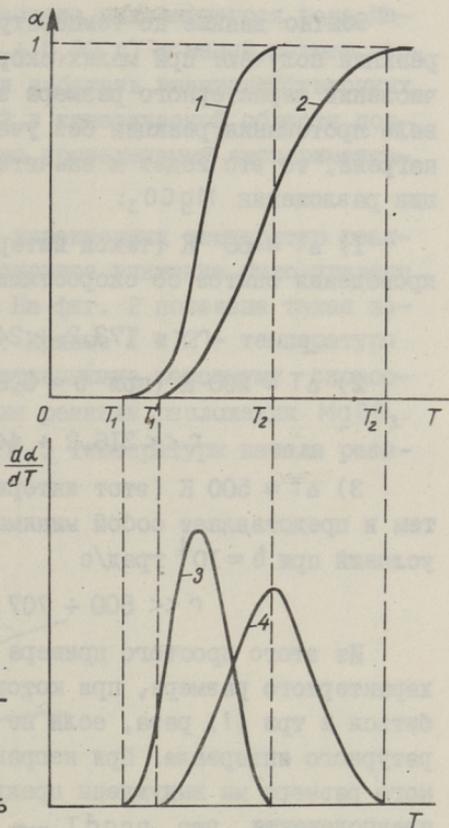
температур по объему частицы стремится к нулю и тогда скорость изменения температуры частицы пропорциональна разности температур среды и частицы (теплообмен за счет конвекции) и разности четвертых степеней температур среды и частицы (теплообмен за счет излучения). По величине  $Bi$  можно оценить размеры частиц, для которых такой подход справедлив.

Однако при описании поведения частицы минеральной части данными критериальными соотношениями, полученными для тел из не реагирующего материала [2], пользоваться не следует. Здесь необходимо учитывать реакцию термического разложения (например  $CaCO_3$ ). В нашем случае, чтобы пренебречь градиентом температур в частице, необходимо, чтобы время реакции было значительно больше времени выравнивания температуры в частице. Формула, позволяющая оценить характерный размер частицы из реагирующего материала, когда можно еще считать  $grad T \rightarrow 0$ , была получена В.В. Александровым в работе [3].

$$r^2 \ll (5 \div 10) \Delta T \frac{a}{b}. \quad (3)$$

Из формулы (3) видно, что с увеличением скорости нагрева характерный размер, для которого  $grad T \rightarrow 0$ , уменьшается. Однако происходящее одновременно с увеличением скорости нагрева расширение температурного интервала будет несколько смягчать ограничения, накладываемые на характерный размер. Так для топочных условий  $b \approx 10^4$  град/с,  $a \approx 10^{-2}$  см<sup>2</sup>/с, значит, если  $r$  измерять в мкм, то формула (3) примет вид

$$r \ll 22,36 \div 31,62 \sqrt{\Delta T}. \quad (4)$$



Фиг. 1. Кинетические кривые в зависимости от скорости нагрева.

Обычно данные по температурным интервалам протекания реакций получают при малых скоростях нагрева и если при вычислении характерного размера закладывать данные об интервале протекания реакции без учета влияния на него скорости нагрева, то это ведет к значительным ошибкам. Так для реакции разложения  $MgCO_3$ :

1)  $\Delta T \approx 60$  К (такой интервал может быть получен при проведении опытов со скоростями нагрева  $\dot{v} \approx 10^{-2}$  К/с)

$$r \ll 173,2 \div 244,9 \text{ мкм}$$

2)  $\Delta T \approx 200$  К (при  $\dot{v} \approx 0,66$  град/с)

$$r \ll 316,2 + 447,2 \text{ мкм}$$

3)  $\Delta T \approx 500$  К (этот интервал получен нами расчетным путем и представляет собой минимально возможный для топочных условий при  $\dot{v} \approx 10^4$  град/с)

$$r \ll 500 \div 707 \text{ мкм.}$$

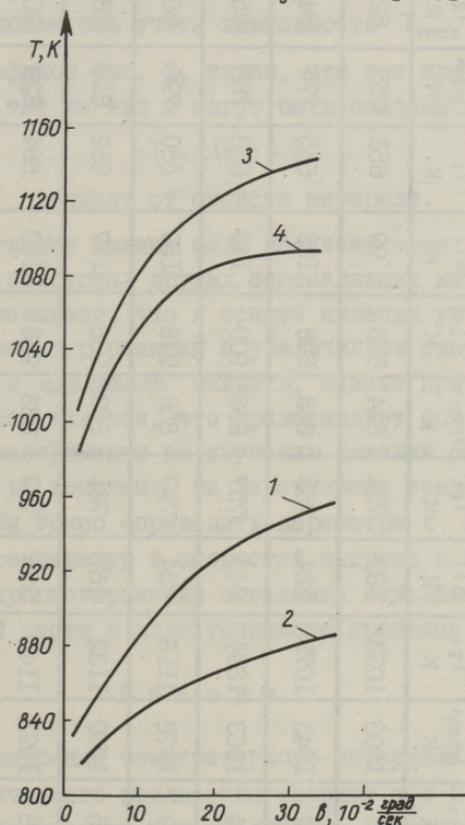
Из этого простого примера видно, что при определении характерного размера, при котором еще  $grad T \rightarrow 0$ , можно ошибиться в три (!) раза, если не учитывать расширения температурного интервала. При неправильном же определении искомого размера мы вынуждены преждевременно отказаться от предположения, что  $grad T \rightarrow 0$  и, как следствие, численно решать дифференциальное уравнение теплопроводности с граничными условиями, учитывающими излучение. Лишь найдя таким образом поле температур в частице, мы можем переходить к расчету кинетики ее термического разложения. Все это значительно усложняет задачу прогнозирования поведения частицы минеральной части в топочной камере.

Ясно также, что правильная оценка характерных размеров невозможна без экспериментального изучения зависимости расширения температурного интервала от времени.

Нами проведено дериватографическое исследование зависимости характерных температур реакции разложения отдельных компонентов минеральной части от скорости нагрева. Исследования проводились в кинетической области протекания реакции, чтобы избежать влияния диффузионных факторов на характерные температуры. С этой целью использовались тарельчатые тигель-

ли, обеспечивающие хорошее удаление выделяющегося газа. Малая масса образцов ( $\sim 0,15 \div 0,20$  г) и малый размер частиц ( $r \sim 2,5 \cdot 10^{-5}$  м) позволили избежать внешнедиффузионных осложнений. Протекание реакций в кинетической области подтверждено расчетом и специально проведенными экспериментами.

При изучении зависимости характерных температур реакций термического разложения основное внимание было уделено минералам карбонатной группы. На фиг. 2 показана такая зависимость для  $\text{CaCO}_3$  и  $\text{MgCO}_3$ . Кривые 1 и 2 – температуры конца реакции и температуры, отвечающие максимуму скорости реакции, соответственно, для реакции разложения  $\text{MgCO}_3$ . Кривые 3 и 4 – то же для  $\text{CaCO}_3$ . Температуры начала реак-



Фиг. 2. Характерные температуры реакций термического разложения кальцита и магнезита в зависимости от скорости нагрева

## Т а б л и ц а I

Зависимость характерных температур реакций термического разложения минералов карбонатной группы от скорости нагрева

t, сек	CaCO <sub>3</sub>				MgCO <sub>3</sub>				FeCO <sub>3</sub>				CaCO <sub>3</sub> ·MgCO <sub>3</sub> *				
	T <sub>1</sub> , К	T <sub>max</sub> , К	T <sub>2</sub> , К	ΔT, К	T <sub>1</sub> , К	T <sub>max</sub> , К	T <sub>2</sub> , К	ΔT, К	T <sub>1</sub> , К	T <sub>max</sub> , К	T <sub>2</sub> , К	ΔT, К	T <sub>1</sub> , К	T <sub>max1</sub> , К	T <sub>max2</sub> , К	T <sub>2</sub> , К	ΔT, К
0,042	846	1008	1033	187	754	824	853	99	653	753	821	168	853	993	1013	1028	175
0,083	849	1043	1073	224	755	843	878	123	655	774	840	175	863	1026	1058	1103	240
0,125	854	1063	1094	240	757	852	900	143	658	786	853	195	865	1038	1076	1120	255
0,167	859	1078	1113	254	759	858	918	159	660	796	864	204	869	1041	1086	1133	264
0,250	865	1089	1132	267	761	873	938	177	662	815	885	223	874	1047	1102	1150	276
0,333	868	1093	1143	275	763	883	953	190	664	828	904	240	877	1051	1115	1166	289

\* Приведен суммарный интервал реакции.

ции (на фиг. 2 не показаны) в зависимости от скорости нагрева по нашим данным меняются слабо, так при изменении скорости нагрева от 0,021 до 0,33 град/с, что соответствует изменению от 1,25 до 20 град/мин, температура начала реакции увеличилась с 733 до 763 К для  $MgCO_3$ . Для  $CaCO_3$  аналогичное увеличение составило с 843 до 868 К. В то же время в литературе обычно не отмечается увеличение температуры соответствующей максимуму скорости реакции (при увеличении скорости нагрева). С нашей точки зрения делать это необходимо и мы привели эту температуру на графиках, так как данная температура, соответствующая нулевому значению  $\frac{d^2\alpha}{dT^2}$ , часто используется для вычисления кинетических параметров реакции (см. например [4]), что не может не привести к ошибкам без учета зависимости  $T_{max} = T_{max}(b)$ .

Из графиков фиг. 2, видно, что все кривые имеют в общем один и тот же вид и могут быть описаны зависимостью

$$T = c \ln b + f, \quad (5)$$

где  $c$  и  $f$  зависят от свойств минерала.

Аналогичные кривые были получены нами для сидерита, доломита и некоторых других составляющих минеральной части. Все это показывает, что в основе явления увеличения характерных температур реакции с увеличением скорости нагрева лежат, как и следовало ожидать, единые природные закономерности. Нам кажется, что представляет большой интерес провести эксперименты по изучению влияния скоростей нагрева, вплоть до топочных, на характерные температуры. Это позволило бы точно определить параметры  $c$  и  $f$  в широком интервале температур и скоростей нагрева и привело бы к улучшению прогнозирования поведения отдельных компонентов минеральной части в ходе топочного процесса.

## В ы в о д ы

I. Расширение температурного интервала протекания реакций термического разложения твердых тел и увеличение характерных температур при увеличении скорости нагрева не учитывается формально-кинетическим уравнением.

2. Игнорирование расширения температурного интервала при увеличении скорости нагрева может привести к ошибке при определении характерного размера, при котором можно полагать  $grad \rightarrow 0$ .

3. Зависимость характерных температур от скорости нагрева имеет логарифмический характер.

#### Список обозначений

- $T'_1$  - температура начала реакции при быстром нагреве;  
 $T_1$  - температура начала реакции при медленном нагреве;  
 $T'_2$  - температура конца реакции при быстром нагреве;  
 $T_2$  - температура конца реакции при медленном нагреве;  
 $T_{max}$  - температура, соответствующая максимуму скорости реакции;  
 $\Delta T$  - температурный интервал реакции;  
 $T$  - температура частицы;  
 $\alpha$  - доля прореагировавшего вещества;  
 $K_0$  - предэкспоненциальный множитель;  
 $n$  - порядок реакции;  
 $E$  - энергия активации;  
 $R$  - универсальная газовая постоянная;  
 $\dot{v}$  - скорость нагрева;  
 $Bi$  - критерий Био;  
 $r$  - радиус частицы;  
 $a$  - температуропроводность.

#### Л и т е р а т у р а

1. Уэтландт У. Термические методы анализа. М., Мир, 1978. 526 с.

2. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М., Высшая школа, 1967. 599 с.

3. Александров В.В., Буфетов Н.С. и др. Применение импульсной калориметрии для исследования кинетики реакции в конденсированных средах. - Физика горения и взрыва, т. 9, № 1, 1973, с. 75-83.

4. Александров В.В., Болдырев В.В. Применение неизотермических методов для изучения кинетики химических реакций в твердых телах. Известия сибирского отд. АН СССР, серия хим. наук, вып. 4, № 9, с. 59-64, 1974.

5. Пилоян Г.О. Введение в теорию термического анализа. М., Наука, 1964. 231 с.

V. Zaharov, Ju. Rundygin, A. Prikk

Über den Einfluss der Verbrennungsgeschwindigkeit auf die Temperaturintervalle der Zerlegung der mineralischen Bestandteile von Brennstoffen

Zusammenfassung

Im Artikel wird der Einfluss der Verbrennungsgeschwindigkeit auf die Temperaturintervalle der Zerlegung einiger Komponenten des mineralischen Anteils der festen Brennstoffe betrachtet. Es wird gezeigt, dass die Ausserachtlassung dieses Einflusses zu wesentlichen Fehlern bei der Bestimmung der charakteristischen Teilchengrösse führt, für die der Gradient  $T \rightarrow 0$ .



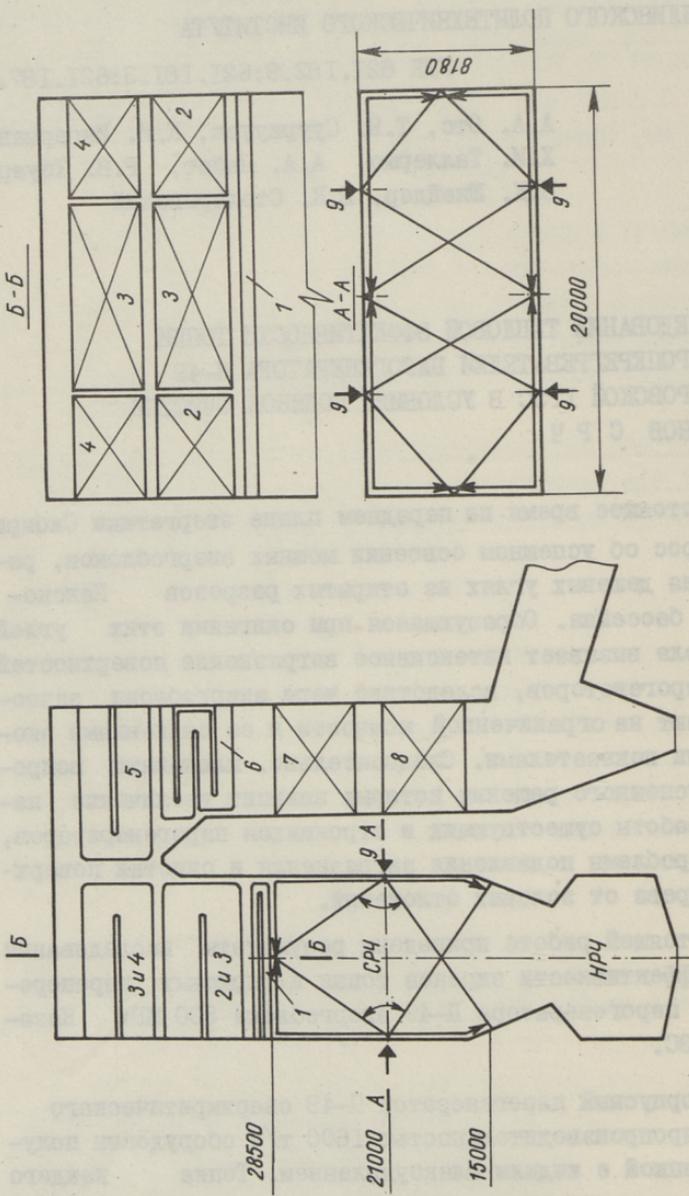
А.А. Отс, Т.Н. Сууркууск, К.И. Ингерманн,  
Х.И. Таллермо, А.А. Пайст, Р.В. Тоурт,  
В.К. Шнайдер, В.К. Столяревский

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТОПКИ  
И ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЕЙ ПАРОГЕНЕРАТОРА П-49  
НАЗАРОВСКОЙ ГРЭС В УСЛОВИЯХ ВОДЯНОЙ ОЧИСТКИ  
ЭКРАНОВ С Р Ч

В настоящее время на переднем плане энергетики Сибири стоит вопрос об успешном освоении мощных энергоблоков, работающих на дешевых углях из открытых разрезов Канско-Ачинского бассейна. Образующаяся при сжигании этих углей летучая зола вызывает интенсивное загрязнение поверхностей нагрева парогенераторов, вследствие чего энергоблоки зачастую работают на ограниченной мощности и со сниженными экономическими показателями. Следовательно, ключевыми вопросами, от успешного решения которых зависит увеличение надежности работы существующих и строящихся парогенераторов, являются проблемы подавления загрязнения и очистки поверхностей нагрева от золовых отложений.

В настоящей работе приведены результаты исследования тепловой эффективности экранов топки и ширмовых пароперегревателей парогенератора П-49 энергоблока 500 МВт Назаровской ГРЭС.

Двухкорпусный парогенератор П-49 сверхкритического давления паропроизводительностью 1600 т/ч оборудован полуоткрытой топкой с жидким шлакоудалением. Топка каждого корпуса имеет прямоточные встречно расположенные горелки. Первичный пароперегреватель выполнен в виде ширм и состоит из пяти ступеней (от ШП-I до ШП-V), а вторичный паропе-



Фиг. 1. Схема парогенератора П-49. 1 - защитные ширмы; 2 - ШПП-1; 3 - ШПП-111; 4 - ШПП-11; 5 - ШПП-1У и У; 6 - ШВП-111; 7 - КВП-11; 8 - КВП-1; 9 - обмывочные аппараты.

регреватель из ширмовой (ШВП-III) и двух конвективных ступеней (КВП-II и КВП-I). Ступени обозначены по ходу пара. Перед ширмовыми пароперегревателями по ходу газов расположены т.н. защитные ширмы, которые в пароводяной тракт соединены между экранами средней (СРЧ) и верхней радиационной частями (ВРЧ). Схема парогенератора показана на фиг. I.

Парогенератор П-49 работает на назаровском угле, средний состав которого во время испытаний был:  $W^p = 16,9 \%$ ,  $A^p = 9,8 \%$ ,  $Q_s^z = 27,85$  МДж/кг.

В проектном исполнении очистка экранов СРЧ парогенератора П-49 была предусмотрена путем паровой обдувки. Эксплуатация парогенератора показала, что при нагрузках выше 60 % от номинальной происходит сильное загрязнение экранов СРЧ и как следствие этого, непрерывное повышение температуры газов на выходе из топки с последующими вынужденными остановками для ручной очистки топки. Для повышения тепловой эффективности топки очистка экранов СРЧ была переведена на водяную обмывку.

Обмывка экранов СРЧ производится через факел при помощи четырех дальнобойных аппаратов со строчной разверткой. Каждый из аппаратов омывает половину экрана, расположенную против аппарата и половину примыкающего к нему бокового экрана (фиг. I). Скорость горизонтальной развертки струи составляет 0,42 рад/с и вертикальной 0,007 рад/с. При каждой обмывке аппараты совершают два хода, т.е. обмывают экраны при поступательном и обратном вертикальном перемещении и к концу цикла обмывки сопловые устройства возвращаются в исходное положение.

Очистка ширмовых пароперегревателей производится высокочастотными пневмовибраторами, а защитных ширм дополнительно и водой в циклах очистки СРЧ.

Для определения тепловой эффективности экранов СРЧ и ширмовых пароперегревателей проводились теплотехнические испытания парогенератора<sup>х</sup>. В качестве показателей, харак-

<sup>х</sup> В теплотехнических испытаниях парогенератора П-49 принимали участие сотрудники СибВТИ инж. Б.В. Цедров и Н.В. Плотников.

теризующих эффективность очистки топки, выбирались температура газов на выходе из топки -  $t''$ , коэффициент тепловой эффективности экранов по нормативному методу теплового расчета котельных агрегатов [1] -  $\psi_n$ , коэффициент тепловой эффективности, учитывающий загрязнение -  $\psi_3$  и тепловое сопротивление отложений золы на экранах -  $R_3$ . Для охарактеризования влияния золовых отложений на теплообмен в пароперегревателях для его ступеней определены коэффициенты загрязнения -  $\varepsilon$  (тепловое сопротивление отложений) и удельное тепловосприятие -  $q$ .

Температура газов на выходе из топки определялась расчетным путем через энтальпию газов как среднекалориметрическая температура. Энтальпия газов в выходном сечении топки устанавливалась как сумма энтальпии газов за пароперегревателем (за КВП-I) и тепловосприятий всех поверхностей нагрева, расположенных между выходным сечением топки и контрольным сечением (за КВП-I). Определение энтальпии газов в контрольном сечении газохода производили на основе результатов прямых измерений состава и температуры газов в этом сечении.

Полученная расчетным путем температура газов на выходе из топки служила основой для определения коэффициента тепловой эффективности экранов СРЧ  $\psi_n$ , который рассчитан по нормативному методу теплового расчета котельных агрегатов из формул, связывающих коэффициент тепловой эффективности экранов с температурой газов на выходе из топки. При обработке опытных данных были учтены конструктивные особенности топки парогенератора П-49.

Удельное тепловосприятие ширм рассчитывалось на основе установленных в опытах приращений энтальпии пара в отдельных ступенях пароперегревателя. Коэффициенты загрязнения пароперегревателя определялись путем совместного решения уравнений теплопередачи и теплового баланса для каждой ступени в отдельности.

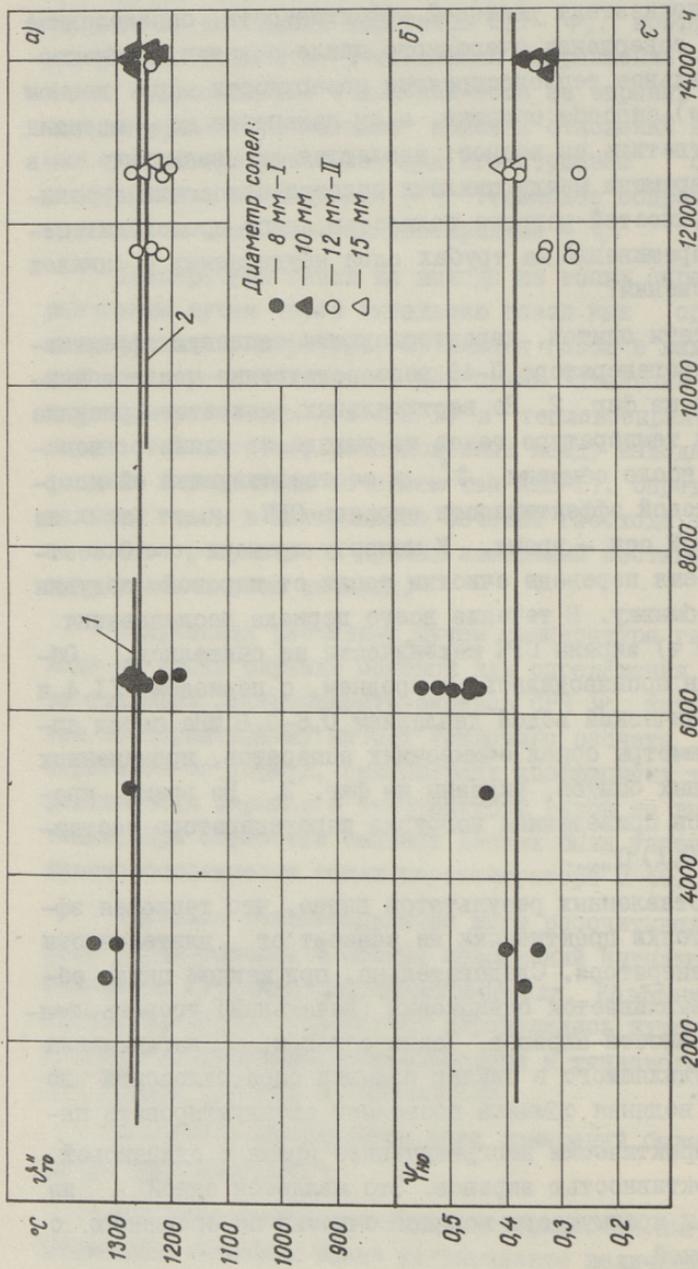
Обработка результатов всех измерений была произведена на ЭВМ "Минск-32".

При исследовании очистки поверхностей нагрева перво-степенное значение имеет установление величины и характе-

ра изменения в течение кампании их тепловой эффективности непосредственно после совершения цикла очистки. Очевидно, что показатели тепловой эффективности, определенные для момента совершения очередного цикла очистки, характеризуют предельное тепловосприятие поверхности при данном (исследуемом) способе очистки, а их изменение во времени позволяет ответить на вопрос: удаляются ли возникшие в промежутке времени между циклами очистки отложения с очищаемых поверхностей нагрева полностью, либо происходит постепенное наращивание на трубах слоя неудаляемых в циклах очистки отложений?

Результаты опытов, характеризующие тепловую эффективность СРЧ парогенератора П-49 непосредственно после обмывки приведены на фиг. 2. На вертикальных осях этого рисунка представлены температура газов на выходе из топки непосредственно после обмывки  $\mathcal{N}_{\text{то}}$  и соответствующий ей коэффициент тепловой эффективности экранов СРЧ  $\psi_{\text{но}}$ , а на горизонтальной оси — время. К моменту времени  $\tau = 0$  соответствует время перевода очистки топки от паровой обдувки на водяную обмывку. В течение всего периода исследования (около 14000 ч) экраны СРЧ механически не очищались. Обмывка экранов производилась, в среднем, с периодом  $\Pi, 4$  ч холодной технической водой давлением 0,6–0,8 МПа перед аппаратами. Диаметры сопел обмывочных аппаратов, примененных во время разных опытов, указаны на фиг. 2. Во время проведения опытов приведенная нагрузка парогенератора составляла  $(0,8 \pm 0,1) D_{\text{ном}}$ .

Из представленных результатов видно, что тепловая эффективность топки практически не зависит от длительности работы парогенератора. Следовательно, при каждом цикле обмывки восстанавливается одинаковый (начальный) уровень тепловой эффективности экранов. Таким образом, наращивания на трубах неудаляемого в циклах обмывки слоя отложений не происходит и водяная обмывка позволяет эксплуатировать парогенератор практически неограниченное время с одинаковой тепловой эффективностью экранов. Это является одной из особенностей и преимуществ водяной очистки по сравнению с паровой обдувкой.



Фиг. 2. Температура газов на выходе из топки (а) и коэффициент тепловой эффективности экранов СРЧ (б) парогенератора П-48 непосредственно после водной обмывки экранов СРЧ.

При приведенной нагрузке парогенератора ( $0,8 \pm 0,1$ )  $D_{\text{ном}}$  температура газов на выходе из топки непосредственно после водяной обмывки, в среднем, составляет  $1260^{\circ}\text{C}$ . Это уже примерно на  $30^{\circ}\text{C}$  выше проектной температуры при номинальной нагрузке парогенератора. Среднее значение коэффициента тепловой эффективности экранов СРЧ непосредственно после обмывки равно  $0,38$ . Это значение ниже принятого за основу при проектировании топок для сжигания бурых углей ( $0,45$  [1]).

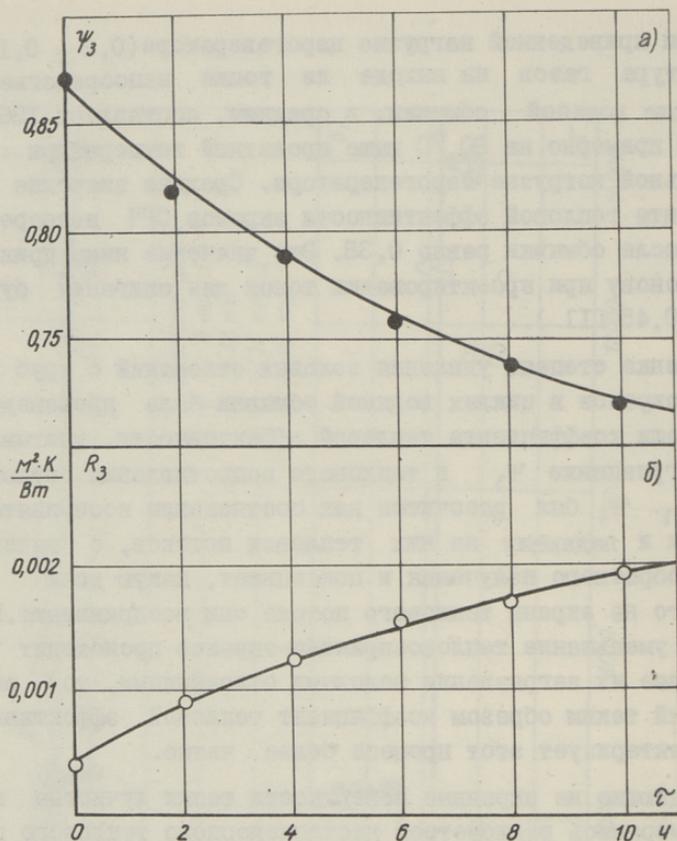
Оценка степени удаления золовых отложений с труб топочных экранов в циклах водяной обмывки была произведена при помощи коэффициента тепловой эффективности, учитывающего загрязнение  $\psi_3$  и теплового сопротивления отложений  $-R_3$ .  $\psi_3$  был рассчитан как отношение воспринятого экранами и падающих на них тепловых потоков, с вычетом потока обратного излучения и показывает, какую долю от падающего на экраны теплового потока они воспринимают. Поскольку уменьшение тепловосприятия экранов происходит вследствие их загрязнения золовыми отложениями, то рассчитанный таким образом коэффициент тепловой эффективности характеризует этот процесс более четко.

Падающие на экранные поверхности топки лучистые потоки измерялись радиометром нестационарного теплового режима, а воспринятое экранами тепло определялось прямым измерением приращения теплосодержания среды в экранах.

Эти данные позволили также рассчитать тепловое сопротивление золовых отложений на экранных трубах.

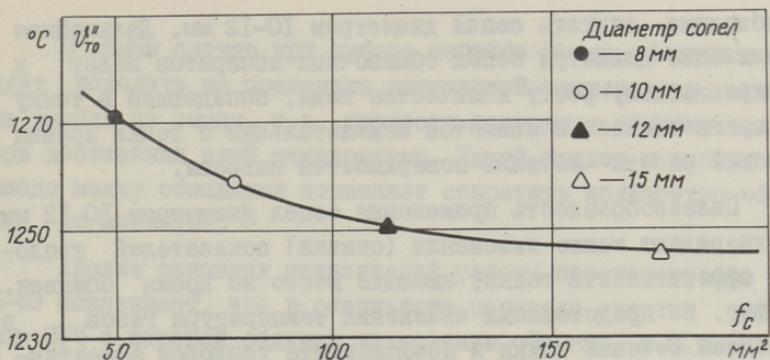
На фиг. 3 представлены зависимости коэффициента тепловой эффективности, учитывающего загрязнение и теплового сопротивления золовых отложений на боковом экране СРЧ от времени, прошедшего после обмывки. Видно, что коэффициент тепловой эффективности, учитывающий загрязнение, непосредственно после обмывки высокий ( $0,87$ ), а соответствующее тепловое сопротивление отложений мало ( $0,0005 \text{ м}^2 \cdot \text{К}/\text{Вт}$ ).

Это позволяет сделать вывод, что золовые отложения в циклах обмывки удаляются с поверхности труб топочных экранов почти полностью и достигнутый уровень тепловой эффективности топки близок к максимально возможной для данной топки.

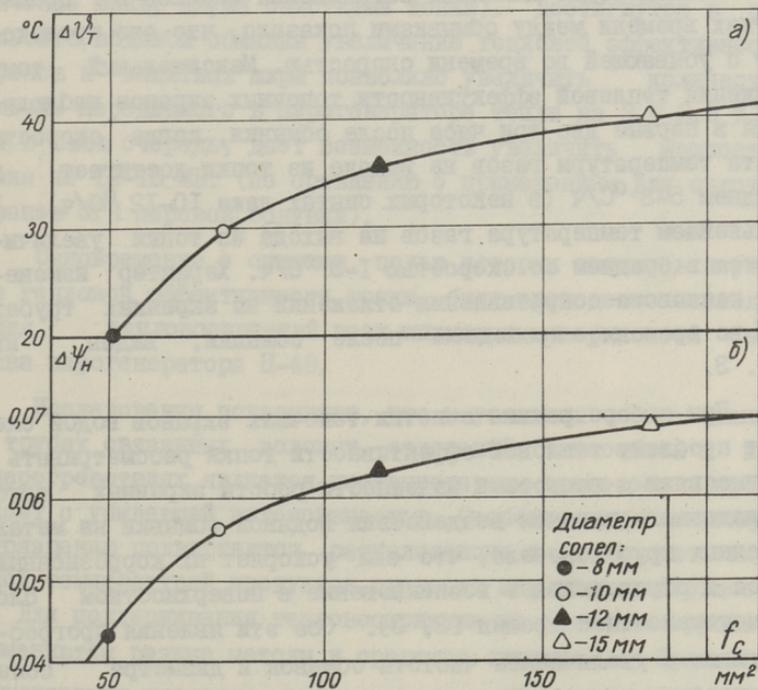


Фиг. 3. Зависимости коэффициента тепловой эффективности, учитывающего загрязнение (а) и теплового сопротивления отложений золы на боковом экране СРЧ (б) от времени прошедшего после обмывки.

Исследование влияния диаметра сопел обмывочных аппаратов на эффективность очистки экранов показало, что с увеличением диаметра сопел эффективность очистки несколько возрастает. Об этом свидетельствует представленная на фиг. 4 зависимость температуры газов на выходе из точки непосредственно после обмывки от диаметра сопел. Видно, что наибольшее уменьшение  $\mathcal{J}_{\text{то}}''$  наблюдается при переходе от сопел диаметром 8 мм на сопла 12 мм. Так как дальнейшее уменьшение температуры газов на выходе из точки с увеличением диаметра сопел незначительное, то оптимальными диаметрами сопел при обмывке экранов СРЧ парогенератора П-49



Фиг. 4. Зависимость температуры газов на выходе из точки непосредственно после обмывки от поперечного сечения (диаметра) сопел обмывочных аппаратов.



Фиг. 5. Зависимости изменения температуры газов на выходе из точки (а) и коэффициента тепловой эффективности экранов СРЧ (б) во время обмывки от диаметра сопел обмывочных аппаратов.

необходимо считать сопла диаметром 10–12 мм. Дальнейшее увеличение диаметра сопел обмывочных аппаратов ведет к неоправданному росту количества воды, попадающей в топку во время обмывок и является нежелательным с точки зрения условий работы металла поверхностей нагрева.

Целесообразность применения сопел диаметром 10–12 мм подтверждают также изменения (скачки) показателей тепловой эффективности топки, имеющие место во время обмывок. На фиг. 5 представлены изменения температуры газов в выходном сечении топки и коэффициента тепловой эффективности экранов СРЧ во время обмывок в зависимости от диаметра сопел. Выясняется, что наибольшее увеличение в значениях  $\Delta \dot{Q}_T''$  и  $\Delta \psi_n$  наблюдается при переходе от сопел с диаметром 8 мм на сопла 10–12 мм.

Исследование динамики загрязнения экранов в промежутках времени между обмывками показало, что оно происходит с убывающей во времени скоростью. Максимальный темп снижения тепловой эффективности топочных экранов наблюдается в первые два–три часа после обмывки, когда скорость роста температуры газов на выходе из топки достигает в среднем 5–8 °С/ч (в некоторых опытах даже 10–12 °С/ч). В дальнейшем температура газов на выходе из топки увеличивается в среднем со скоростью 1–3 °С/ч. Характер изменения теплового сопротивления отложений на экранных трубах СРЧ во времени, прошедшем после обмывки, виден из фиг. 3.

При выборе режима очистки топочных экранов водой следует проблему тепловой эффективности топки рассматривать во взаимосвязи с вопросами надежности работы экранных труб. Исследование влияния воздействия водяной обмывки на металл экранных труб показало, что она ускоряет их коррозионный износ и обуславливает возникновение в поверхностном слое термоусталостных трещин [2, 3]. Оба эти явления прогрессируют с увеличением частоты обмывок и диаметра сопел (количества воды) обмывочных аппаратов. Следовательно, обмывку экранов необходимо вести с минимально возможной частотой и соплами наименьшим диаметром, гарантирующим удаление образовавшихся на трубах экрана в межобмывочный период отложений.

В общем случае при выборе периода между обмывками следует исходить из предельно допустимой температуры газов на выходе из топки, т.е. провести очередную обмывку только при достижении этой температуры. Такой подход к выбору периода между обмывками позволяет сократить количество обмывок до минимума.

Анализ основных показателей работы парогенератора П-49 показывает, что в результате перевода очистки экранов СРЧ с паровой обдувки на водяную обмывку к.п.д. парогенератора увеличился с 89,0 % [4] до 89,7 %, среднее значение температуры газов на выходе из топки в диапазоне нагрузок ( $0,8 \pm 0,1$ )  $D_{\text{ном}}$  уменьшилось в среднем на  $60^{\circ}\text{C}$ , а среднее значение коэффициента тепловой эффективности экранов СРЧ  $\psi_n$  увеличилось с 0,30 [5] до 0,34 (среднее значение между двумя очистками топки). Достигнутое в результате водяной обмывки увеличение тепловой эффективности экранов и защитных ширм позволило увеличить количество полезно переданного в парогенераторе тепла на 3,0-3,5 %, что, в свою очередь, дает возможность увеличить мощность блока на 12-15 МВт (по сравнению с применением для очистки экранов СРЧ паровой обдувки).

Одновременно с опытами, целью которых являлось изучение тепловой эффективности топки, были проведены исследования теплосприятий всех ширмовых поверхностей нагрева парогенератора П-49.

Исследования показывают, что в условиях образования на трубах связанных золовых отложений, теплообмен в пароперегревателях является нестационарным процессом и протекает с убывающей интенсивностью. Особенно интенсивному загрязнению подвергаются расположенные в газоходах с высокой температурой продуктов сгорания ширмовые поверхности. Для поддержания теплосприятия на заданном уровне применяются разные методы и средства очистки. Практика эксплуатации ширмовых пароперегревателей парогенераторов, сжигающих топлива с минеральной частью, склонной к интенсивному загрязнению, показывает, что и применение периодической очистки обыкновенно не обеспечивает теплосприятия (чистоты) ширм на постоянном уровне [6]. Это объясняется тем, что наиболее реакционноспособная часть зо-

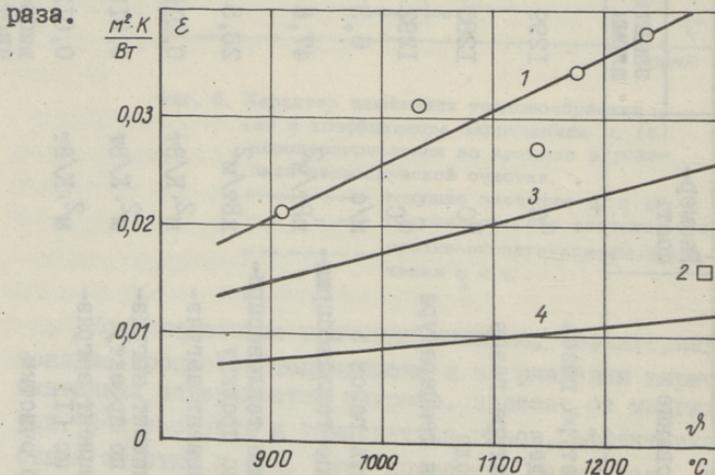


Основные показатели работы отдельных ступеней пароперегревателей парогенератора П-49

Наименование	Размерность	Ступень пароперегревателя					
		защитные шпирмы	ШП-I	ШП-II	ШП-III	ШП-IV и V	
Температура газов на входе	°C	1299	1285	1285	1196	1080	972
Температура газов на выходе	°C	1285	1196	1074	1086	972	848
Средняя температура газов	°C	1292	1240	1179	1141	1026	910
Скорость газов	м/с	6,3	6,2	5,8	6,0	4,8	6,4
Удельное тепловосприятие	кВт/м <sup>2</sup>	47,6	19,9	20,2	20,5	13,1	13,8
Удельное тепловосприятие по проекту	кВт/м <sup>2</sup>	28,5	20,9	22,8	17,8	13,7	7,2
Коэффициент загрязнения	м <sup>2</sup> .К/Вт	0,016	0,038	0,034	0,027	0,031	0,021
Коэффициент загрязнения по проекту	м <sup>2</sup> .К/Вт	0,018	0,018	0,018	0,018	0,018	0,016
Коэффициент загрязнения по [1]	м <sup>2</sup> .К/Вт	0,012	0,011	0,0105	0,010	0,009	0,008
Способ очистки		вибро-чистка и водяная оомывка					высококачественная вибросетка

Экспериментальные исследования охватывают работу парогенератора в течение 3700 часов. Средние значения некоторых показателей работы отдельных ступеней пароперегревателей приведены в таблице I. Во время проведения исследования ширмы очищались высокочастотными пневмовибраторами. Вибраторы включались через каждые 2 часа на 5 с. Защитные ширмы подвергались дополнительно очистке водой дальнобойными аппаратами.

Как видно, ширмы работали в диапазоне температур газов от 970 до 1300 °С. Средняя скорость газов в отдельных ступенях отличается друг от друга незначительно и равны примерно 6 м/с, за исключением ступеней ШПП-IV и У, где она несколько ниже и составляет 4,8 м/с. Поскольку скорость газов в отдельных ступенях пароперегревателя изменяется в узких пределах, то существенное снижение коэффициента загрязнения отдельных ступеней пароперегревателей (от ШПП-I до ШВП-III) по ходу газов объясняется сильным влиянием температуры продуктов сгорания на процесс загрязнения ширмовых и конвективных поверхностей нагрева парогенераторов, сжигающих канско-ачинские угли [7]. Выяснилось, что с изменением температуры газов от 1300 до 900 °С коэффициент загрязнения ширмовых пароперегревателей снижается с 0,04 до 0,02 м<sup>2</sup>·К/Вт, т.е. примерно в два раза.



Фиг. 7. Изменение коэффициента загрязнения ширм от температуры газов. 1 — опытные данные, высокочастотная вибросистема (ШПП-1 по ШВП-111); 2 — защитные ширмы, высокочастотная вибросистема и водная обмывка; 3 — прибалтийские сланцы [1]; 4 — назаровский уголь [1].

Изменение коэффициента загрязнения (теплового сопротивления золовых отложений) ширм от температуры продуктов сгорания назаровского угля в условиях их очистки высокочастотными пневмовибраторами показано на фиг. 7. Для сравнения на этом же рисунке показаны также зависимости коэффициента загрязнения ширм от температуры продуктов сгорания прибалтийских сланцев и сильношлакующих топлив (угли Канско-Ачинского бассейна) по [1]. Видно, что полученные в результате настоящего исследования коэффициенты загрязнения существенно выше значений, рекомендуемых в [1]. Такой высокий уровень загрязнения ширмовых пароперегревателей подтверждался и осмотрами поверхностей нагрева во время остановок парогенератора. Сильное загрязнение ширмовых поверхностей, с одной стороны, вызвано их расположением в области высоких температур газов, а с другой стороны, малой эффективностью высокочастотной виброочистки. Правильность последнего вывода доказывает относительно низкий коэффициент загрязнения расположенных в области высоких температур газов защитных ширм, которые подвергались более эффективной комбинированной очистке (виброочистка совместно с водяной обмывкой).

Коэффициент загрязнения защитных ширм на фиг. 7 отмечен точкой 2, что примерно 2,5-3 раза ниже коэффициента загрязнения ширм, очищаемых лишь при помощи вибраторов (при одинаковых температурах газов). Это еще раз подтверждает перспективность использования комбинированных методов очистки поверхностей нагрева от золовых отложений при сжигании топлив со сложным составом минеральной части [8].

Сравнение удельных тепловосприятий отдельных ступеней ширм с проектными показателями показывает, что за исключением защитных ширм и ШВП-III, они близки. Объясняется это, несмотря на повышенное загрязнение, более высоким температурным напором из-за повышенных температур газов в тракте (по сравнению с проектом). Последним обстоятельством обусловлено также значительное превышение проектного удельного тепловосприятия защитных ширм и ШВП-III, уровень загрязнения которых близок к проектному.

На основе проделанного исследования можно сказать, что перевод очистки топочных экранов парогенератора П-49, сжигающего назаровский уголь, с паровой обдувки на водяную об-

мывку устранил необходимость вынужденных остановов парогенератора на расшлаковку топочных экранов и позволяет эксплуатировать его практически неограниченное время с высокой (близкой к предельной) тепловой эффективностью топки. Водяную обмывку как эффективный способ очистки радиационных поверхностей нагрева можно рекомендовать и для очистки топочных экранов других парогенераторов, сжигающих угли Канско-Ачинского бассейна.

Исследование работы ширмовых пароперегревателей того же парогенератора показало, что в интервале температур газов от 900 до 1300 °С, высокочастотная виброочистка является малоэффективной. Действительные значения коэффициентов загрязнения поверхностей нагрева превышают до трех раз нормативные значения.

Способом, позволяющим существенно снизить степень загрязнения ширмовых поверхностей золовыми отложениями, является комбинированная очистка.

#### Л и т е р а т у р а

1. Тепловой расчет котельных агрегатов. Нормативный метод. Под ред. Н.В. Кузнецова и др. М., Энергия, 1973, 296 с.

2. Отс А.А., Сууркууск Т.Н., Таллермо Х.И. и др. Тепловая эффективность и износ труб поверхностей нагрева парогенераторов при их водяной очистке. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1978, № 458, с. 35-40.

3. Отс А.А., Ансон П.И., Таллермо Х.И. Термические усталостные трещины на поверхности труб поверхностей нагрева парогенераторов при их водяной очистке. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1978, № 458, с. 47-56.

4. Шехтер Г.Я., Чернышева Л.Ф., Пугач Л.И. Освоение котла П-49 блока 500 МВт Назаровской ГРЭС. В кн.: Вопросы сжигания канско-ачинских углей в мощных парогенераторах. Красноярск, 1973, с. 13-23.

5. Теренкаль В.Р., Котлер В.Р., Срывков С.Р. и др. Основные результаты исследования топочной камеры котла П-49. В кн.: Вопросы сжигания канско-ачин-

ских углей в мощных парогенераторах. Красноярск, 1973, с. 23-27.

6. О т с А.А., С у у р к у у с к Т.Н. Тепловосприятие и коррозионно-эрозионный износ ширмовых пароперегревателей при использовании паровой обдувки. - Теплоэнергетика, 1975, № 2, с. 19-23.

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

8. О т с А.А., С у у р к у у с к Т.Н. Комбинированный метод очистки поверхностей нагрева парогенераторов: - Теплоэнергетика, 1976, № 10, с. 60-64.

A. Ots, T. Suurkuusk, K. Ingermann,  
H. Tallermo, A. Paist, R. Touart,  
V. Schneider, V. Stolyarevsky,

Investigation of Furnace and Superheater Thermal Effectiveness in Boiler P-49 of Nazarovo Power Station if Water Soot-Blowing of Furnace Screens Used

Summary

The results of the experimental investigation of furnace and platen superheater thermal effectiveness in the uniflow boiler P-49 if water soot-blowing apparatuses used, are presented in this paper. The experimental data about furnace screen and platen superheater tube fouling are presented.



РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ В СТЕНКЕ ТРУБЫ  
ПРИ ВОДЯНОЙ ОБМЫВКЕ ПОВЕРХНОСТЕЙ НАГРЕВА

Опыт эксплуатации котлоагрегатов показал, что в условиях сжигания многозольных топлив самым эффективным методом очистки поверхностей нагрева от образовавшихся золовых отложений является термоциклическая водяная обмывка [1, 2 и др.] Однако использование водяной обмывки вызывает резкие изменения температуры металла труб. Скорость изменения температуры поверхности трубы может достигать  $1700^{\circ}\text{C}/\text{с}$  [4]. Такое резкое изменение температуры может вызвать большие дополнительные термические напряжения в металле. Многократное наложение термических напряжений вызывает образование и распространение термоусталостных трещин в трубе.

Так как измерение температурных напряжений практически очень трудно реализовать, то об их величине наиболее удобно судить по величине температурного перепада в стенке трубы. Перепад температуры в стенке трубы зависит от многих факторов — от динамического напора струи, от времени контакта струи с поверхностью, от наличия и характера отложений на поверхности, от температуры металла и т.д. Перепад температуры и термические напряжения зависят также от свойств металла. Из внешних параметров определяющими являются коэффициент теплоотдачи между струей воды и поверхностью и время контакта. Варьируя эти величины, можно определить оптимальные параметры системы очистки с точки зрения тепловой эффективности и надежности работы поверхностей нагрева. Коэффициент теплоотдачи сложным образом зависит от многих параметров, как температура поверхности, динамический напор струи и т.д. Коэффициент теплоотдачи определяется расчетным путем решением обратной задачи теплопроводности с использованием экспериментальных данных. Точное решение обратной

задачи для быстро протекающих процессов нестационарной теплопередачи является довольно трудным. Но для практического определения зависимостей температурных напряжений и коэффициента теплоотдачи от динамического напора струи, от начальной температуры поверхности трубы и от других факторов надо проводить большое количество опытов с различными параметрами и, таким образом, требуется многократное решение обратной задачи теплопередачи.

Целью настоящей работы является расчетное моделирование температурных полей в стенке трубы при водяной обмывке и на основании этого составление вспомогательных номограмм для обработки экспериментальных данных.

Для определения трехмерного, изменяющегося во времени температурного поля трубы, учитывая зависимость теплофизических свойств металла от температуры, решается нелинейное параболическое дифференциальное уравнение теплопроводности методом дробных шагов [3].

Алгоритм одномерной задачи, применяемый на каждом дробном шаге – шеститочечная двухслойная неявная схема с весом явной схемы 0,5, фактически совпадает с известной схемой Кранк-Николсона.

Для средних узловых точек получается следующая общая формула:

$$\begin{aligned}
 & -p_1 V^+ \theta_{i-1}^{k+j/3} + (1 + 2p_2 V^+) \theta_i^{k+j/3} - p_3 V^+ \theta_{i+1}^{k+j/3} = \\
 & = p_1 V \theta_{i-1}^{k+(j-1)/3} + (1 - 2p_2 V) \theta_i^{k+(j-1)/3} + p_3 V \theta_{i+1}^{k+(j-1)/3} + \\
 & + \frac{V \cdot p_4}{4\lambda^+} \frac{\partial \lambda^+}{\partial \theta} (\theta_{i-1}^{k+j/3} - \theta_{i+1}^{k+j/3})^2 + \frac{V \cdot p_4}{4\lambda^-} \frac{\partial \lambda^-}{\partial \theta} (\theta_{i-1}^{k+(j-1)/3} - \theta_{i+1}^{k+(j-1)/3})^2 \quad (I)
 \end{aligned}$$

где  $i$  – индекс по геометрическому размеру;  
 $k$  – индекс шага времени;  
 $j$  – 1, 2, 3 индекс дробного шага времени;  
 $V$  – безразмерное время (критерий  $Fo$ );  
 $V = \frac{q \Delta \tau}{2h^2}$ ;

$\alpha$  - коэффициент температуропроводности;  
 $\Delta\tau$  - шаг по времени;  
 $h$  - шаг по геометрическому размеру;  
 $\theta$  - безразмерная температура;  
 $\theta = \frac{t + 273,15}{273,15}$ ;

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

$P_1, P_2, P_3, P_4$  - коэффициенты, которые учитывают геометрическую форму и направление. Для трубы, используя цилиндрическую систему координат, эти коэффициенты имеют следующие значения:

направление по радиусу

$$P_1 = 1 + \frac{h}{2r}; \quad P_2 = 1; \quad P_3 = 1 - \frac{h}{2r}; \quad P_4 = 1;$$

направление вдоль образующей цилиндра

$$P_1 = P_2 = P_3 = P_4 = 1;$$

направление по углу

$$P_1 = P_2 = P_3 = P_4 = \frac{1}{r^2}.$$

$r$  - радиус окружности, на которой находятся данные узловые точки.

Знак "+" обозначает принадлежность величины к "верхнему" временному слою и определяется по температуре  $t_i^{k+j/3}$ .

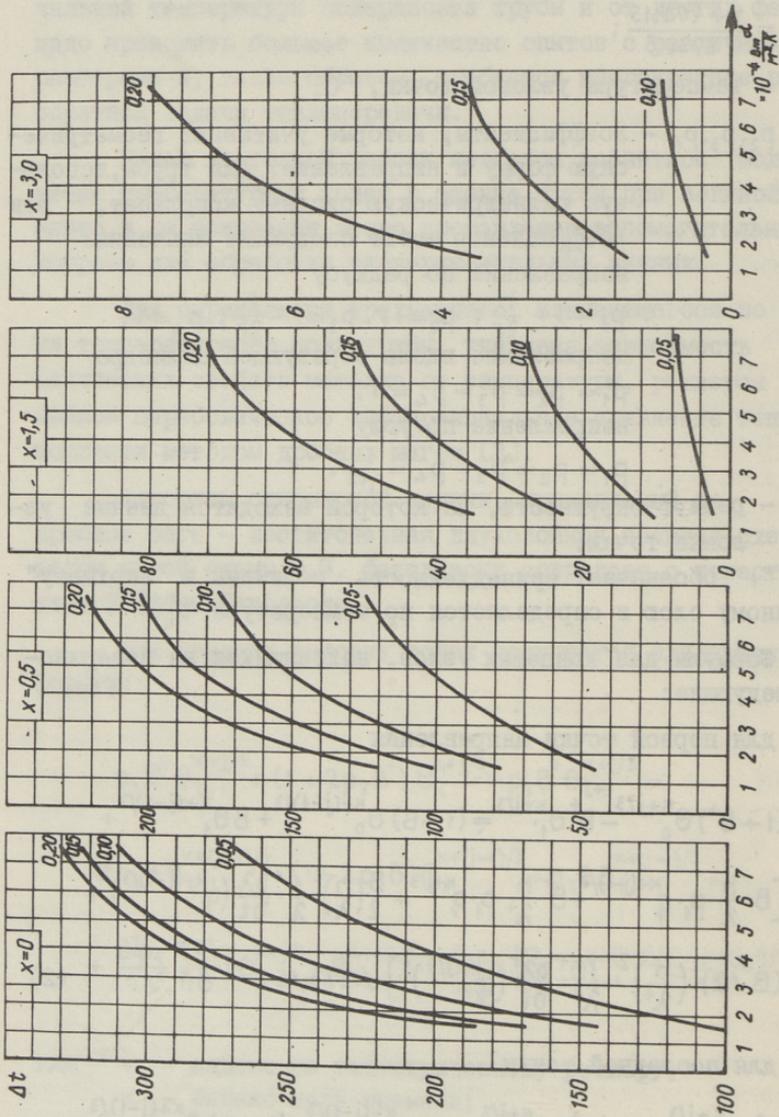
Формулы для концевых узлов, находящихся на поверхности следующие:

для первой точки направления

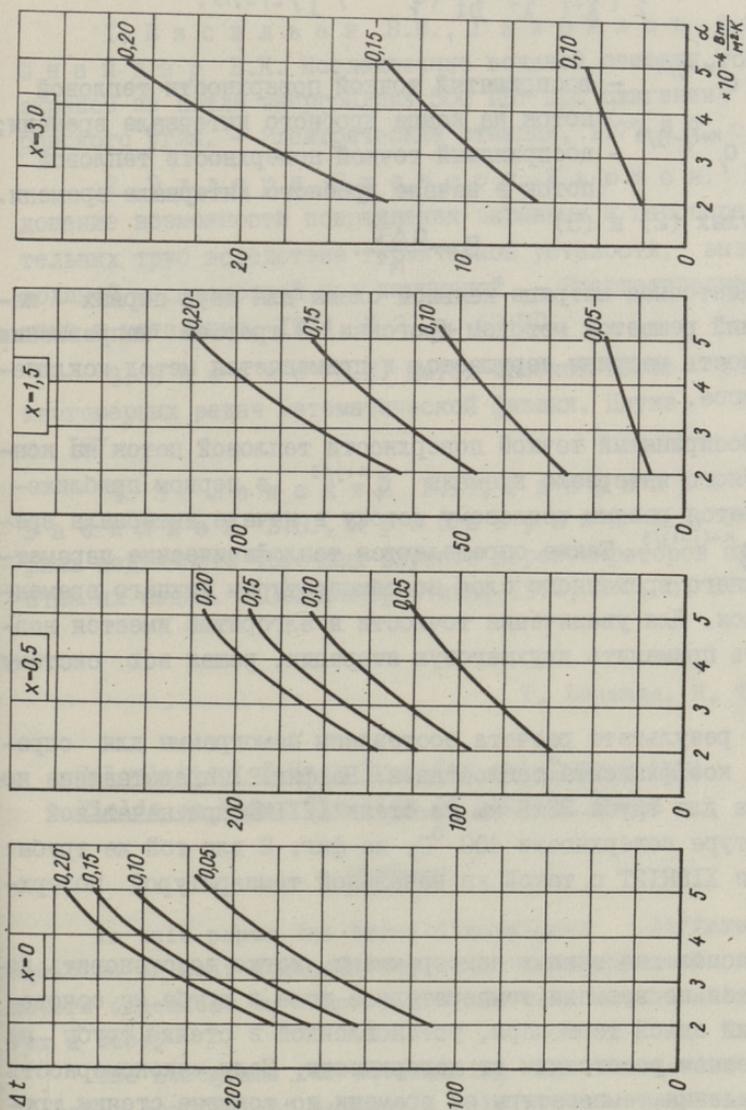
$$\begin{aligned}
 & (1 + B^+) \theta_0^{k+j/3} - B^+ \theta_1^{k+j/3} = (1 - B) \theta_0^{k+(j-1)/3} + B \theta_1^{k+(j-1)/3} + \\
 & + \left[ B \cdot \frac{h}{\lambda} \cdot P_1 \cdot q^{k+(j-1)/3} + B^+ \cdot \frac{h}{\lambda^+} \cdot P_1 \cdot q^{k+j/3} + \frac{B}{2} \left( \frac{h}{\lambda} \right)^2 \cdot \frac{1}{\lambda} \cdot \frac{\partial \lambda}{\partial t} (q^{k+(j-1)/3})^2 + \right. \\
 & \left. + (B^+/2) \cdot \left( \frac{h}{\lambda^+} \right)^2 \cdot \frac{1}{\lambda^+} \cdot \frac{\partial \lambda^+}{\partial t} (q^{k+j/3})^2 \right] / 273,15; \quad (2)
 \end{aligned}$$

для последней точки

$$\begin{aligned}
 & -B^+ \theta_{N-1}^{k+j/3} + (1 + B^+) \theta_N^{k+j/3} = B \cdot \theta_{N-1}^{k+(j-1)/3} + (1 - B) \theta_N^{k+(j-1)/3} + \\
 & + \left[ P_3 \cdot h \cdot \left( \frac{B}{\lambda} \cdot q^{k+(j-1)/3} + \frac{B^+}{\lambda^+} q^{k+j/3} \right) + \right.
 \end{aligned}$$



Фиг. 2. Труба  $\Phi$  32x6 мм из стали X18H12T с начальной температурой поверхности  $400^{\circ}\text{C}$ .



Фиг. 1. Труба  $\Phi$  32x6 мм из стали 12Х1МФ с начальной температурой поверхности 400°C.

$$+ \frac{B}{2} \left( \frac{h}{\lambda} \right)^2 \cdot \frac{1}{\lambda} \cdot \frac{\partial \lambda}{\partial t} (q^{k+(j-1)/3})^2 +$$

$$+ \frac{B^+}{2} \left( \frac{h}{\lambda^+} \right)^2 \cdot \frac{1}{\lambda^+} \cdot \frac{\partial \lambda^+}{\partial t} (q^{k+j/3})^2 \Big] / 273,15,$$

где  $q^{k+j/3}$  – воспринятый точкой поверхности тепловой поток на конце дробного интервала времени;  
 $q^{k+(j-1)/3}$  – воспринятый точкой поверхности тепловой поток в начале дробного интервала времени.

В формулах (2) и (3)

$$B = \frac{\alpha \Delta \tau}{h^2}.$$

Ленточная матрица неявной схемы для двух первых направлений решается методом прогонки. В третьем направлении ленточность матрицы нарушается и применяется метод исключения Гаусса.

Воспринятый точкой поверхности тепловой поток на конце дробного интервала времени  $q^{k+j/3}$  в первом приближении берется равным тепловому потоку в начале интервала времени  $q^{k+(j-1)/3}$ . Также определяются теплофизические параметры верхнего временного слоя по температурам нижнего временного слоя. Для увеличения точности в алгоритме имеется возможность применить двухшаговую итерацию, решая всю систему заново.

В результате расчета составлены номограммы для определения коэффициента теплоотдачи. На фиг. 1 представлена номограмма для трубы 32x6 мм из стали 12Х1МФ при начальной температуре поверхности 400 °С, на фиг. 2 для той же трубы из стали Х18Н12Т с такой же начальной температурой поверхности.

Располагая такими номограммами, легко восстановить изменяющееся во времени температурное поле в трубе на основе показаний одной термопары, установленной в стенке трубы на определенном расстоянии от поверхности. Если закономерность распределения температуры во времени по толщине стенки трубы известна, то можно определить изменяющиеся во времени термические напряжения.

На основании термических напряжений, возникающих в стенке трубы во время водяной обмывки поверхностей нагрева,

можно определить максимальное допустимое количество циклов очистки до появления усталостных трещин и до разрушения трубы.

#### Л и т е р а т у р а

1. В а с и л ь е в В.В., Г а в р и л о в А.Ф., Ш н а й д е р В.К. Исследование водяной очистки топочных экранов на котле энергоблока 500 МВт при сжигании назаровского угля. - Электрические станции, 1977 № 7, с.28-32.

2. Э л л е р и, Д ж о н с о н, Н ь ю т о н. Исследование возможности повреждения экранных и пароперегревательных труб вследствие термической усталости, вызванной водяной расшлаковкой под нагрузкой. - Энергетические машины и установки, 1974, № 2, с. 62-70.

3. Я н е н к о Н.Н. Метод дробных шагов решения многомерных задач математической физики. Наука, 1967, с. 197.

4. З е л е н с к и й В.Г., Г а в р и л о в А.Ф., В а с и л ь е в В.В., П р о с в и р н и н Ю.П. О критериях надежности топочных экранов парогенераторов при очистке их водой. - Теплоэнергетика, 1978, № 7, с. 67-72.

T. Laasmaa, R. Touart

#### Calculation of Heat Transfer and Temperature Fields at Water Cleaning of Furnace Tubes

##### Summary

In this paper the three-dimensional differential equation of heat conductivity with thermophysical parameters dependent on temperature has been numerically solved for a tube.

The nomograms for determining the convective heat transfer coefficient between a cold water jet and hot surface of steel tube are built on the base of calculations carried out on the computer "MINSK-32". Also the temperature fields in the tube are determined.



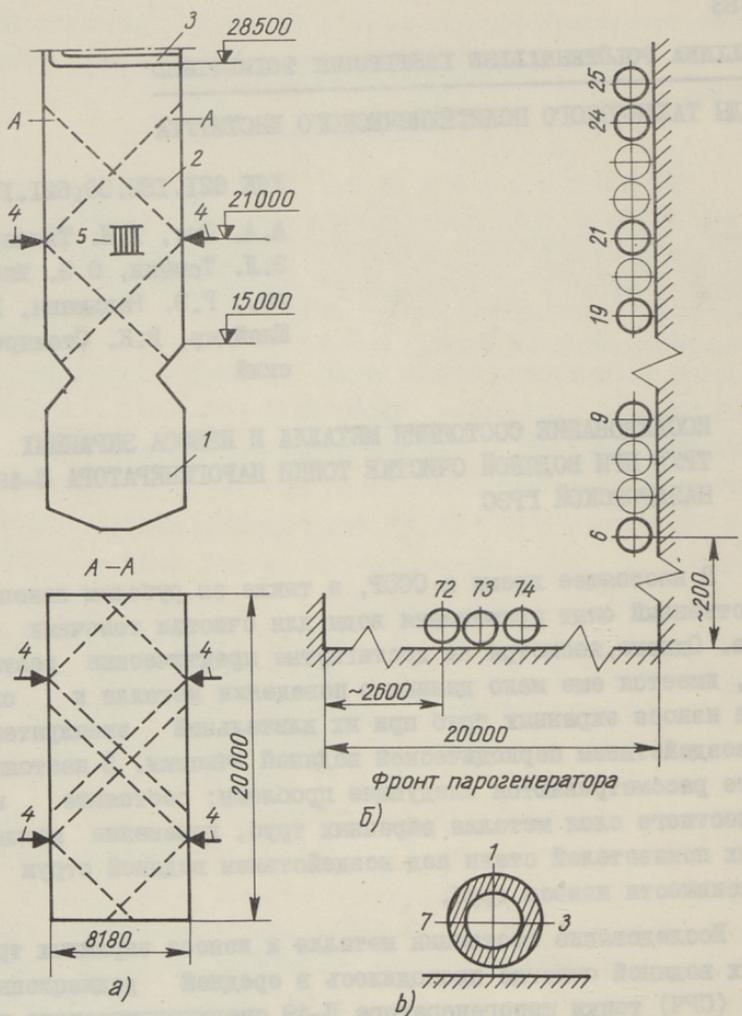
УДК 621.182.56;621.183.3

А.А. Отс, Х.И. Таллермо,  
Э.Л. Томанн, О.Э. Мязю-  
ла., Р.Э. Рандманн, В.К.  
Шнайдер, В.К. Столярев-  
ский

### ИССЛЕДОВАНИЕ СОСТОЯНИЯ МЕТАЛЛА И ИЗНОСА ЭКРАНЫХ ТРУБ ПРИ ВОДЯНОЙ ОЧИСТКЕ ТОПКИ ПАРОГЕНЕРАТОРА П-49 НАЗАРОВСКОЙ ГРЭС

В настоящее время в СССР, а также за рубежом накоплен существенный опыт применения воды для очистки топочных экранов. Однако, несмотря на достигнутые практические результаты, имеется еще мало данных о поведении металла и скорости износа экранных труб при их длительной эксплуатации под воздействием периодической водяной очистки. В настоящей работе рассматриваются следующие проблемы: состояние поверхностного слоя металла экранных труб, изменение механических показателей стали под воздействием водяной струи и интенсивности износа труб.

Исследование состояния металла и износа экранных труб при их водяной очистке проводилось в средней радиационной части (СРЧ) топки парогенератора П-49 сверхкритического давления Назаровской ГРЭС. Двухкорпусный парогенератор П-49 с номинальной паропроизводительностью 800 т/ч (на один корпус) работает в блоке с паротурбинной установкой мощностью 500 МВт. Топочная камера с жидким шлакоудалением имеет поперечные размеры 8180x20000 мм. Высота СРЧ 13500 мм. Нижняя радиационная часть (НРЧ) отделена от СРЧ пережимом. В парогенераторе сжигается назаровский уголь Канско-Ачинского бассейна со следующим составом:  $W^P = 39\%$ ;  $A^P = 7,3\%$ ;  $S^P = 0,4\%$ ;  $Q_H^P = 13$  МДж/кг ( $= 3100$  ккал/кг).



Фиг. 1. Схема точки парогенератора П-49 и расположение опытных вставок.  
 а - схема установки обмывочных аппаратов и опытных вставок; б - размещение опытных вставок на фронтальной и боковой стенках точки; в - схема направления замеров износа. 1 - НРЧ; 2 - СРЧ; 3 - защитные ширмы; 4 - обмывочные аппараты; 5 - места расположения опытных вставок.

В СРЧ было установлено четыре водяных обмывочных аппарата с линейным перемещением водяной струи [1]. Обмывочные аппараты попарно размещены на фронтальной и задней стенках топки (фиг. 1). В трубы СРЧ были вварены опытные вставки. На фронтальной стене топки располагались вставки из стали I2X1MФ длиной 1200 мм, а на боковой стене из сталей I2X1MФ и I2X2MФСР с общей длиной 2000 мм. Вставки на фронтальной стене были изготовлены из труб 32x5 мм, а на боковой стене - 32x6 мм. Они располагались на уровне установки дальнобойных водяных обмывочных аппаратов, т.е. в зоне наиболее интенсивной обмывки. Средняя температура металла вставок на фронтальной стене была 423 °С, а на боковой стене 441 °С. Топка обдувалась водой в среднем через каждые 8,7 часов. Более подробные данные о работе вставок приведены в таблице I.

Т а б л и ц а I

Режимы работы опытных вставок в СРЧ  
парогенератора П-49

Расположение опытной вставки	Марка стали	Время работы $\tau$ , ч	Эквивалентная температура на наружной поверхности по коррозии $t_e$ , °С	Количество циклов обмывки $m$	Средний период между обмывками $\tau_0$ , ч
------------------------------	-------------	-------------------------	--	-------------------------------	---

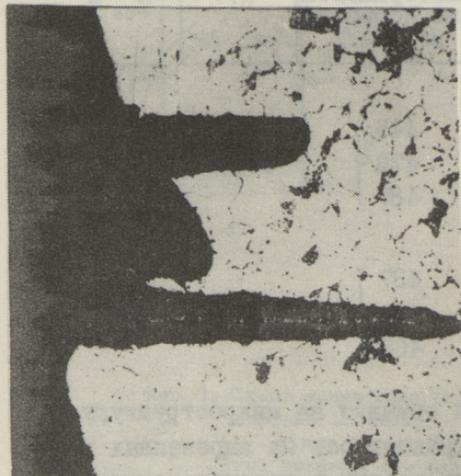
Фронтальная

стена	I2X1MФ	4930	445	504	9,8
Боковая	I2X1MФ		478		
стена	I2X2MФСР		487		

Фронтальная

стена	I2X1MФ	11550	437	1332	8,7
Боковая	I2X1MФ		461		
стена	I2X2MФСР		468		

Выявление влияния водяной обмывки на микроструктуру металла и скорость износа труб проводилось на вырезанных из опытных вставок образцах после их работы в парогенераторе в течение 4930 и 11550 часов. Исследования показали, что основной металл экранных труб не подвергается структурным изменениям. Величина зерна до и после испытания труб из исследованных сталей была 7-8 баллов по шкале ГОСТ 5639-65.



а)

б)



в)

Фиг. 2. Характер повреждения поверхностного слоя металла при водной очистке экранных труб.

а - фронтальный экран, поперечный шпиф, х 300, сталь 12Х1МФ,  $\tau = 11550$  ч;  $t_{ст} = 431^{\circ}\text{C}$ ; б - боковой экран, поперечный шпиф, х 100, сталь 12Х1МФ,  $\tau = 11550$  ч,  $t_{ст} = 468^{\circ}\text{C}$ ; в - боковой экран, продольный шпиф, х 100, сталь 12Х2МФСР,  $\tau = 11550$  ч,  $t_{ст} = 480^{\circ}\text{C}$ .

На внешней и внутренней поверхностях труб из стали 12Х1МФ наблюдалось обезуглероживание металла на глубину 0,15–0,23 мм. Такой же слой обезуглероженного металла, толщиной 0,35–0,70 мм, был обнаружен и на поверхностях труб из стали 12Х2МФСР. Обезуглероженный слой существовал также на поверхности труб до испытаний, но несколько меньшей толщины. Имеющая обычно место сфероидизация перлита не была замечена. Связано это, по-видимому, с относительно низкими рабочими температурами труб.

Все вырезанные из вставок образцы подвергались также исследованию выявления состояния металла на крае внешней поверхности труб. Результаты показали, что на их внешней поверхности существуют иногда язвину и микротрещины (фиг. 2). Измеренные средние и максимальные глубины язвин и микротрещин, образовавшихся на поверхности экранных труб в течение 11550 ч работы, приведены в таблице 2.

Т а б л и ц а 2

Глубина язвин и микротрещин на экранных трубах при водяной очистке после  $\tau = 11550$  ч работы

Стена	№ труб	Марка стали	Глубина язвин, мм		Глубина термоусталостных трещин, мм	
			пределы	средняя	пределы	средняя
Фронтальная	12	12Х1МФ	0,1–0,2	0,11	0,10–0,26	0,13
	13		0,1–0,2	0,10	0,10–0,25	0,17
	11		0,1–0,2	0,10	0,05–0,25	0,15
Боковая	9	12Х1МФ	одиночные		0,05–0,15	0,14
	6		$\leq 0,1$		0,08–0,25	0,14
	19				0,10–0,23	0,11
Боковая	19	12Х2МФСР	одиночные		0,06–0,20	0,12
	9		$\leq 0,1$		0,05–0,15	0,13
	6				0,10–0,23	0,13

В данной работе под язвиной понимается местное углубление на поверхности металла, ширина которого существенно больше глубины. Язвину часто покрыты тонкой оксидной пленкой. Существование на поверхности труб язвин является типичным особенно тогда, когда зола сжигаемого топлива содержит коррозионно-активные компоненты, либо поверхность

нагрева подвергается паровой обдувке или водяной обмывке. Вызвано это неравномерным действием коррозионно-активных компонентов золы и очистительных сил по поверхности очищаемой трубы. Наблюдения показывают, что язвину меняются на поверхности своего расположения и их средняя статистическая глубина практически не зависит от продолжительности работы трубы.

Средняя глубина язвин на трубах фронтального экрана равна 0,10–0,11 мм. В отдельных случаях можно встретить их и с глубиной до 0,2 мм. Глубина отдельных язвин, найденных на трубах бокового экрана, как правило, не превышает 0,1 мм.

Исследования поверхностного слоя металла показали существование на них микротрещин. Учитывая транскристаллитное их проникновение в глубь металла, можно утверждать, что они имеют термоусталостный характер. Микротрещины найдены как на поперечных, так и на продольных шлифах труб. Термоусталостные микротрещины имеют строго выраженный клинообразный пик и их глубина намного больше ширины. Внутренняя поверхность таких трещин обычно покрыта продуктами коррозии.

На поверхности труб фронтального экрана из стали Г2Х1МФ микротрещины располагаются, в основном, на боковой стороне. Средняя их глубина за 4930 ч работы и при 1170 теплосменах составляет 0,08–0,10 мм, а максимальная глубина доходит до 0,16 мм. Те же величины за 11550 ч работы и при 2394 теплосменах соответственно равны 0,13–0,17 и 0,26 мм.

На трубах бокового экрана из сталей Г2Х1МФ и Г2Х2МФСР микротрещины, главным образом, расположены на боковой части. Средняя их глубина за 11550 ч работы практически не зависит от типа перлитной стали и составляет в среднем 0,11–0,14 мм, доходя максимально до 0,25 мм.

Исследование продольных шлифов показало, что микротрещины на поверхности труб часто располагаются группами (колониями) с шагом между отдельными трещинами в продольном направлении 0,1–0,2 мм.

Причиной возникновения микротрещин является резкое охлаждение поверхностных слоев металла в циклах обмывки

водой. Величина осевых термических напряжений в стенке трубы, имеющих место из-за резких охлаждений металла выражается формулой

$$\sigma_t = -\frac{\beta E}{1-\mu} \left[ \Delta t(r, \tau) - \frac{2}{r_2^2 - r_1^2} \int_{r_1}^r r \Delta t(r, \tau) dr \right], \quad (I)$$

где  $\Delta t(r, \tau)$  - закономерность изменения температурного перепада по радиусу трубы и времени;

$r$  - текущий радиус трубы;

$r_1, r_2$  - внутренний и внешний радиусы трубы;

$\tau$  - время;

$\beta$  - коэффициент линейного расширения металла;

$E$  - модуль упругости металла;

$\mu$  - коэффициент Пуассона.

В работе [2] показано, что при термических напряжениях  $\sigma_t > 2\sigma_{0,2}$  в металле имеют место циклические знакопеременные пластические деформации, которые через определенное количество теплосмен приводят к образованию трещин термической усталости. Здесь  $\sigma_{0,2}$  обозначает предел текучести металла.

По данным Таллинского политехнического института (А.А. Отс, П.И. Ансон, Х.И. Таллермо) осевые термические напряжения в стенке трубы из стали I2ХИМФ при охлаждении ее поверхности водой выражаются следующей приближенной формулой

$$\sigma(r, \tau) = \frac{\alpha r_0^2 \delta t}{2\lambda \sqrt{\pi a \tau_*}} \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{\tau}{\tau_*}} \frac{\beta E}{1-\mu} \times \\ \times \left[ \exp\left(-\frac{c(r_2-r)}{\tau^b}\right) - \frac{2\tau^b}{c(r_2^2-r_1^2)} \left(r_2 - \frac{\tau^b}{c}\right) \right], \quad (2)$$

где кроме вышеотмеченных величин

$\alpha r_0^2$  - параметр интенсивности охлаждения металла;

$\delta t$  - разность между первоначальной температурой металла и охлаждающей жидкостью;

$\lambda$  - коэффициент теплопроводности металла;

$a$  - коэффициент температуропроводности металла;

$\tau_*$  - постоянная, имеющая размерность времени;

$b, c$  - постоянные.

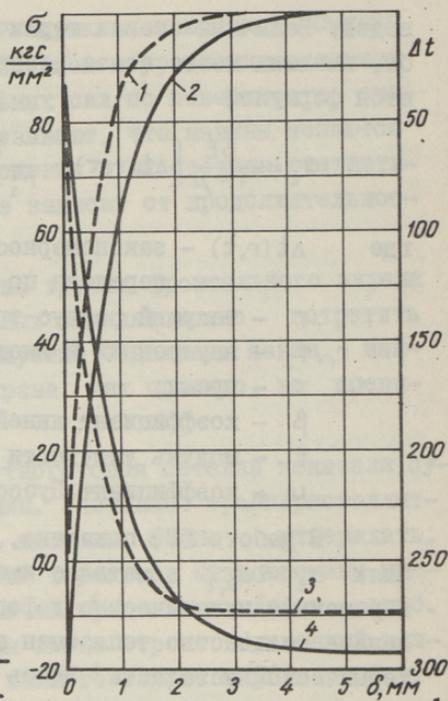
Результаты расчета осевых термических напряжений в стенке труб из стали 12Х1МФ при ее начальной температуре 450 °С и при температуре охлаждающей воды 30 °С приведены на фиг. 3. Там также показано изменение  $\Delta t$  по глубине стенки трубы. Расчеты были проведены при следующих постоянных:

$$\begin{aligned} \alpha r_0^2 &= 6,3 \cdot 10^{-2} \text{ Вт/К}; \\ \lambda &= 41,3 \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}; \\ a &= 0,93 \cdot 10^{-5} \text{ м}^2/\text{ч}; \\ \tau_* &= 0,05 \text{ с}; \\ \beta &= 14,4 \cdot 10^{-6} \text{ м/(м}\cdot\text{К)}; \\ E &= 1,7 \cdot 10^4 \text{ кгс/мм}^2; \\ \mu &= 0,3; \quad b = 0,60; \quad c = 0,42. \end{aligned}$$

Видно, что резкое охлаждение имеет место лишь на тонком поверхностном слое металла. Термические напряжения становятся равными двухкратным пределам текучести примерно на расстоянии 0,2-0,4 мм от внешней поверхности трубы при продолжительности обмывки 0,2 с.

Очевидно, что вершины термоусталостных трещин за каждым циклом охлаждения приближаются к области меньших термических напряжений. Это, по всей вероятности, приводит к тому, что скорость распространения трещин со временем затухает и прирост их глубины за определенное количество теплосмен становится очень малым или прекращается. С таким выводом согласуются и приведенные в [3] данные.

Важной задачей является выявление водяной обмывки топочных экранов на механические показатели металла труб. С этой целью были вырезаны из работающих в СРЧ парогенератора П-49 опытных вставок образцы для определения следующих механических показателей:  $\sigma_b$  — предел прочности при растяжении;  $\sigma_{0,2}$  — условный предел текучести;  $\delta_5$  — относительное удли-



Фиг. 3.

Изменение температуры и осевого термического напряжения по глубине стенки трубы 32x6 мм из стали 12Х1МФ в цикле водяной обмывки 1,2 —  $\Delta t$ ; 3,4 —  $\sigma_x$ ; 1,3 —  $\tau = 0,1$  с; 2,4 —  $\tau = 0,2$  с.

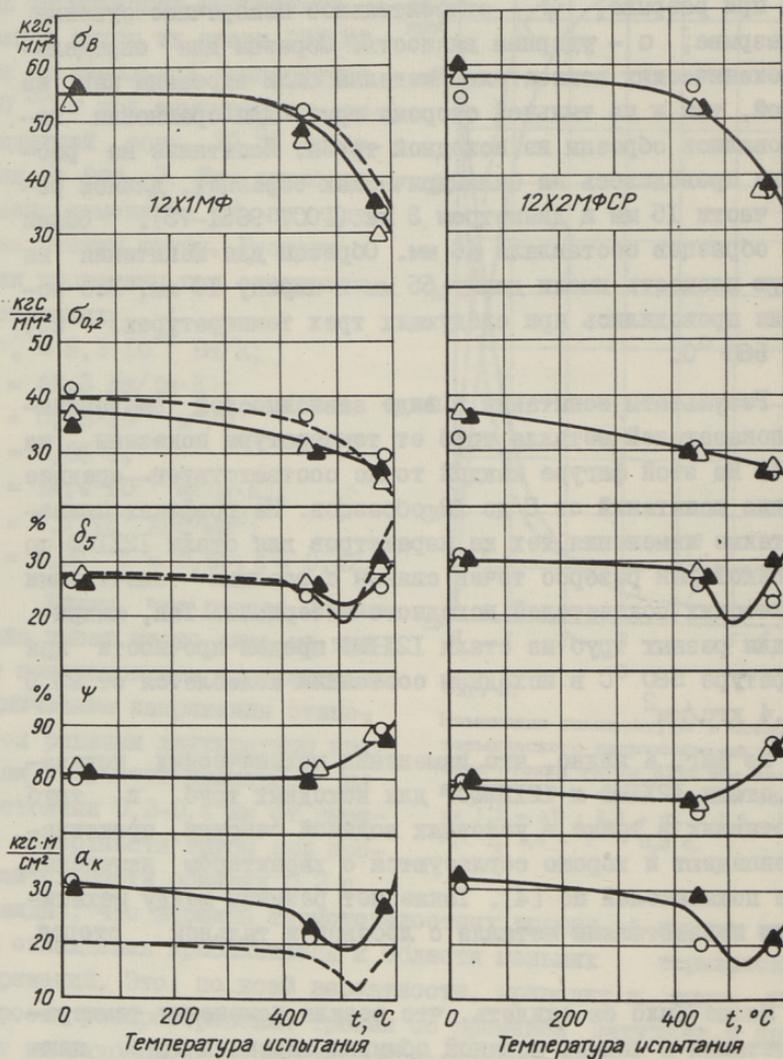
нение при разрыве,  $\psi$  — относительное поперечное сужение при разрыве;  $\alpha$  — ударная вязкость. Образцы для определения механических показателей металла были вырезаны как из лобовой, так и из тыльной стороны труб. Для сравнения использовались образцы из исходной трубы. Испитание на растяжение проводилось на цилиндрических образцах, длиной рабочей части 15 мм и диаметром 3 мм (ГОСТ 9651-73). Общая длина образцов составляла 46 мм. Образцы для испитания на ударную вязкость имели длину 55 мм и ширину 10 мм. Все испитания проводились при следующих трех температурах: 20, 445 и 580 °С.

Результаты испитаний в виде зависимостей механических показателей металла труб от температуры показаны на фиг. 4. На этой фигуре каждой точке соответствует среднее значение испитаний от 3 до 12 образцов. На графиках приведены также изменения тех же параметров для стали 12Х1МФ по [4]. Некоторый разброс точек связан с разными значениями механических показателей исходного материала. Так, например, для разных труб из стали 12Х1МФ предел прочности при температуре 580 °С в исходном состоянии колеблется от 25,5 до 38,4 кгс/мм<sup>2</sup>.

Из фиг. 4 видно, что изменения механических показателей стали 12Х1МФ и 12Х2МФСР для исходных труб и труб, отработавших в топке в условиях водяной очистки, практически совпадают и хорошо согласуются с характером изменения тех же показателей по [4]. Также нет разницы между механическими показателями металла с лобовой и тыльной сторон труб.

Можно было бы ожидать, что резкие изменения температуры металла в циклах водяной обмывки экранных труб наибольшим образом отражаются в результатах испитаний на ударную вязкость. Однако, как видно из представленных данных, и здесь нет существенных изменений по сравнению с исходным материалом.

Что касается влияния времени работы труб в топке парогенератора на их механические показатели (опытные вставки вырезались из топки через 4930 и 11550 ч работы), то они со временем заметным изменениям не подвергаются. Связано это, по-видимому, с относительно низкими температура-



Фиг. 4. Зависимость механических показателей сталей 12X1MΦ и 12X2MΦCP от температуры металла.  
 ○ - исходный материал; △ - лобовая сторона после  $\tau = 4930$  ч; ▲ - лобовая сторона после  $\tau = 11550$  ч; --- по [4].

ми труб. Влияние времени на изменение механических свойств металла появляется, как правило, при более высоких температурах.

Глубина износа экранных труб определялась по замерам фактической толщины стенки после 4930 и 11550 ч работы вставок в условиях водяной обмывки. Толщина стенки измерялась на отшлифованных торцах колец, которые вырезались из вставок через каждые 70 мм. Измерения проводились на универсальном микроскопе УИМ-21.

Глубиной износа принималась разница толщины стенки эталонного кольца исходной трубы и кольца, вырезанного из трубы после испытаний. При этом была учтена глубина коррозии с внутренней стороны трубы. Последняя определялась на основе замеренной толщины оксидной пленки на внутренней поверхности трубы [5].

Измеренные средние максимальные глубины износа экранных труб по длине вставки в трех направлениях приведены в таблице 3. В этой же таблице для характеристики температурного режима приведена и эквивалентная температура наружной поверхности трубы по условиям высокотемпературной коррозии. Суть последнего состоит в том, что в реальных условиях работы температура наружной поверхности трубы является переменной величиной, зависящей от режима работы парогенератора. Поскольку интенсивность высокотемпературной коррозии (износа) зависит от температуры по экспоненциальному закону, то средневзвешенная температура не может правильно охарактеризовать температурный режим труб. За эквивалентную температуру наружной поверхности трубы по условиям коррозии принята температура, при которой глубина коррозии металла за весь период работы с условиях переменной температуры равнялась бы глубине коррозии при эквивалентной температуре.

Если выразить глубину высокотемпературной коррозии металла в зависимости от температуры и времени по формуле

$$\ln \Delta s' = \ln(k_0 \rho_m^{-1}) - E(RT)^{-1} + (\gamma + \varepsilon T) \ln \tau, \quad (3)$$

то эквивалентную температуру можно найти из уравнения

Средние максимальные глубины износа экранных труб СР1 парогенератора П-49

Расположение опытной отавки	№ труб	Марка стали	Время работ, ч	Эквивалентная температура на наружной поверхности по коррозии $t_a, ^\circ\text{C}$	Глубина износа, мм		
					I	3	7
Фронтальная стена	72	I2X1MФ	4930	445	0,054	0,040	0,128
	73				0,053	0,137	0,054
	74				0,097	0,084	0,055
	72				0,139	0,056	0,119
	73				0,050	0,127	0,037
74	0,107	0,100	0,090				
Боковая стена	21	I2X1MФ	4930	478	0,197	0,106	0,153
	24				0,090	0,197	0,088
	25				0,052	0,051	0,075
	6				0,193	0,192	0,126
	9				0,051	0,075	0,083
19	0,155	—	0,045				
Боковая стена	21	I2X2MФСР	4930	487	0,074	0,063	0,048
	24				0,036	0,087	0,046
	25				0,081	0,121	0,058
	6				0,085	0,061	0,034
	9				0,087	0,076	0,092
19	0,058	0,070	0,128				

$$\sum_{i=1}^N \tau_i \frac{\gamma + \varepsilon T_i}{\gamma + \varepsilon T_3} \exp\left(\frac{E}{R} \frac{T_3 - T_i}{T_i T_3 (\gamma + \varepsilon T_3)}\right) - \sum_{i=1}^N \tau_i = 0, \quad (4)$$

где  $T_3$  - эквивалентная температура;  
 $T_i$  - температура металла в течение времени  $\tau_i$ ;  
 $\tau_i$  - время работы металла при температуре  $T_i$ ;  
 $N$  - количество диапазонов температурных интервалов;  
 $K_0$  - предэкспоненциальный множитель;  
 $E$  - кажущаяся энергия активации окисления металла;  
 $R$  - универсальная газовая постоянная;  
 $\rho_m$  - плотность металла;  
 $\gamma, \varepsilon$  - постоянные.

Глубина коррозии сталей I2X1MФ и I2X2MФСР в продуктах сгорания топлива под влиянием золы назаровского угля выражается следующими формулами:

сталь I2X1MФ

$$\ln \Delta s' = -0,83 - 43650 (RT)^{-1} + (-1,39 + 2,293 \cdot 10^{-3} T) \ln \tau; \quad (5)$$

сталь I2X2MФСР

$$\ln \Delta s' = -3,34 - 29480 (RT)^{-1} + (-1,26 + 2,185 \cdot 10^{-3} T) \ln \tau. \quad (6)$$

В формулах (5) и (6):  $T$  - температура, К;  $\tau$  - время, ч;  $R = 8,314$  кДж/(кмоль К).

В условиях водяной обмывки экранные трубы по окружности изнашиваются неравномерно. Максимальный износ имеет обычно место на лобовой стороне трубы. Учитывая неравномерность износа труб по окружности и по длине труб, критерием ее оценки было принято максимальное уменьшение толщины стенки с лобовой стороны труб.

В первом приближении глубину износа труб парогенераторов в условиях их периодической очистки в зависимости от времени можно рассматривать прямолинейной [6]. Основываясь на изложенном, глубина износа выражается формулой

$$\Delta s = c \tau. \quad (7)$$

В этой формуле величина  $c$  характеризует скорость износа труб при заданной температуре металла и частоте очистки.

Так как разные измерительные вставки в СРЧ работали в неодинаковых температурных условиях (таблица I), то при об-

работке данных измерений действительное время в формуле (7) было заменено эквивалентным временем, т.е. временем, позволяющим перевести данные измерений к одной и той же температуре металла по высокотемпературной коррозии (износа). Эквивалентное время выражается формулой:

$$\tau_0 = \exp\left(\frac{E}{R} \frac{1}{(\gamma + \varepsilon T_p) T_p}\right) \sum_{i=1}^N \tau_i \frac{\gamma + \varepsilon T_i}{\gamma + \varepsilon T_p} \exp\left(-\frac{E}{R} \frac{1}{(\gamma + \varepsilon T_i) T_i}\right), \quad (8)$$

где  $T_p$  обозначает расчетную температуру металла.

Обработка опытных данных показала, что при расчетной температуре 450 °С и при среднем периоде между очистками  $\tau_0 = 8,7$  ч (по условиям испытаний) величина  $c$  для труб из стали 12Х1МФ равна  $0,90 \cdot 10^{-5}$  мм/ч, а для труб из стали 12Х2МФСР —  $0,36 \cdot 10^{-5}$  мм/ч. Таким образом интенсивность износа экранных труб из стали 12Х1МФ в условиях водяной очистки топки выше, чем у труб из стали 12Х2МФСР. Объясняется это более высокой коррозионной стойкостью стали 12Х2МФСР в продуктах сгорания назаровского угля, а также возникновением на ее поверхности более прочной оксидной пленки.

Измеренная фактическая глубина износа экранных труб больше, чем рассчитанные по формулам (5) и (6) глубины высокотемпературной коррозии. Такой результат указывает на то, что периодическое воздействие воды на поверхность трубы вызывает ускорение процесса высокотемпературной коррозии металла, причиной которого является циклическое разрушение образующейся на поверхности металла оксидной пленки. Относительное ускоряющее действие очистки на износ труб можно характеризовать при помощи соотношения.

$$\mu = \frac{\Delta s}{\Delta s'} - 1, \quad (9)$$

где  $\Delta s$  — фактическая глубина износа;  
 $\Delta s'$  — глубина высокотемпературной коррозии.

Величина  $\mu$  показывает, во сколько раз глубина износа труб ускоряется по сравнению с минимально возможной. Последняя равна величине глубины высокотемпературной коррозии, т.е. глубине износа при отсутствии периодических разрушений оксидных пленок на трубах.

Величина  $\mu$  для экранных труб СРЧ парогенератора П-49 из стали 12Х1МФ при их 1332-кратной водяной обмывке и при температуре наружной поверхности 450 °С равна 24, а для труб из стали 12Х2МФСР при таких же условиях - 8. Несмотря на относительно высокие значения ускоряющего процесс износа фактора  $\mu$ , абсолютное значение глубины износа экранных труб из стали 12Х1МФ при этом в течение года (за 8760 часов работы) не превышает 0,08 мм, а для труб из стали 12Х2МФСР 0,032 мм.

Универсальной величиной, характеризующей действие очистительных сил на процесс износа труб поверхностей нагрева, парогенераторов, обусловленный периодическими разрушениями образующейся на них оксидной пленки, является степень разрушения оксидной пленки  $\xi$  [6, 7]. Она равна отношению глубины износа, вызванной действием очистительных сил на трубы к максимально возможной при полном снятии с поверхности металла оксидной пленки при каждом цикле очистки:

$$\xi = \frac{\Delta s'' - \Delta s'}{\Delta s'' - \Delta s'} \quad (10)$$

В формуле (10), кроме вышеприведенных величин,  $\Delta s''$  обозначает максимально возможную глубину износа при полном снятии оксидной пленки с поверхности металла в каждом цикле очистки, а  $\Delta s'' - \Delta s'$  означает максимально возможный износ, вызванный действием очистительных сил при полном снятии оксидной пленки с труб в каждом цикле очистки.

Величина  $\Delta s''$  при коррозии сталей в продуктах сгорания назаровского угля выражается формулами:

сталь 12Х1МФ

$$\ln \Delta s'' = -0,83 - 43650 (RT)^{-1} + [(-1,39 + 2,293 \cdot 10^{-3} T) - 5(2,39 - 2,293 \cdot 10^{-3} T)(e^{-0,20\tau_0} - 1)\tau_0^{-1}] \ln \tau_0 + \ln m; \quad (11)$$

сталь 12Х2МФСР

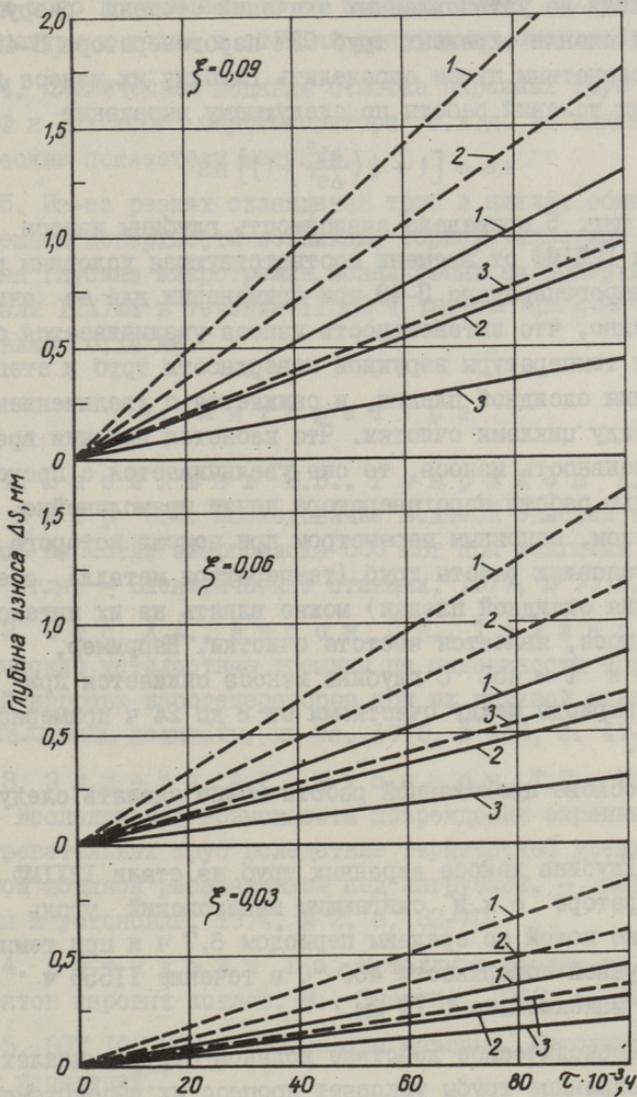
$$\ln \Delta s'' = -3,34 - 29480 (RT)^{-1} + [(-1,26 + 2,185 \cdot 10^{-3} T) - 5(2,26 - 2,185 \cdot 10^{-3} T)(e^{-0,20\tau_0} - 1)\tau_0^{-1}] \ln \tau_0 + \ln m, \quad (12)$$

где  $\tau_0$  - период между циклами очистки, ч;

$m = \tau / \tau_0$  - количество циклов очистки за время  $\tau$ .

Степень разрушения оксидной пленки  $\xi$  зависит, главным образом, от величины очистительной силы и сопротивляемости оксидной пленки силовому действию. При водяной очистке поверхностей нагрева парогенераторов  $\xi$  определяется, в основном, возникающими в оксидной пленке в циклах очистки термическими напряжениями. Если на оксидные пленки очистительные силы не действуют, или они являются слабыми, то степень разрушения оксидной пленки  $\xi = 0$ ; в противном случае, когда в каждом цикле очистки оксидная пленка от труб отделяется полностью, то  $\xi = 1$ . Обработка данных измерений показала, что степень разрушения оксидной пленки для труб из стали 12Х1МФ равна  $\xi = 0,065$ , а для труб из стали 12Х2МФСР -  $\xi = 0,030$ . Можно предполагать, что эти значения  $\xi$  являются максимальными, так как измерительные опытные вставки располагались в топке на одном и том же уровне с обмывочными аппаратами, т.е. на наиболее близком расстоянии от устья обмывочного сопла. Поскольку действие водяной струи на оксидную пленку трубы с увеличением расстояния от сопла уменьшается (см, например [7]), то можно предполагать, что степень разрушения оксидной пленки, и тем самым и интенсивность износа экранных труб в СРЧ, выше и ниже уровня расположения обмывочных аппаратов, должны быть несколько меньше полученных значений  $\Delta s$  и  $\xi$ .

Степень разрушения оксидных пленок экранных труб, работающих в условиях периодических водяных обмывок топки, низкая. Объясняется это относительно слабым действием водяной струи на трубы, так как даже самое близкое расстояние очищаемой поверхности от устья обмывочного сопла больше длины компактного участка струи. Кроме того, очевидно, что и образующиеся между циклами очистки на трубах золотые отложения также снижают  $\Delta t$  в оксидной пленке. Особенно низкие значения степени разрушения оксидных пленок для труб из стали 12Х2МФСР, расположенных на боковой стенке топки вызваны, по-видимому, более высокой сопротивляемостью образующихся на них оксидных пленок, а также тем, что они располагались под небольшими углами атаки струи.



Фиг. 5. Зависимость глубины износа труб из стали 12X1MΦ от времени.  
 1 -  $\tau_0 = 8$  МПа; 2 -  $\tau_0 = 12$  МПа; 3 -  $\tau_0 = 24$  МПа; — = 450°C;  
 - - - - = 500°C.

Исходя из установленных значений степени разрушения оксидной пленки экранных труб СРЧ парогенератора П-49, нетрудно расчетным путем определить глубину их износа для различных условий работы по следующему выражению

$$\Delta s = \left[ 1 + \xi \left( \frac{\Delta s''}{\Delta s'} - 1 \right) \right] \Delta s' \quad (13)$$

На фиг. 5 приведена зависимость глубины износа труб из стали 12Х1МФ от времени соответствующая условиям работы СРЧ парогенератора П-49 при применении для ее очистки воды. Видно, что интенсивность износа увеличивается с увеличением температуры наружной поверхности труб и степени разрушения оксидной пленки, и снижается с увеличением периода между циклами очистки. Что касается влияния времени на интенсивность износа, то она увеличивается с продолжительностью работы парогенератора почти прямолинейно. Таким образом, основным параметром при помощи которого в данных условиях работы труб (температура металла, степень разрушения оксидной пленки) можно влиять на их интенсивность износа, является частота очистки. Например, при  $\xi = 0,06$  и  $t = 450^\circ\text{C}$  глубина износа снижается при увеличении периода между очистками от 8 до 24 ч примерно в 3,5 раза.

На основе проделанной работы можно сделать следующие выводы:

1. Глубина износа экранных труб из стали 12Х1МФ в парогенераторе с.к.д сжигающим назаровский уголь при их очистке водой со средним периодом 8,7 ч и при температуре наружной поверхности  $450^\circ\text{C}$  в течение 11550 ч составляет максимально 0,10 мм.

2. Периодическое действие водяной струи в циклах очистки на экранные трубы ускоряет процесс их высокотемпературной коррозии. Максимальная степень разрушения оксидной пленки экранных труб из стали 12Х1МФ равна  $\xi = 0,065$ . Трубы из стали 12Х2МФСР более износостойкие по сравнению с трубами из стали 12Х1МФ.

3. При заданных условиях водяной обмывки глубина износа экранных труб зависит от периода между циклами очистки и температуры металла. Установленная обобщенная зависимость позволяет рассчитать интенсивность износа эк-

ранных труб в зависимости от периода между циклами очистки, температуры металла и степени разрушения оксидной пленки.

4. Циклическая водяная очистка экранных труб из сталей I2X1MФ и I2X2MФCP парогенератора с.к.д. не влияет на механические показатели металла.

5. Из-за резких охлаждений труб в циклах обмывки на их внешней поверхности возникают термоусталостные трещины. Средняя глубина микротрещин, возникающих на поверхности труб из стали I2X1MФ в течение II550 ч работы при 2349 теплосмен составляет 0,14 мм.

#### Л и т е р а т у р а

1. В а с и л ь е в В.В., Г а в р и л о в А.Ф., Ш н а й д е р В.К. Исследование водяной очистки топочных экранов на котле энергоблока 500 МВт при сжигании назаровского угля. - Электрические станции, 1977, № 7, с. 28-32.

2. О т с А.А., А н с о н П.И., Т а л л е р м о Х.И. Термические усталостные трещины на поверхности труб поверхностей нагрева парогенераторов при их водяной очистке. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1978, № 458, с. 47-57.

3. Э л л е р и А.Р., Д ж о н с о н Т.Р., Н ь ю т о н И.А. Исследование возможности повреждения экранных и пароперегревательных труб вследствие термической усталости, вызванной водяной расшлаковкой под нагрузкой. - Энергетические машины и установки, 1974, № 2, с. 62-70.

4. А н т и к а й н П.А. Металлы и расчет на прочность элементов паровых котлов. М., Энергия, 1968, с. 448.

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

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

7. О т с А.А., С у у р к у у с к Т.Н. Комбинированный метод очистки поверхностей нагрева парогенераторов. - Теплоэнергетика, 1976, № 10, с. 60-64.

A. Ots, H. Tallermo, E. Tomann,  
O. Mäeküla, R. Randmann,  
V. Schneider, V. Stoljarevski

Untersuchung der Metallstruktur und des Rohrverschleisses  
bei Brennkammerheizflächenreinigung mit Wasser des  
Dampferzeugers P-49 in Heizkraftwerk Nazarowo

Zusammenfassung

Im Artikel werden Angaben über Beeinflussung der Ober-  
schichten und mechanischen Eigenschaften des Metalls von  
Kesselrohren bei Wasserbespritzung gegeben.

Es wird eine Rechnungsmethode zur Ermittlung des Ver-  
schleisses von Kesselrohren vorgestellt.

А.В. Прикк, К.И. Ингерманн,  
Р.В. Тоуарт, Ю.А. Рундыгин

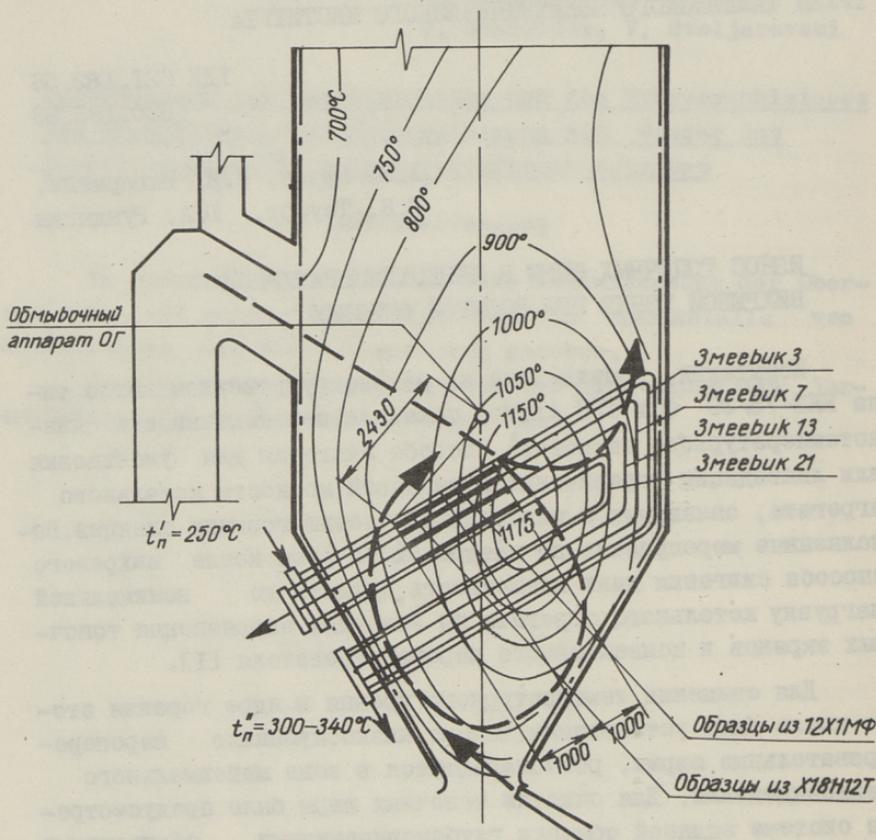
### ИЗНОС ТОПОЧНЫХ ШИРМ В НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ВИХРЕВОЙ ТОЧКЕ ПРИ ВОДЯНОЙ ОЧИСТКЕ

Испытания, проведенные на реконструированном котле типа БКЗ-75/39 Фсл ТЭЦ Ахтме, показали перспективность низкотемпературного вихревого способа сжигания для уменьшения или ликвидации ограничений в тепловой мощности котельного агрегата, связанных с минеральной частью горючих сланцев. Выполненные мероприятия по внедрению на этом котле вихревого способа сжигания дали возможность поднять до номинальной нагрузку котельного агрегата по условиям загрязнения топочных экранов и конвективного пароперегревателя [1].

Для снижения температурного уровня в ядре горения этого котла были установлены четыре низкоопущенные пароперегревательные ширмы, располагающиеся в зоне максимального тепловыделения. Для очистки топочных ширм была предусмотрена система водяной обмывки глубоководными облучочными аппаратами типа ОГ. Частота водяной обмывки составляла в среднем I раз в сутки.

В настоящей статье рассматриваются вопросы высокотемпературного износа (коррозии) труб низкоопущенных пароперегревательных ширм в условиях водяной обмывки. Для исследования высокотемпературного износа (коррозии) в ширмы были смонтированы змеевики с опытными коррозионными вставками из сталей I2XIMФ ( $\delta$  32x5 мм) и XI8H12T ( $\delta$  32x6 мм), а также специальные вставки для измерения температуры металла по ГОСТ 108.030.01-75. Общая длина опытных коррозионных вставок составляла 1000 мм для обеих испытываемых марок сталей.

Схема расположения низкоопущенных топочных ширм с коррозионными вставками в топке котла БКЗ-75-39 Фсл. представлена на фиг. 1.



Фиг. 1. Схема расположения низкоопущенных топочных ширм с коррозионными вставками в топке котла БКЗ-75-39Фсл.

На этой же фигуре нанесены также изотермы топочных газов в зоне расположения топочных ширм при средней паровой нагрузке котла 60 т/ч. Как видно, опытные змеевики размещались практически в ядре горения. Для образцов из стали 12Х1МФ средняя температура газов была порядка  $\sim 1175^\circ\text{C}$ , а для образцов из стали Х18Н12Т в пределах  $\sim 1050-1175^\circ\text{C}$ .

Температура пара на входе в основные ширмы составляла  $250^\circ\text{C}$ , на выходе из них  $300-340^\circ\text{C}$ . С целью повышения тем-

пературы стенки исследуемых образцов опытные змеевики питались паром из выходного коллектора основной ширмы (при температуре  $\sim 300-340$  °С), а выход пара из этих змеевиков осуществлялся в отдельный дополнительный коллектор.

Определение коррозионных потерь исследуемых образцов заключалось в измерении толщины стенки колец, вырезанных из опытных змеевиков до и после соответствующего периода работы котла. После вырезки контрольные кольца подвергались очистке от окалин по специальной методике РТМ 24.901.02-74. Толщина стенок вырезанных колец измерялась микрометром со сферическими наконечниками, с ценой деления 0,01 мм. Замеры производились в четырех плоскостях через каждые 45 °С; считая от вертикальной плоскости (итого 8 замеров). При этом искались места максимальных коррозионных потерь по длине колец.

Сводные данные по глубине износа приведены в таблице I. Поскольку длина опытных вставок составляла 1000 мм, то были проведены замеры контрольных колец, вырезанных из опытной вставки через каждые  $\sim 100$  мм. Это позволило выявить характер изменения глубины износа по длине труб (в зависимости от радиуса обмывки). В таблице I представлены пределы изменения средней по периметру трубы глубины износа и пределы максимальной глубины износа по длине опытных вставок.

Был выполнен также замер контрольных колец, вырезанных из основных ширм после работы их в котле соответственно 5031 и 15157 ч. Средняя температура металла этих трубок из стали 12Х1МФ составляла  $\sim 300-320$  °С.

Исследования, проведенные в ТПИ при паровой и водяной обдувке поверхностей нагрева парогенераторов, показали зависимость глубины высокотемпературного износа металла от радиуса паровой или водяной обдувки. Поскольку в данном случае точки замеров глубины износа по длине опытных вставок располагались на разном расстоянии от оси движения обмывочного аппарата, то была сделана попытка выявить зависимость показателей износа от радиуса действия водяной струи. Для этой цели была определена степень разрушения оксидной пленки по разработанной в ТПИ методике [2]. По этой методике глубина износа при паровой обдувке и водяной обмывке может быть определена по формуле

$$\Delta S = \Delta S' [1 + \xi(Bm^{1-n}-1)], \quad (I)$$

- где  $\Delta S$  - фактическая (замеренная) глубина износа при применении водной обмывки;  
 $\Delta S'$  - глубина высокотемпературной коррозии под стабильными золовыми отложениями;  
 $\xi$  - степень разрушения оксидной пленки;  
 $B$  - коэффициент, характеризующий влияние изменения коррозионной активности золовых отложений в циклах обмывки;  
 $m$  - число циклов обмывки;  
 $n$  - показатель степени окисления.

Глубина высокотемпературной коррозии сталей под стабильными золовыми отложениями определялась на основании установленных в ТПИ формул:

а) сталь I2XIMФ:

$$\ln \Delta S' = 4,09 - 8460T^{-1} + (0,753 - 0,293T \cdot 10^{-3}) \ln \tau \quad (2)$$

б) сталь XI8H12T:

$$\ln \Delta S' = 8,418 - 284T^{-1} + (-0,834 + 1,774T \cdot 10^{-3}) \ln \tau, \quad (3)$$

где  $T$  - температура металла, К;

$\tau$  - время испытания, ч.

Для определения множителя  $B$  были использованы следующие формулы:

а) сталь I2XIMФ:

$$\ln B = -2,19 + 2810T^{-1} + (0,353 - 0,29 \cdot 10^{-3}T) \ln \tau_0 \quad (4)$$

б) сталь XI8H12T:

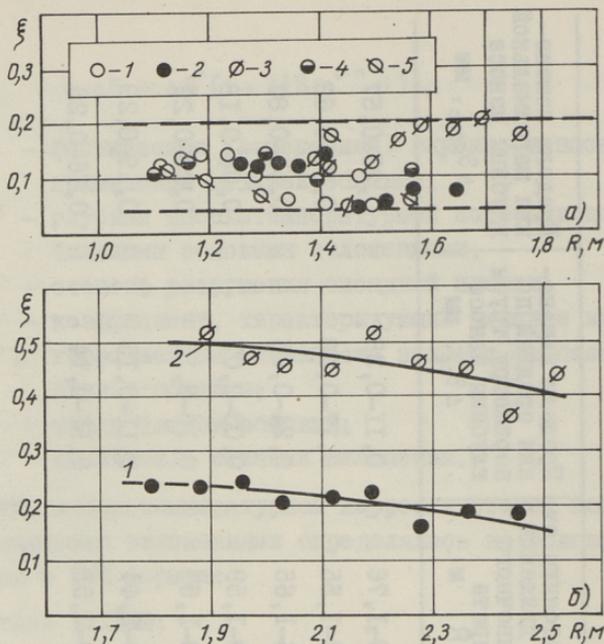
$$\ln B = 8,758 - 6446T^{-1} + (1,584 - 1,774 \cdot 10^{-3}T) \ln \tau_0. \quad (5)$$

В этих формулах  $\tau_0$  - период между очередными водяными обмывками. Формула (4) заимствована из [3], формула (5) получена на основе приведенных в [3] формул по определению  $\Delta S'$  и  $\Delta S''$ .

Расчеты по определению степени разрушения оксидной пленки велись как по средним по периметру труб значениям глубины износа, так и по максимальной глубине износа рассматриваемого контрольного кольца. На фиг. 2 приведены за-

Средняя глубина износа опытных вставок топочных ширм котла БКЗ-75-39 ФЛ  
в условиях водяной обмывки

Марка стали	№ опыт-ного зме-евика	Время работы $t$ , ч	Средняя температура тура металла $t_{cp}$ , °C	Число водяных обмывок $m$	Расстояние от оси движения обмывочного аппарата $R$ , м	Пределы изменения средней по периметру труб глубины износа $\Delta S_{cp}$ , мм	Пределы измене-ния максимальной глубины износа $\Delta S_{max}$ , мм
I2XIMΦ	I3	2160	440-454	I75	I, 39-I, 76	0, II-0, 38	0, 23-0, 57
I2XIMΦ	3	8554	410-420	415	I, I2-I, 55	0, I7-0, 38	0, 37-0, 62
I2XIMΦ	7	8554	440-454	415	I, 26-I, 65	0, 24-0, 48	0, 51-0, 87
I2XIMΦ	3	5031	300-320	236	I, IO-I, 59	0, 03-0, 07	0, 08-0, I8
I2XIMΦ	3	I5157	300-320	600	I, IO-I, 59	0, IO-0, I5	0, 20-0, 29
XI8H12T	7	8554	455-469	415	I, 79-2, 44	0, II-0, I5	0, I9-0, 29
XI8H12T	I3	2160	455-469	I75	I, 89-2, 51	0, II-0, I4	0, I6-0, 25



Фиг. 2. Зависимость степени разрушения оксидной пленки от радиуса водяной обмывки.

а) сталь 12X1MΦ, 1 - змеевик № 3,  $t_{cp} = 410 - 420^{\circ}\text{C}$ ,  $m = 415$ ; 2 - змеевик № 7,  $t_{cp} = 440-454^{\circ}\text{C}$ ,  $m = 415$ ; 3 - змеевик № 13,  $t_{cp} = 440-454^{\circ}\text{C}$ ,  $m = 175$ ; 4 - змеевик № 3,  $t_{cp} \sim 320^{\circ}\text{C}$ ,  $m = 600$ ; 5 - змеевик № 3,  $t_{cp} \sim 320^{\circ}\text{C}$ ,  $m = 236$ ; б) сталь X18H12T, 1 - змеевик № 7,  $t_{cp} = 455-469^{\circ}\text{C}$ ,  $m = 415$ ; 2 - змеевик № 13,  $t_{cp} = 455-469^{\circ}\text{C}$ ,  $m = 175$ .

в зависимости степени разрушения оксидной пленки, рассчитанной по средней глубине износа сталей 12X1MΦ и X18H12T, от радиуса обмывки. Для стали 12X1MΦ явной зависимости  $\xi$  от радиуса обмывки не выявилось. Значения степени разрушения оксидной пленки стали 12X1MΦ находились в пределах 0,05 - 0,2, а при расчете по максимальным глубинам износа - в пределах 0,12-0,32. При этом разброс точек  $\xi$ , подсчитанных по максимальным глубинам износа, заметно больше, чем по средним по периметру трубы глубинам износа. Значения  $\xi$  по максимальным глубинам износа в 1,5-1,7 раза выше значений  $\xi$ , определенных по средним по периметру трубы глубинам износа.

Неожиданным является то, что данные по глубине износа труб отдельных змеевиков из стали X18H12T заметно различались, соответственно различаются также значения  $\xi$ , под-

считанные по этим данным. При этом значения  $\xi$  по максимальным глубинам износа в 1,65–1,7 раза выше значений  $\xi$ , определенных по средним по периметру трубы глубинам износа.

Как было сказано выше, топочные ширмы располагались в зоне горения, где по длине вихря (факела) (см. фиг. 1) происходит непрерывное изменение физико-химических характеристик оседающих на трубы ширм частиц золы, а также таких параметров, как температура газов, концентрация кислорода, дисперсность золы и т.д. Вследствие этого ширмы загрязняются неравномерно [4]. Опытные вставки из стали Х18Н12Т находились в зоне неравномерного загрязнения, ближе к восходящей части вихря в то время как вставки из 12Х1МФ загрязнялись более равномерно в опускающейся части вихря. Вставки из стали Х18Н12Т претерпевали также более интенсивное абразивное воздействие струи из амбразур. Очевидно этими факторами объясняется неравномерный износ отдельных труб топочных ширм. Свою роль играет, несомненно, и нарушение рихтовки труб в ширме.

Значение степени разрушения оксидной пленки стали Х18Н12Т значительно выше, чем у стали 12Х1МФ. При этом при расчете ее по максимальным глубинам износа значения  $\xi$  доходили до 1,20. Это свидетельствует о сложном характере разрушения металла труб в данном случае, так как теоретически должно быть  $\xi \leq 1$ . Возможно, что свою роль в этом играет то, что формулы по определению  $\xi$  были установлены в ТИИ при лабораторном испытании образцов сталей в присутствии золы из-под электрофильтров, а в данном случае, так как ширмы располагались в ядре горения, коррозионная активность натрубных отложений может быть значительно выше. Это предположение косвенно подтверждается химическим и рентгенофазовым анализом проб натрубных отложений, взятых с топочных ширм. Химические анализы подтверждают наличие в подслое натрубных отложений заметного количества  $K_2O$  и  $Cl$ . На рентгенограммах имелись довольно сильные линии  $KCl$ , что имеет значительную коррозионную активность. Из других соединений, содержащихся в отложениях и обнаруженных на рентгенограммах, необходимо отметить наличие  $K_2SO_4$ ,  $CaSO_4$ ,  $\alpha-SiO_2$ ,  $Fe_2O_3$ ,  $3CaO \cdot 2SiO_2 \cdot 3H_2O$ ,  $K_2Ca_2(SO_4)_2$  и  $CaCO_3$ . В пробах подслоя отложений было обнаружено также наличие сульфидной

серы, особенно в зоне расположения вставок из стали Х18Н12Т. На рентгенограммах сульфидная сера обнаруживается в виде FeS. Это указывает на возможность протекания под слоем отложений реакций сульфидной коррозии металла.

В заключение необходимо отметить, что установленные в результате этих испытаний глубины высокотемпературного износа металла топочных ширм в условиях применения водяной обмывки значительно превышают соответствующие результаты ранее проведенных работ (в условиях паровой обдувки или водяной обмывки ширм).

Результаты настоящих испытаний следует рассматривать как первые результаты по исследованию износа низкоопущенных топочных ширм, используемых впервые в СССР. Исследования этих вопросов должны быть продолжены. Это необходимо как с целью накопления новых данных по износу топочных ширм, так и с целью уточнения механизма разрушения (износа) металла в этих условиях. С учетом установленных максимальных глубин износа металла можно рекомендовать в качестве предварительных данных для прогноза глубины износа топочных ширм в условиях водяной обмывки следующие значения степени разрушения оксидной пленки: для стали 12Х1МФ - 0,22-0,25, а для стали Х18Н12Т - 0,6-0,65. Эти данные справедливы при умеренном удалении ширм от оси движения обмывочного аппарата (более 1 м для стали 12Х1МФ и более 1,5 м для стали Х18Н12Т).

#### Л и т е р а т у р а

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

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

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

4. Отс А.А., Прикк А.В., Арро Х.Х., Рундигин Ю.А., Конович М.Н. Исследование превращения минеральной части сланцев при вихревом сжигании. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1977, № 416, с. 79-84.

A. Prikk, K. Ingermann,  
R. Touart, Y. Rundygin

Wastage of Screen-Superheater Tubes in the Low-Temperature Vortical Furnace by Water Soot-Blowing

Summary

The investigation results of boiler tube wastage of the 12X1MФ and X18H12T steels in the lowered platen superheater have been given in the present paper. On the basis of the experimental data the destruction factor of oxide layer has been derived.



А.М. Кулль, А.А. Отс, Х.И. Таллермо  
Т.Н. Сууркууск, Р.Э. Рандманн

ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКОГО ДАВЛЕНИЯ ПО ОСИ  
ПАРОВОЙ СТРУИ, РАСПРОСТРАНЯЮЩЕЙСЯ  
В ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ГАЗОВОЙ СРЕДЕ

В настоящее время самым распространенным методом очистки поверхностей нагрева парогенераторов от золовых отложений является паровая обдувка. От силового воздействия паровой струи, вытекающей из сопла обдувочного аппарата, зависит эффективность очистки, а также скорость высокотемпературной коррозии труб [1]. До сих пор сведений об особенностях распространения паровой струи в высокотемпературной газовой среде (600–800 °С и выше) очень мало и в недостаточной мере разработаны инженерные методы расчета динамического напора в струе, необходимые для проектирования и выбора сопловой системы обдувочных аппаратов, а также при расчете интенсивности износа труб поверхности нагрева в условиях паровой обдувки. Имеющиеся в настоящее время формулы расчета динамического напора в паровой неизотермической струе получены, как правило, в результате исследования и распространения в относительно низкотемпературной газовой (воздушной) среде (до 250 °С [3, 4]) или применяются формулы, выведенные для затопленных воздушных струй [2].

В настоящей статье приводятся некоторые результаты исследования о распространении паровых струй в высокотемпературной среде продуктов сгорания твердого топлива, то есть в условиях, близких к реальным условиям развития паровой струи обдувочного аппарата при обдувке пароперегревателей.

Экспериментальные исследования проводились в опускном газоходе парогенератора ТП-17 Прибалтийской ГРЭС, ра-

ботающего на эстонском сланце. В этот газоход было установлено опытное обдувочное устройство со сменяющимися соплами круглого сечения. Ось струи, вытекающей из сопла, совпала с направлением движения газового потока. Температура газового потока была 700...800 °С, его скорость 6...8 м/с, разрежение в газоходe 250...300 Па.

В исследованиях были использованы укороченные сопла Лаваля со следующими диаметрами минимального и выходного сечения: 10/16, 16/22, 20/25,5 и 25/31 мм. Все сопла имели одинаковый угол раскрытия расширяющейся части — 14°, одинаковую общую длину — 40 мм. Длина расширяющейся части сопла составляла 35...36 мм. Такие геометрические характеристики сопел подобраны согласно конструкциям сопел, используемых заводами, изготовляющими обдувочные оборудования. Опыты проводились при разных давлениях перед соплом в пределах 0,39...2,06 МПа (4...21 кгс/см<sup>2</sup>) как с перегретым (370...400 °С), так и с насыщенным паром, поступающим в сопло. Измерение полного и статического давления, а также температуры в струе производилось по одному диаметру струи с шагом 15 мм в трех поперечных сечениях. Расстояния плоскостей измерения от выходного сечения сопла подбирались 545, 1130 и 1760 мм, согласно местоположению измерительных отверстий в обмуровке газохода. Таким образом, изучению подвергался основной участок струи и результаты обработки экспериментальных данных не могут экстраполироваться на начальный участок струи ближе чем 0,5 м от выходного среза сопла.

Динамический напор рассчитывался как разность полного и статического давления. Последние измерялись с помощью пневмометрических насадок конструкции ЦАГИ [7], выведенных на U-образные дифманометры. Для измерения температур был изготовлен специальный зонд торможения, показания которого записывались на ленте потенциометра ЭПН-09М2 (гр. ХА).

При изучении распространения затопленных струй часто делается допущение, что статическое давление в основном участке струи равно давлению окружающей среды и динамическое давление тем самым будет равным полному давлению [3, 5 и др.]. Однако непосредственные измерения статического

давления в указанных сечениях сверхкритической струи не подтверждали такого допущения. Оказалось, что в струе давление может быть ниже, чем давление окружающей среды. В поперечном сечении разрежение имеет максимальное значение на оси, причем по оси струи разрежение уменьшается с удалением от выходного среза сопла, приравнявшегося нулю на некотором расстоянии. Глубина вакуума на оси струи, а также его протяженность вдоль оси зависят от давления перед соплом и от диаметра сопла. С увеличением диаметра и начального давления пара разрежение во сходственных точках струи возрастает. Однако не было обнаружено влияния состояния пара на разрежение — одинаковое разрежение в струе получилось как в опытах с перегретым, так и с насыщенным паром перед соплом. Наибольшее измеренное нами разрежение на оси струи было приблизительно 4400 Па (450 мм вод.ст.).

Нерасчетный режим истечения пара из сопла заданной геометрии может происходить, когда давление перед соплом отличается от расчетного значения. Причем, при больших начальных давлениях наблюдается недорасширение пара, когда давление в расширяющейся части сопла не достигает давления окружающей среды ( $p_1 > p_{окр}$ ) и пар продолжает расширяться за выходным срезом. При небольших давлениях перед соплом, наоборот, пар перерасширяется в сопле и давление в выходном сечении будет ниже давления окружающей среды ( $p_1 < p_{окр}$ ).

Для того, чтобы определить давление в выходном сечении сопла и тем самым судить о степени нерасчетности

$p_1/p_{окр}$ , была составлена газодинамическая функция  $q_f = q_f(\pi)$ , где  $q_f$  — приведенный расход,  $\pi = p/p_0$  — относительное давление. Функция  $q_f = q_f(\pi)$  была рассчитана как для перегретого, так и для насыщенного пара на основании крупномасштабной  $i-s$  диаграммы водяного пара, имея в виду, что

$$q_f = \frac{d_0^2}{d^2} = \frac{c p}{c_* p_*} = \frac{\rho \sqrt{i_0 - i}}{\rho_* \sqrt{i_0 - i_*}}$$

где  $p$ ,  $\rho$ ,  $c$ ,  $i$  — соответственно давление, плотность, скорость и энтальпия в произвольном сечении (диаметр  $d$ );

$p_*, \rho_*, c_*, i_*$  - критические значения тех же параметров в узком сечении (диаметр  $d_0$ );

$p_0, \rho_0, i_0$  - соответственно давление, плотность и энтальпия перед соплом.

Аналогично была составлена функция  $\varepsilon = \varepsilon(q)$ , где  $\varepsilon = p/p_0$ .

Результаты измерения давлений на оси струи обрабатывались в безразмерных координатах

$$H_0^{ocu} / H_0 = F(x/d'_1) \quad (I)$$

$H_0^{ocu}$  - динамическое давление на оси струи, Па;

$H_0$  - динамический напор на выход из сопла, рассчитанный из условия изэнтропийного расширения пара от параметров перед соплом до давления окружающей среды ( $p_{окр}$ );

$x$  - расстояние от выходного среза, мм;

$d'_1$  - диаметр условного выходного сечения сопла, соответствующий расширению пара в сопле до  $p_{окр}$ , мм.  $d'_1$  можно определить по кривой функции  $q = q(\pi)$  при  $\pi = \pi_{окр} = p_{окр}/p_0$ , принимая  $p_{окр} \approx 0,1$  МПа.

Очевидно, что при перерасширении пара в сопле  $d'_1 < d_1$  в случае недорасширения  $d'_1 > d_1$  ( $d_1$  - диаметр выходного среза сопла).

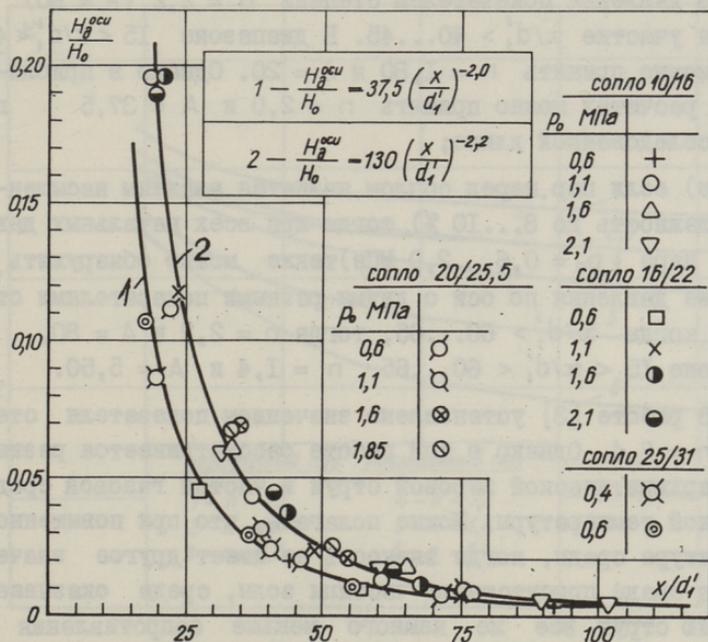
На фиг. 1 приводятся экспериментальные данные для перегретого пара перед соплом в указанных координатах (I) и на фиг. 2 - данные опытов с насыщенным паром. Как видно, подбор указанных осей координат оказался весьма удачным, а разброс точек получился значительно меньше, чем в других относительных координатах (в частности, отложить безразмерный динамический напор в зависимости от  $x/d_1$  или  $x/d_0$ ).

Уравнения, описывающие падение динамического напора вдоль оси струи, искались в форме

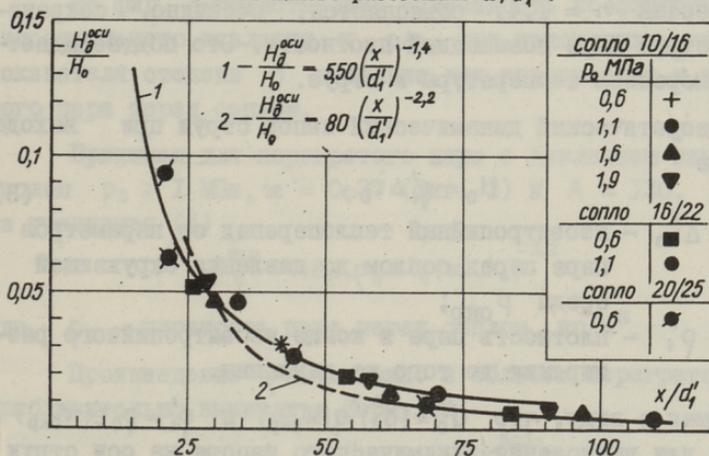
$$\frac{H_0^{ocu}}{H_0} = A \left( \frac{x}{d'_1} \right)^{-n} \quad (2)$$

Значения показателя степени  $n$  и множителя  $A$  можно установить, представляя опытные данные в логарифмических координатах. Были установлены следующие значения:

а) в случае перегретого пара с давлением 1,0 ... 2,1 МПа перед соплом  $n = 2,2$ ;  $A = 130$  для всего исследуемого участка струи  $x/d'_1 > 15$ ;



Фиг. 1. Зависимость относительного динамического напора на оси струи перегретого пара от относительного расстояния  $x/d'_1$ .



Фиг. 2. Зависимость относительного динамического напора на оси струи насыщенного пара от относительного расстояния  $x/d'_1$ .

б) когда давление перед соплом 0,6 МПа или 0,4 МПа (опыты только с соплом 25/31) наблюдается снижение динамического давления показателем степени  $n = 2,2$  ( $A = 80$ ) лишь на участке  $x/d'_1 > 40 \dots 45$ . В диапазоне  $15 < x/d'_1 < 40 \dots 45$  можно принять  $n = 1,80$  и  $A = 20$ . Однако в приближенных расчетах можно принять  $n = 2,0$  и  $A = 37,5$  по всей исследованной длине;

в) если пар перед соплом является влажным насыщенным (влажность до 8...10 %), тогда при всех начальных давлениях пара ( $p_0 = 0,6 \dots 2,0$  МПа) также можно обнаружить снижение давления по оси с двумя разными показателями степени — когда  $x/d'_1 > 60 \dots 65$ , тогда  $n = 2,2$  и  $A = 80$ , в диапазоне  $15 < x/d'_1 < 60 \dots 65$   $n = 1,4$  и  $A = 5,50$ .

В работе [3] установлено значением показателя степени  $n = 2,4$ . Однако в той работе рассматривается развитие сверхкритической паровой струи в чистой газовой среде умеренной температуры. Можно полагать, что при повышенной температуре среды, когда вязкость ее имеет другое значение и в среде присутствуют частицы золи, среда оказывает развитию струи все же немного меньше сопротивления и динамическое давление по оси струи падает более медленно. Наличие участка струи насыщенного пара, имеющего показатель степени  $n = 1,4$ , объясняется, очевидно, сохранением в струе ядра повышенной плотности. Это подтверждается и измерением температуры в струе.

Теоретический динамический напор струи при выходе из сопла

$$H_0 = \rho'_1 \Delta i_0, \quad (3)$$

где  $\Delta i_0$  — изоэнтروпийный теплоперепад от параметров пара перед соплом до давления окружающей среды  $P_{\text{окр}}$ ;

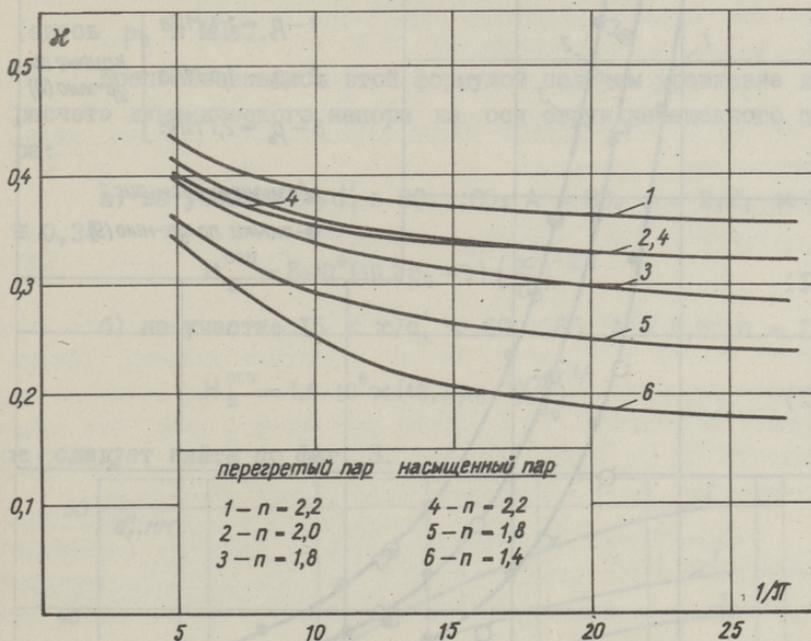
$\rho'_1$  — плотность пара в конце изоэнтропийного расширения до того же давления.

Имея в виду, что  $d_0^2 = (d'_1)^2 q(\pi_{\text{окр}})$  и  $\rho'_1 = \rho_0 \varepsilon(\pi_{\text{окр}})$  получим для вычисления динамического напора на оси струи

$$H_0^{\text{осу}} = A \varepsilon \rho_0 \Delta i_0 \left(\frac{x}{d_0}\right)^{-n}, \quad (4)$$

где

$$\alpha = \frac{\xi(\pi_{\text{окр}})}{[q(\pi_{\text{окр}})]^{1/2}} \quad (5)$$



Фиг. 3. Зависимость коэффициента  $\alpha$  от относительного давления  $\pi = p/p_0$ .

На фиг. 3 представлена зависимость коэффициента  $\alpha$  от относительного давления  $\pi = p/p_0$  при некоторых значениях показателя степени  $n$  отдельно для перегретого и насыщенного пара перед соплом.

Принимая для перегретого пара с давлением пара перед соплом  $p_0 \geq 1$  МПа,  $\alpha = 0,37$  (фиг. 3) и  $A = 130$ , получим из уравнения (4)

$$N_D^{\text{ocu}} = 48,1 \rho_0 \Delta i_0 (\alpha/d_0)^{-2,2} \quad (6)$$

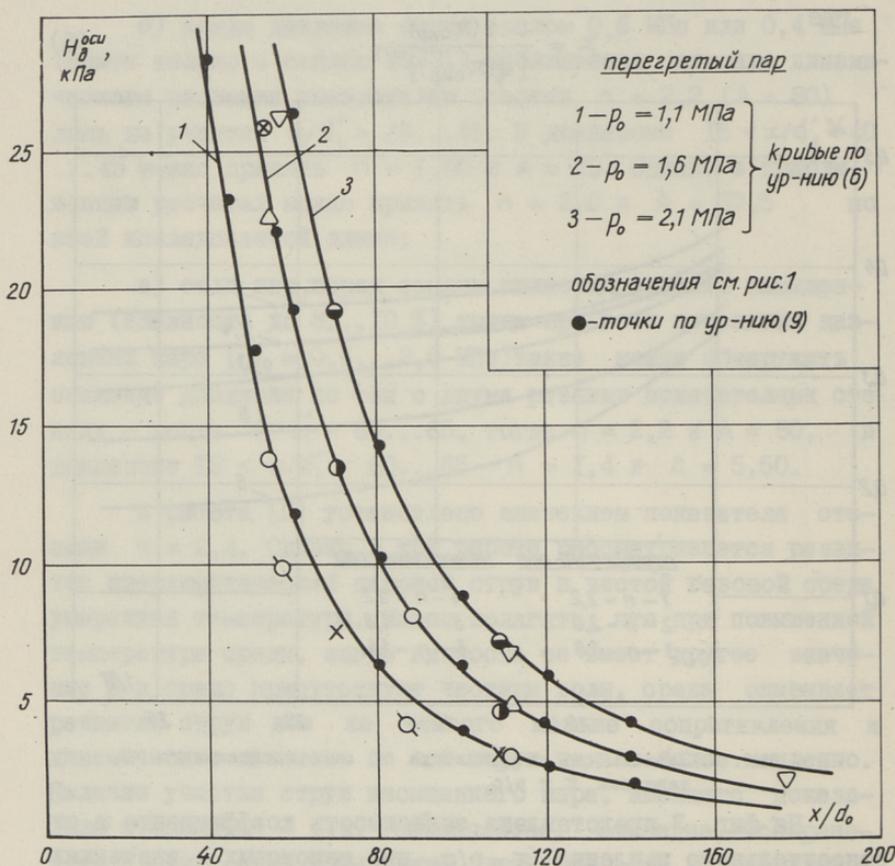
где  $\rho_0$  - плотность пара перед соплом,  $\text{кг/м}^3$ ,

Произведение  $\rho \Delta i_0$  можно в области перегретого пара приблизительно вычислить формулой

$$\rho_0 \Delta i_0 = \frac{\kappa}{\kappa-1} p_0 (1 - \pi^{\frac{\kappa-1}{\kappa}}) \quad (7)$$

Воспользовавшись последней формулой, получим

$$N_D^{\text{ocu}} \approx 200 \rho_0 (1 - \pi_{\text{окр}}^{0,25}) \left(\frac{\alpha}{d_0}\right)^{-2,2} \quad (8)$$



Фиг. 4. Динамический напор на оси струи перегретого пара в зависимости от относительного расстояния  $x/d_0$ .

Принимая  $p_{\text{окр}} = 0,1$  МПа, получим окончательно

$$H_0^{\text{ocu}} \approx 200 p_0 \cdot 10^6 (1 - 0,56 p_0^{-0,25}) \left(\frac{x}{d_0}\right)^{-2,2}. \quad (9)$$

В последнем уравнении  $p_0$  в МПа и  $H_0^{\text{ocu}}$  в Па.

На фиг. 4 представляются кривые  $H_0^{\text{ocu}}$ , рассчитанные по уравнениям (6) и (9) для сопла 10/16 мм. Как видно, опытные данные хорошо укладываются на эти кривые. Для других испытанных сопел получается такое же удачное совпадение.

В рассматриваемой области насыщенного пара, когда  $p_0 > 0,7 \dots 0,8$  МПа, можно с помощью  $i-s$  диаграммы вывести для произведения  $\rho_0 \Delta i_0$  приближенную формулу:

$$\rho_0 \Delta i_0 \cong 2,93 \cdot 10^5 (10,2 p_0 - 3), \text{ Па} \quad (\text{I0})$$

(здесь  $p_0$  в МПа).

Воспользовавшись этой формулой получим уравнение для расчета динамического напора на оси струи насыщенного пара:

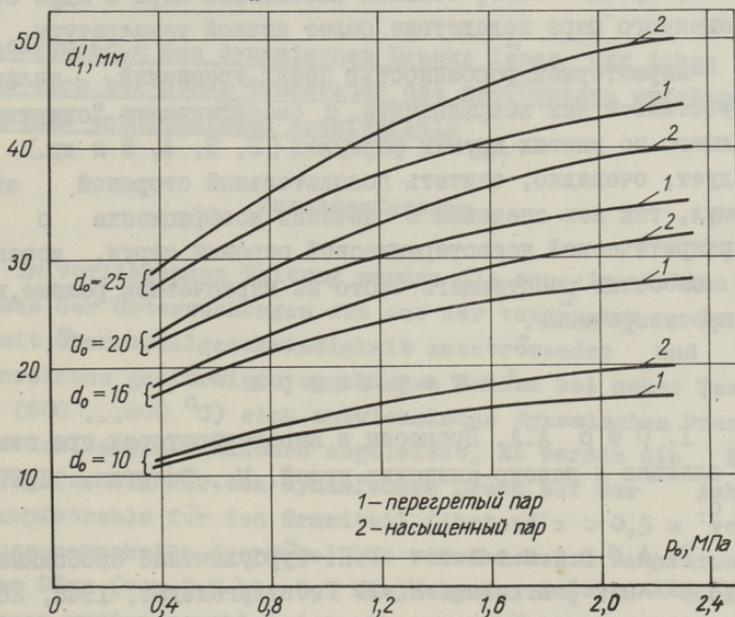
а) на участке  $x/d'_1 > 60 \dots 65$ ;  $A = 80$ ,  $n = 2,2$ ,  $\varkappa \cong 0,34$

$$H_0^{\text{ocu}} = 8 \cdot 10^6 (10,2 p_0 - 3) \left(\frac{x}{d_0}\right)^{-2,2} \quad (\text{II})$$

б) на участке  $15 < x/d'_1 < 60 \dots 65$ ,  $A = 5,5$ ,  $n = 1,4$

$$H_0^{\text{ocu}} = 1,6 \cdot 10^6 \varkappa (10,2 p_0 - 3) \left(\frac{x}{d_0}\right)^{-1,4} \quad (\text{I2})$$

$\varkappa$  следует найти по фиг. 3.



Фиг. 5. Связь между диаметром сопла  $d_0$  и условным выходным диаметром сопла  $d'_1$  в зависимости от давления перед соплом.

Использование уравнений (II) и (I2) связано с установлением предела по  $x/d'_1$ . Однако эти пределы можно заменить пределами по  $x/d_0$ . На фиг. 5 приводится зависимость между  $d'_1$  и  $p_0$  для сопел разного диаметра узкого сечения  $d_0$

Для расчета статического давления на оси струи ( $x/d_1' > 15$ ) удалось вывести уравнение (как для перегретого, так и для насыщенного пара перед соплом)

$$H_{cm}^{ocu} / H_0 = -1,55 \left( \frac{x}{d_1'} \right)^{-1,70}. \quad (13)$$

В частном случае, когда перед соплом имеется перегретый пар с давлением  $p_0 = 1,0 \dots 2,1$  МПа ( $A = 130$ ,  $n = 2,2$ ) из последнего уравнения получим

$$H_{cm}^{ocu} / H_0^{ocu} = -0,0120 \sqrt{x/d_1'}. \quad (14)$$

Заключение. Сравнение струй разных по состоянию пара перед соплом показывает, что на некотором участке динамическое давление по оси струй насыщенного пара перед соплом падает медленнее, чем в струях перегретого пара. Это объясняется, прежде всего, большей плотностью пара в ядре струй насыщенного пара вследствие более низкой температуры.

Характерной особенностью наших уравнений является отсутствие в них коэффициента  $\sigma$  (коэффициента "структуры"), имеющего во многих других формулах [2, 3, 4, 5 и др.]. Это следует, очевидно, считать положительной стороной этих формул, так как сведения о значении коэффициента  $\sigma$  для сверхкритической неизотермической паровой струи, истекающей из сопла работающего часто на нерасчетном режиме, весьма противоречивые.

#### Л и т е р а т у р а

1. О т с А.А. Процессы в парогенераторах при сжигании сланцев и канско-ачинских углей. М., Энергия, 1977, 312 с.
2. А б р а м о в и ч Г.Н. Турбулентные свободные струи жидкостей и газов. М.-Л. Госэнергоиздат, 1948, 288 с.
3. Д у б о в с к и й И.Е., П е с е л е в М.П. Исследование и расчет сопловых устройств обдувочных аппаратов. - Энергомашиностроение, 1973, № 10, с. 39-42.
4. Д у б о в с к и й И.Е., П е с е л е в М.П. Усовершенствование очистки поверхностей нагрева парогенераторов обдувочными аппаратами. - Теплоэнергетика, 1976, № 10, с.64-68.

5. Б е л и н Ф.Т., Ш а п и р о С.Я. Экспериментальное исследование свободных турбулентных струй перегретого пара. - Теплоэнергетика, 1964, № 5, с. 35-38.

6. П у т и л о в М.И. Экспериментальное исследование струи перегретого водяного пара большой скорости. - Изв. высших учебных заведений. Энергетика, Минск, 1968, № 3, с. 57-64.

7. Промышленная аэродинамика. - Сб. трудов ЦАГИ, вып. 19. Измерение воздушных потоков. М., Оборонгиз, 1960. 128 с.

A. Kull, A. Ots, H. Tallermo,  
T. Suurkuusk, R. Randmann

Untersuchung des dynamischen Drucks längs der Achse  
des sich bei hoher Temperatur des gasförmigen umgebenden  
Mediums entwickelnden Dampfstrahls

Zusammenfassung

Im vorliegenden Beitrag werden die experimentellen Ergebnisse der Untersuchungen des aus der verkürzten Laval-Düse mit Überschallgeschwindigkeit ausströmenden und im aschenreichen gasförmigen umgebenden Medium bei hoher Temperatur (600 ... 800 °C) sich entwickelnden dynamischen Drucks längs der Dampfstrahlachse abgeleitet. Es werden die Berechnungsformeln für den dynamischen Druck auf der Achse des Dampfstrahls für den Grundteil (Abstand  $x > 0,5$  m vom Ausflussquerschnitt der Düse) bei verschiedenem Dampfdruck vor der Düse (von 0,6 bis 2,1 MPa) abgeleitet. Die Untersuchungen wurden sowohl bei trockenem gesättigtem Dampf als auch Heissdampf durchgeführt. Es werden auch Angaben über das Vakuum im Dampfstrahl angeführt.



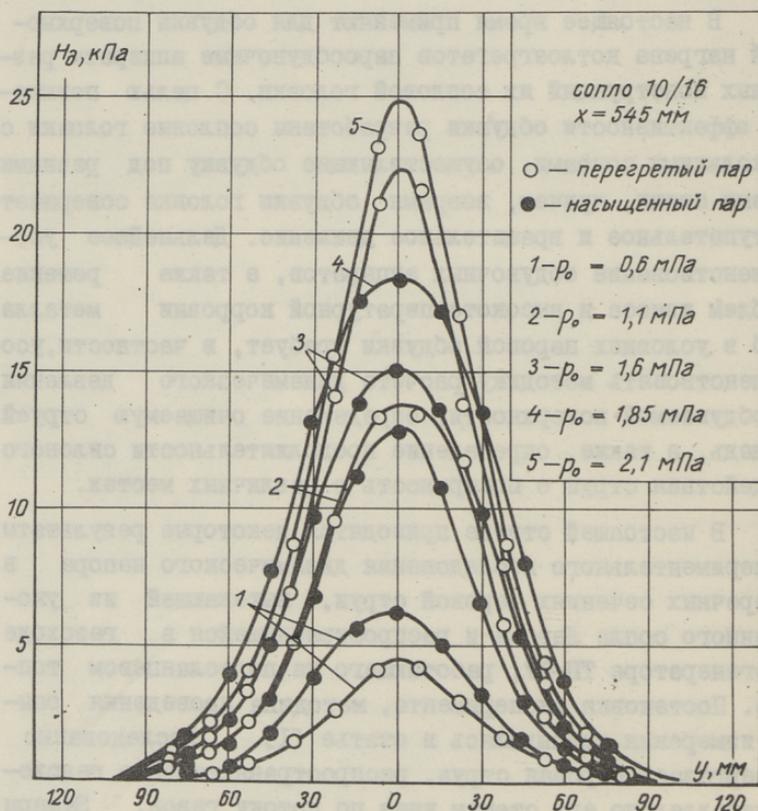
О ДИНАМИЧЕСКОМ ДАВЛЕНИИ В ПАРОВОЙ СТРУЕ,  
РАСПРОСТРАНЯЮЩЕЙСЯ В ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ  
ГАЗОВОЙ СРЕДЕ

В настоящее время применяют для обдувки поверхностей нагрева котлоагрегатов парообдувочные аппараты различных конструкций их сопловой головки. С целью повышения эффективности обдувки разработаны сопловые головки с несколькими соплами, осуществляющие обдувку под разными углами атаки, причем, во время обдувки головка совершает поступательное и вращательное движение. Дальнейшее усовершенствование обдувочных аппаратов, а также решение проблем износа и высокотемпературной коррозии металла труб в условиях паровой обдувки требует, в частности, усовершенствовать методику расчета динамического давления на обдуваемой поверхности, определение очищаемую струей площадь, а также, определение продолжительности силового воздействия струи о поверхность в различных местах.

В настоящей статье приводятся некоторые результаты экспериментального исследования динамического напора в поперечных сечениях паровой струи, вытекающей из укороченного сопла Лаваля и распространяющейся в газоход парогенератора ТП-17, работающего на пылесланцевом топливе. Постановка эксперимента, методика проведения опытов измерения описывалась в статье [1]. Исследованию подвергалась паровая струя, распространяющаяся в газоходе параллельно его стенам вниз по потоку газов. Замеры полного и статического давления и температуры проводились в трех поперечных сечениях струи на расстоянии  $x = 545$ , 1130 и 1760 мм соответственно по диаметру пер-

пендикулярно к стене с шагом 15 мм. Статическое давление в струе оказалось неравным давлению окружающей среды [1], поэтому динамическое давление определили как разность полного и статического давления.

На фиг. 1 представлены эпюры динамического давления в первом сечении ( $x = 545$  мм) струй, вытекающих из сопла 10/16 мм при различных давлениях пара перед соплом. Как видно, эпюры динамического давления по диаметру являются практически осесимметричными относительно оси струи как в случае перегретого (около  $400^{\circ}\text{C}$ ), так и в случае насыщенного пара перед соплом. Несмотря на то, что струя развивается не вполне в однородном температурном поле окружающей среды. Правая половина струи (на фиг. 1) развивается в зоне



Фиг. 1. Эпюры динамического давления в поперечном сечении струи при разных давлениях перед соплом;  $x = 545$  мм.

пристенного температурного пограничного слоя, где температура на 100...150 °С ниже, чем температура газового потока в глубине газохода. Ввиду того неодинаковое будет и распределение температуры по радиусу левой и правой половины струи. Следовательно, неоднородность температуры в струе не оказывает влияния на эпюры динамического давления, тем самым подтверждается предположение о подобии полей плотности потока импульса в неизотермических струях [3, 4].

Отметим, что незначительное нарушение осесимметричности в профилях динамического напора было обнаружено лишь в третьем сечении замера ( $x = 1760$  мм) в струях из сопла небольшого диаметра (10/16 мм), однако, на том расстоянии динамическое давление уже на оси струй падало до небольшого значения (1,5–2 кПа), не представляющего практического интереса в рассматриваемом вопросе.

Закономерность распределения динамического напора в струе искалась первоначально в безразмерных координатах

$$H_0 / H_0^{ocu} = F(y/r_{0,5}), \quad (I)$$

где  $H_0$  – динамическое давление в произвольной точке в струе;

$H_0^{ocu}$  – динамическое давление на оси струи на том же расстоянии;

$y$  – расстояние произвольной точки от оси струи;

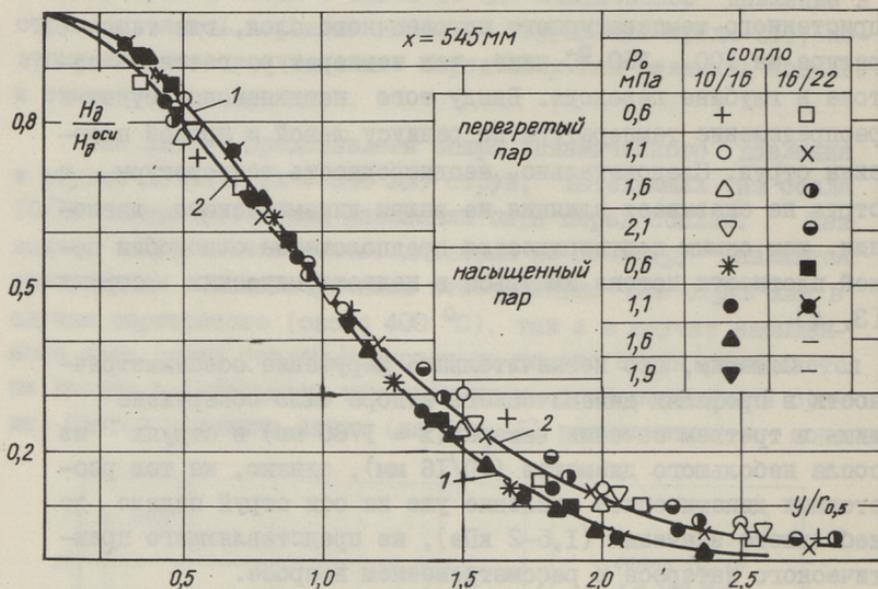
$r_{0,5}$  – расстояние от оси струи до точки, в которой динамическое давление вдвое меньше, чем на оси струи в том же поперечном сечении.

В качестве примера, представленного на фиг. 2, в указанных координатах распределение динамического давления в первом сечении замера для струй, вытекающих из сопел 10/16 и 16/22 мм. Точки весьма хорошо укладываются на кривые, описываемые экспоненциальным уравнением

$$H_0 / H_0^{ocu} = \exp(-0,70 z_{0,5}^n), \quad (2)$$

где

$$z_{0,5} = y / r_{0,5}.$$



Фиг. 2. Относительное динамическое давление в поперечном сечении струи в зависимости от  $z_{0,5} = y/r_{0,5}$ ;  $x = 545$  мм.

$$1 - H_0 / H_0^{ocu} = \exp(-0,7 z_{0,5}^{2,0})$$

$$2 - H_0 / H_0^{ocu} = \exp(-0,7 z_{0,5}^{1,6})$$

Точки опытов с насыщенным паром перед соплом хорошо ложатся на кривой 1, для которой  $n = 2,0$ , в то же время, как точки опытов с перегретым паром лучше скопляются около кривой 2, для которой  $n = 1,6$ . Однако различие в распределении динамического давления проявляется, прежде всего, вблизи границ струй, где динамическое давление имеет небольшое значение. В ядре струй все точки удовлетворительно укладываются на одну и ту же кривую. Изучение таким же образом распределений динамического давления и в других поперечных сечениях замера приводит к выводу, что распределение относительного динамического давления в струе на изученном участке практически не зависит ни от состояния пара перед соплом, ни от его начального давления, ни от диаметра сопла (в охваченных экспериментом пределах [1]) и может быть представлено в виде универсального уравнения

$$H_0 / H_0^{ocu} = \exp(-0,70 z_{0,5}^{1,8}). \quad (3)$$

Причем, в зонах небольшого динамического давления (не краях струи, в третьем сечении замера, где  $x = 1760$  мм) следует предпочитать показатели степени  $n = 1,6$ ). Если ограничиваться рассмотрением только центральной области струи (ядра), тогда допустимо принять  $n = 2,0$  разброс точек относительной кривой будет несущественным. Отметим, что показатель степени  $n = 2,0$  рекомендуется и в работах [3, 4, 6].

Рассмотрение распределений температуры в сечениях замера утверждает, что независимость профиля динамического давления от начального состояния пара ожидаемая, так как уже в первом сечении замера не было обнаружено ядро постоянной температуры, указывающее на существование там насыщенного пара. Очевидно, что капли воды в паре уже на пути до первого сечения замера испарились.

Вычисление относительного давления в точках струи по уравнению (3) невозможно, пока неизвестно расстояние  $r_{0,5}$  в соответствующем поперечном сечении. Поэтому в существующих формулах того же типа в качестве переменного принимается  $z = y/x$  и уравнение для определения относительного динамического давления дается в виде

$$H_0 / H_0^{ocu} = \exp[-A(z/a)^n]. \quad (4)$$

В работе [3] рекомендуется принять  $n = 2,0$ ;  $A = 1,415$ , в работе [6]  $n = 2,0$ ,  $A = 0,922$ .

Коэффициент  $a$  в этом уравнении обычно называется коэффициентом структуры струи, значение которого зависит от структуры потока в выходном сечении сопла. Значения коэффициента  $a$  рекомендуется при этом согласно теории турбулентных свободных струй [4,7]. Однако рекомендации для подбора коэффициента  $a$  весьма общие, не учитывающие, в частности, характера режима истечения пара из сопла. Сопла обдувочного аппарата работают, как правило, на нерасчетном режиме, причем  $p_2 \neq p_{окр}$  [1], ( $p_2$  - давление в выходном сечении сопла,  $p_{окр}$  - давление окружающей среды). В работе [2] делается попытка уточнить значения  $a$  для сопел обдувочных аппаратов, и установлена зависимость  $a$  от степени нерасчетной (когда  $p_2 < p_{окр}$ ) и, кроме того, отмечается

его зависимость от условий развития струи (расстояние от поверхности).

Уравнение (3) можно представить в таком же виде как уравнение (4), если считать  $\Gamma_{0,5}$  прямо пропорционально зависимым от расстояния от сопла, т.е.  $\Gamma_{0,5} = \alpha x$ . Тогда коэффициент пропорциональности  $\alpha$  оказался тем же самым коэффициентом структуры. Однако наш опыт не позволяет установить такую простую зависимость между  $\Gamma_{0,5}$  и  $x$ . Для сопел меньшего диаметра (I0/I6 и I6/22) обнаружена вследствие осреднения значений  $\Gamma_{0,5}$  по давлению в поперечном сечении зависимость как весьма грубое приближение  $\Gamma_{0,5} = 7 + 0,05 x$ .

Пока не установлена более обобщенная связь между  $\Gamma_{0,5}$  и  $x$  для сверхкритических струй, вытекающих из сопла при нерасчетном режиме, приходится пользоваться формулами, где зависимость относительного динамического давления от  $z$  установлена путем непосредственной обработки экспериментальных данных.

Обработка результатов всех наших измерений на ЭВМ "МИР-2" позволила вывести следующее обобщенное уравнение

$$H_0/H_0^{ocu} = \exp(-64,4 z^{1,69}). \quad (5)$$

Достаточно хорошую аппроксимацию к этому дает уравнение

$$H_0/H_0^{ocu} = \exp(-100 z^{1,8}). \quad (6)$$

В статье [1] приводятся уравнения для вычисления динамического давления по оси струи. Воспользовавшись этими уравнениями можно составить уравнения для расчета динамического давления в любой точке струи, определяемой координатом  $z$ . В качестве примера, в случае перегретого пара перед соплом, с помощью уравнения (9) [1]

$$H_0 = 2,0 \cdot 10^8 p_0 (1 - 0,56 p_0^{0,25}) \left(\frac{x}{d_0}\right)^{-2,2} \exp(-100 z^{1,8}), \quad (7)$$

где  $p_0$  - давление перед соплом, МПа;  
 $d_0$  - диаметр узкого сечения сопла.

Аналогичным образом можно вывести уравнения для насыщенного пара с помощью формул (II) и (I2) [1].

Уравнение (7) позволяет рассчитать распределение динамического давления вдоль плоскостей, располагающихся параллельно оси струи, т.е. решать задачи определения эпюры динамического давления при нулевом угле атаки ( $\alpha = 0$ ). В таком случае следует поставить в уравнения (7) вместо  $y$  значения вылета сопла  $b$  (расстояние оси сопла от обдуваемой поверхности). На фиг. 3 представлена в качестве примера эпюра динамического давления на поверхностях, располагающихся на оси струи на различных расстояниях  $b = y$ , причем сопло IO/I6 и давление перед соплом  $p_0 = 1,6$  МПа.

Если обдуваемая поверхность находится относительно оси струи под углом  $\alpha$  (угол атаки), тогда необходимые уравнения для расчета эпюры динамического давления на поверхности можно получить из уравнения (6). Рассматривая координату  $y$  как переменную, зависящую от угла атаки  $\alpha$  и от расстояния по оси  $x$ , можно получить

$$H_0 / H_0^{ocu} = \exp \left[ -100 \left( \operatorname{tg} \alpha - \frac{b}{x \cos \alpha} \right) \right]. \quad (8)$$

Если в качестве примера вновь воспользоваться уравнением (9) [I] получим для перегретого пара перед соплом

$$H_0 = 2,0 \cdot 10^8 p_0 (1 - 0,56 p_0^{-0,25}) \left( \frac{x}{a_0} \right)^{-2,2} \exp \left[ -100 \left( \operatorname{tg} \alpha - \frac{b}{x \cos \alpha} \right) \right]. \quad (9)$$

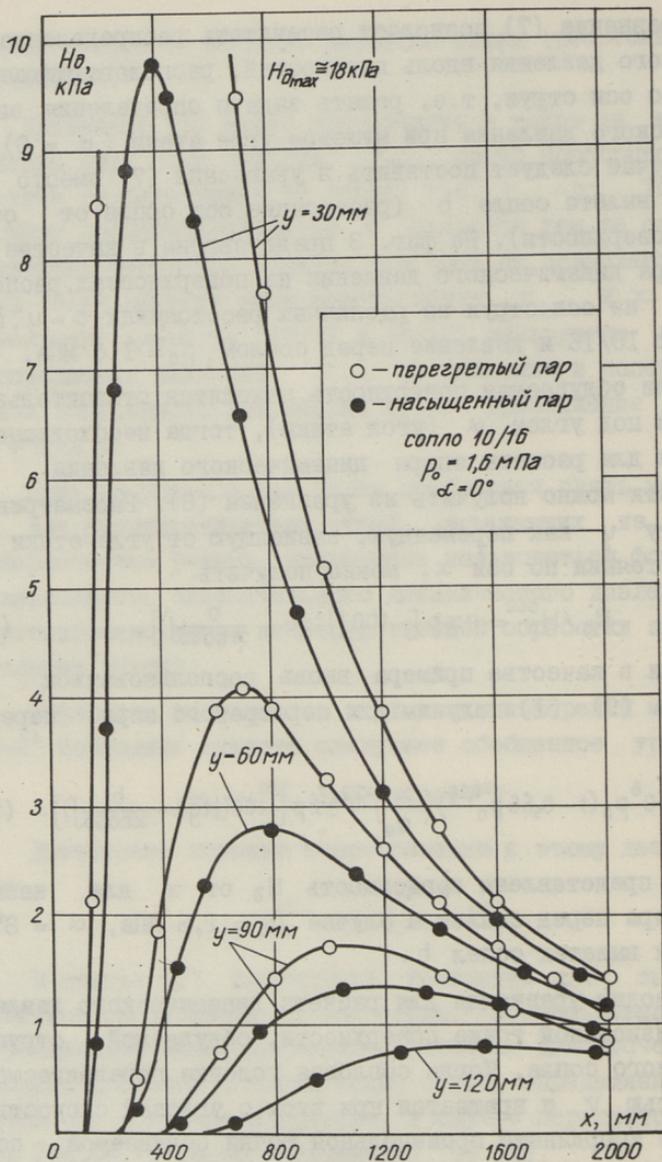
На фиг. 4 представлена зависимость  $H_0$  от  $x$  для насыщенного пара перед соплом в случае  $p_0 = 1,6$  МПа,  $\alpha = 8^\circ$  при разных вылетах сопел  $b$ .

Приводим уравнения для расчета динамического давления в произвольной точке поверхности, обдуваемой струей из подвижного сопла. Когда сопловая головка передвигается со скоростью  $v$  и вращается при этом с угловой скоростью  $\omega$ , тогда координаты произвольной точки обдуваемой поверхности будут переменными относительно струи в зависимости от времени  $t$

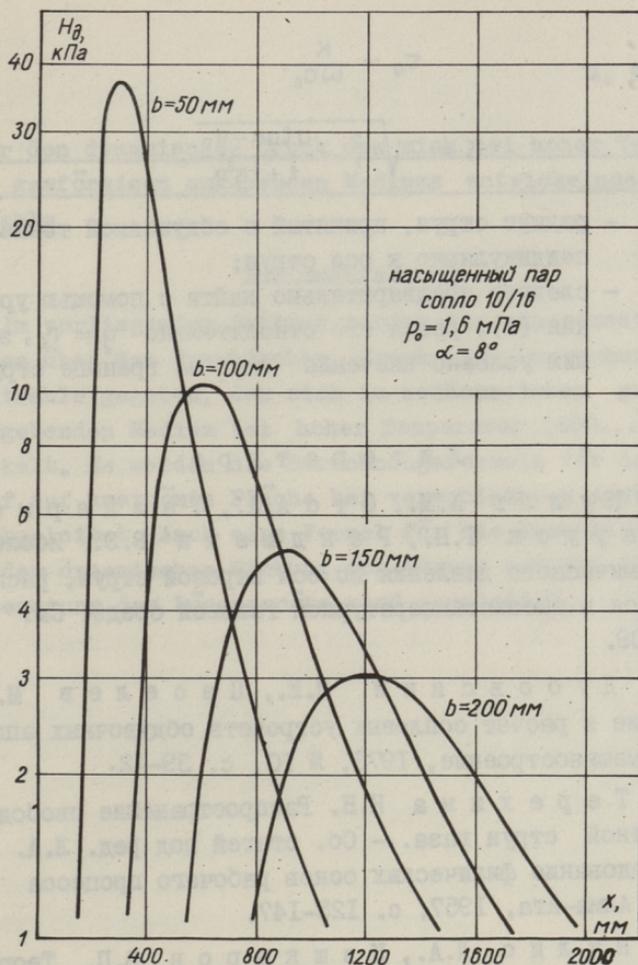
$$y = y_0 - vt; \quad x = a_0 \cos(\omega t),$$

где  $y_0$  и  $a_0$  — координаты в условный начальный момент времени.

Условимся, что начальный момент  $t = 0$ , сопло обдувочного аппарата находится в середине между обдуваемыми



Фиг. 3. Эпюра динамического давления в плоскости параллельной оси струи при разных расстояниях плоскости от оси струи.



Фиг. 4. Эпюра динамического давления в плоскости, обдуваемой под углом атаки  $\alpha = 8^\circ$  при разных вылетах сопла.

поверхностями. Если  $\alpha = 0$ , тогда

$$H_d / H_d^{ocu} = \exp \left[ -100 \left( \frac{y_0 - vt}{d_0 \cos(\omega t)} \right)^{1,8} \right]. \quad (\text{I})$$

Если поверхность обдувается под углом

$$H_d / H_d^{ocu} = \exp \left[ -100 \left( \frac{y_0 - vt}{d_0 \cos(\omega t)} - \text{tg} \alpha \right)^{1,8} \right]. \quad (\text{II})$$

Время воздействия импульса в произвольной точке за один оборот поворота сопловой головки

$$\tau_0 = \frac{K}{\omega \sigma_0}, \quad (12)$$

где

$$K = 2 \sqrt{r_1^2 - \frac{\alpha \operatorname{tg} \alpha - y_0}{1 + \operatorname{tg}^2 \alpha}}, \quad (13)$$

где  $r_1$  - радиус струи, принятый в обдуваемой точке перпендикулярно к оси струи;

$r_1$  - следует предварительно найти с помощью уравнения (6), решая его относительно  $y = r_1$ , задавшим условно значение  $H_0$  на границе струи.

### Л и т е р а т у р а

1. Кулль А.М., Отс А.А., Таллермо Х.И., Сууркууск Т.Н., Рандманн Р.Э. Исследование динамического давления по оси паровой струи, распространяющейся в высокотемпературной газовой среде. См. наст. сб., с. 109.

2. Дубовский И.Е., Песелев М.П. Исследование и расчет сопловых устройств обдувочных аппаратов. - Энергомашиностроение, 1973, № 10, с. 39-42.

3. Терехина Н.Н. Распространение свободной турбулентной струи газа. - Сб. статей под ред. Л.А. Булиса. Исследование физических основ рабочего процесса топков и печей. Алма-Ата, 1957, с. 125-147.

4. Булис Л.А., Кашкаров В.П. Теория струй вязкой жидкости. М., Наука, 1965.

5. Белин Ф.П., Шапиро С.Я. Экспериментальное исследование свободных турбулентных струй перегретого пара. - Теплоэнергетика, 1964, № 5, с. 35-38.

6. Ляховский Д.Н. Аэродинамика струевых и факельных процессов. - Тр. ЦКТИ им. И.И. Ползунова, кн. 12, 1949, с. 34-64.

7. Абрамович Г.Н. Турбулентные свободные струи жидкостей и газов. М.-Л. 1948.

Über den dynamischen Druck des sich bei hoher Temperatur  
des gasförmigen umgebenden Mediums entwickelnden Dampf-  
strahls

Zusammenfassung

Im vorliegenden Beitrag werden die experimentellen Ergebnisse über den dynamischen Druck im Querschnitt des Dampfstrahls gegeben, der sich im aschenreichen gasförmigen umgebenden Medium bei hoher Temperatur (600...800 °C) entwickelt. Es werden die Berechnungsformeln für den Druckverlauf auf umströmte Fläche bei verschiedenen Anstellwinkeln abgeleitet. Auch eine Formel für die Berechnung der Dauer der dynamischen Wirkung des Stroms bei der drehenden Längsbewegung des Düsengeräts wird abgeleitet.



Ю.М. Лоосаар, А.А. Пайст,  
Т.Б. Тийкма

НЕКОТОРЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ РАДИАЦИОННЫХ  
СВОЙСТВ ЗОЛОВЫХ ОТЛОЖЕНИЙ, ВОЗНИКАЮЩИХ НА  
ПОВЕРХНОСТЯХ НАГРЕВА ПРИ ОПЫТНОМ СЖИГАНИИ  
БЕРЕЗОВСКОГО УГЛЯ

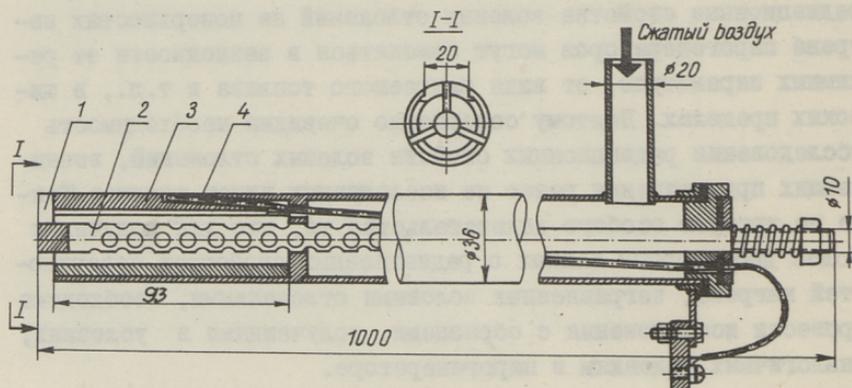
Многочисленными исследованиями [1,2,3] установлено, что радиационные свойства золовых отложений на поверхностях нагрева парогенераторов могут изменяться в зависимости от режимных параметров, от вида сжигаемого топлива и т.д., в широких пределах. Поэтому совершенно очевидна необходимость исследования радиационных свойств золовых отложений, возникающих при сжигании ранее не исследуемых видов топлива. Также не требует особого доказательства то, что для получения более достоверных данных о радиационных свойствах поверхностей нагрева, загрязненных золовыми отложениями, необходимо провести исследования с образцами, полученными в условиях, аналогичных условиям в парогенераторе.

Ниже приведены некоторые результаты лабораторного исследования спектральной степени черноты первоначальных отложений золы березовского угля на экранные поверхности нагрева. Образцы получены при помощи пробостборника воздушно-го охлаждения при опытном сжигании березовского угля в октябре 1977 года в парогенераторе БКЗ-210-140 ст. № 1 ТЭЦ-2 г. Владивостока. Расположение лучков, откуда получены пробы, показано на фиг. 4.

Условия проведения опытов в ТЭЦ-2 г. Владивостока позволили, из-за ограниченного времени подачи сжатого воздуха, вести отбор проб отложений в течение 4-5 часов. Следовательно, на образцы получены отложения, возникающие в начальной стадии процесса загрязнения. С другой стороны, учи-

тывая перспективы внедрения водяной обмывки для очистки поверхности нагрева парогенераторов, сжигающих березовские угли, начальная стадия образования золовых отложений представляет самостоятельный интерес.

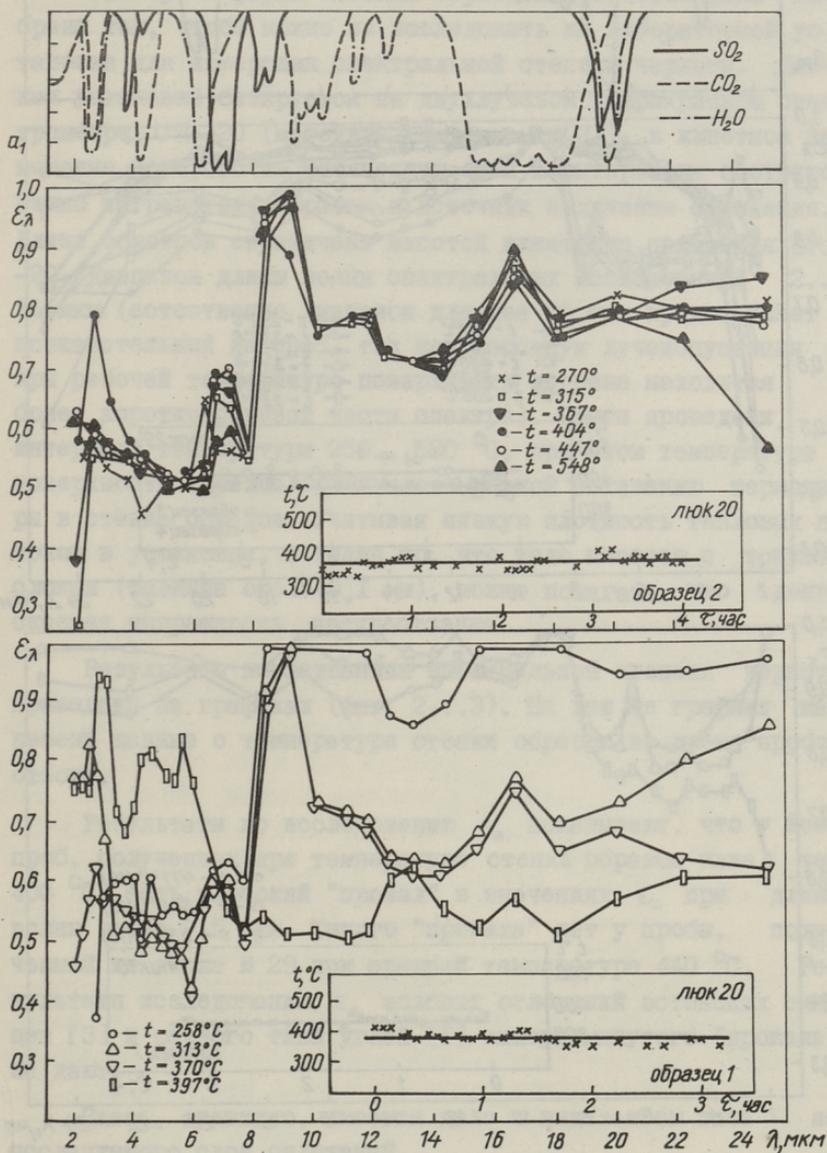
Пробоотборник (фиг. 1) имеет сменный плоский или в виде сегмента трубы элемент (3) размерами 90x20x7 мм, изготовленный из нержавеющей стали, в стенке по возможности близко к наружной поверхности которого вмонтирована термопара (4), которая позволяет во время отбора следить за температурой стенки образца. Имея возможность регулирования подачи воздуха для охлаждения элемента (образца), удается поддерживать температуру стенки образца за время всего пробоотбора на необходимом уровне (в данном случае, на уровне температуры стенки экранных труб парогенератора).



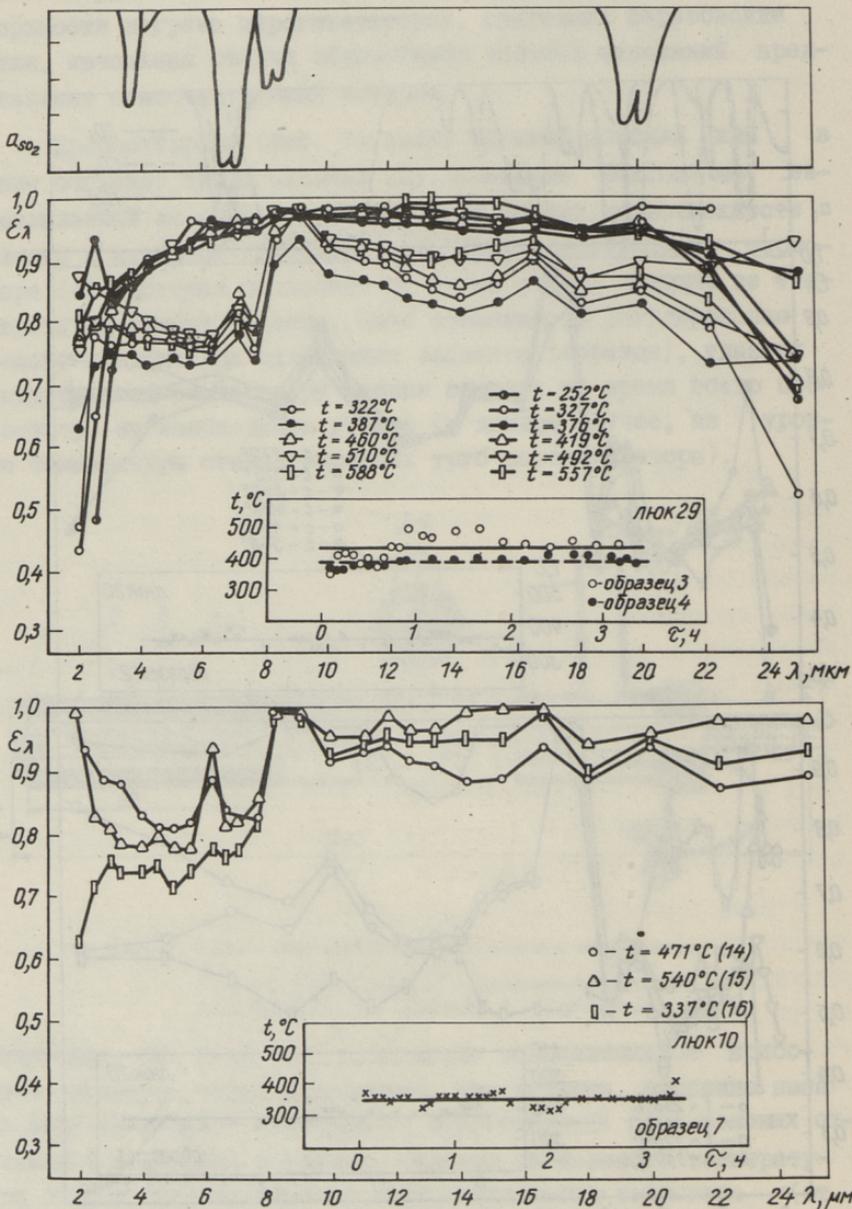
Фиг. 1. Схема пробоотборника воздушного охлаждения.

1 — фиксатор образца, 2 — распределитель сжатого воздуха, 3 — образец, 4 — термопара.

Очевидно, что воздушное охлаждение загрязняющихся приборов является более подходящим, чем водяное, особенно имея в виду изменение термического сопротивления слоя золовых отложений в широких пределах. Сильную зависимость температуры стенки загрязняющегося водоохлаждаемого тепломера (от 500 до 150 °С) получили в своей работе Э.С. Карасина и др. [4]. Известно, однако, что структура и химический состав золовых отложений значительно зависят от температуры и, следовательно, для получения проб отложений с истинной



Фиг. 2. Спектральная степень черноты образцов, полученных из люка 20.



Фиг. 3. Спектральная степень черноты образцов, полученных из люков 10 и 29.

структурой и свойствами необходимо соблюдать температурный режим исследуемой поверхности.

Размеры и форма сменных образцов пробоотборника выбраны так, чтобы можно их исследовать на лабораторной установке для измерения спектральной степени черноты. Данная установка базируется на двухлучевом инфракрасном спектрометре UR-20 (методика опытов см. [3]), в киветное помещение которого на оптических осях вмонтированы соответственно нагреватель образца и источник излучения сравнения. Длина образцов ограничена высотой киветного помещения UR-20. Диапазон длины волны спектральных исследований 2...25 мкм (естественно диапазон длиннее 10 мкм представляет познавательный интерес, так как максимум лучеиспускания при рабочей температуре поверхности нагрева находится в более коротковолновой части спектра). Опыты проведены в интервале температуры 250...580 °С, при этом температура поверхности образца принималась равной показанию термопары в стенке образца. Учитывая низкую плотность тепловых потоков в установке, а также то, что дело имеется с тонкими слоями (толщина около 0,1 мм), можно полагать, что допускаемая погрешность несущественна.

Результаты исследования спектральной степени черноты приведены на графиках (фиг. 2...3). На эти же графики нанесены данные о температуре стенки образца во время пробоотбора.

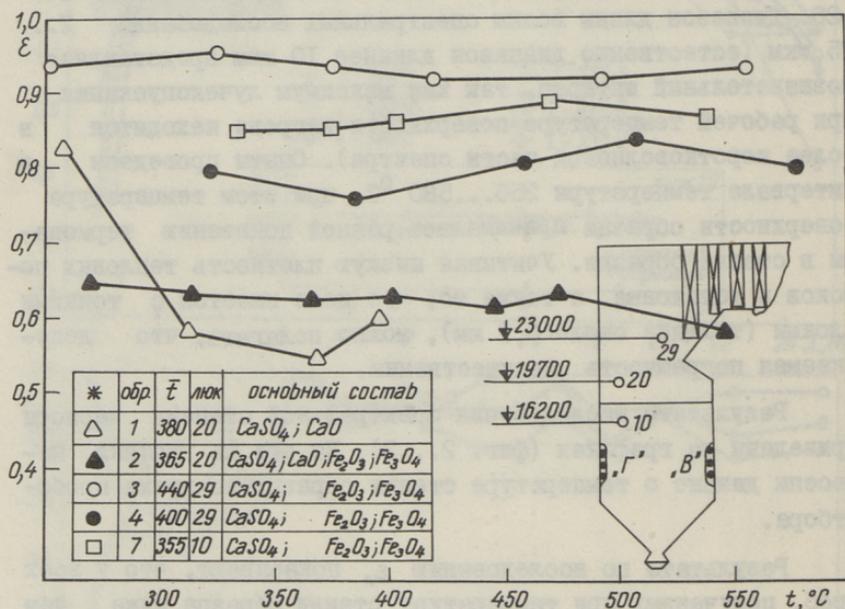
Результаты по исследованию  $\epsilon_n$  показывают, что у всех проб, полученных при температуре стенки образца ниже чем 400 °С, есть глубокий "провал" в значениях  $\epsilon_n$  при длине волны около 7,5 мкм. Такого "провала" нет у пробы, полученной из лучка № 29 при средней температуре 440 °С. Результаты исследования  $\epsilon_n$  золотых отложений эстонских сланцев [3] и разного типа углей [1] вышеупомянутого "провала" не дают.

Здесь, очевидно, имеется дело с выделением газа из исследуемого слоя отложений.

Сопоставление спектров поглощения  $H_2O$ ;  $CO_2$  и  $SO_2$  (см. фиг. 2) и спектральной степени черноты золотых отложений березовского угля показывает, что "провал" в спектральной сте-

пени черноты этих отложений согласуется с самой мощной полосой поглощения  $SO_2$  (7,35 мкм [5], собственные исследования) при этом ход кривой  $\epsilon_l$  не коррелируется с полосами поглощения  $H_2O$  и  $CO_2$ .

При температуре опытов (до 580 °С) источником  $SO_2$  может быть либо выделение газа из пор золотого отложения, либо окисление сульфидов. Учитывая тонкость золотого слоя, маловероятно содержание заметного количества  $SO_2$  в порах.



Фиг. 4. Расположение люков парогенератора БКЗ 210-140. Основной состав проб отложений. Интегральная степень черноты.

Единственным доступным для авторов неразрушающим способом исследования состава данных проб отложений был, из-за сверхмалого количества материала, рентгенофазовый анализ, выполненный вмонтированием целых образцов в рентгеновскую установку. Результаты рентгеновского анализа, которые приведены на фиг. 4, не показывают содержания сульфидов в пробах, но здесь надо учесть, что чувствительность этого анализа около 5 %, а спектральный анализ можно считать сравнительно высокочувствительным (способность определить содержание вещества до 0,001 % [6]). По мнению авторов выделение  $SO_2$  из

проб отложений при их повторном нагреве во время опытов свидетельствует о наличии пирита  $\text{FeS}_2$  в составе отложений. Исследованием состава отложений березовского угля на специальном зонде [7] установлено влияние температуры стенки на интенсивность возникновения пирита в отложениях. По работе [7] содержание пирита будет уменьшаться, начиная с  $400^\circ\text{C}$ . Интенсивное окисление пирита с выделением  $\text{SO}_2$  по [8] происходит при избытке воздуха в изотермических условиях, начиная с температуры  $400^\circ\text{C}$ .

Интегральная степень черноты исследованных образцов получена по формуле

$$\varepsilon_T = \int_{\lambda=2}^{\lambda=25} \varepsilon_\lambda \cdot I_{0\lambda} \cdot d\lambda / \left( \int_{\lambda=2}^{\lambda=25} I_{0\lambda} \cdot d\lambda \right), \quad (I)$$

где  $I_{0\lambda}$  — спектральная интенсивность излучения абсолютно черного тела при температуре поверхности образца (определяется по закону Планка).

Зависимость интегральной степени черноты от температуры этих образцов приведена на фиг. 4. На этой фигуре видно, что интегральная степень черноты во многом зависит от места получения пробы. Самую низкую  $\varepsilon_T$  имеют пробы из лючка 20 (верхняя часть топки), содержащие в заметном количестве  $\text{CaO}$ .  $\varepsilon_T$  выше у проб, полученных недалеко от горелок (лючок 10) и при входе в пароперегреватель (лючок 29). Эти пробы имеют в составе в большом количестве окислы железа, а также большую шероховатость.

Случайная погрешность определения спектральной степени черноты около 10 %.

В заключение можно утверждать, что радиационные свойства первоначальных отложений золы березовского угля на топочных поверхностях нагрева сильно зависят от их химического состава и структуры. Имея в виду разные условия загрязнения по высоте топки, следует учесть, что радиационные свойства экранных поверхностей зависят от высоты топки.

#### Л и т е р а т у р а

1. Конопелько И.Н. Спектральная степень черноты золовых отложений в топках котлоагрегатов. —

Энергомашиностроение, 1972. № II, с. 12-14.

2. В о о w, J., G o a r d, P., Fireside deposits and their effect on heat transfer in a pulverised-fuel-fired boiler (part III). - Journal of the Institute of Fuel, 1969, № 10, 412-419.

3. М и к к И.Р., Т и й к м а Т.Б. О поглощательной способности загрязненных лучевоспринимающих поверхностей парогенераторов. В сб.: Теплообмен У, т. УШ, Минск, 1976, с. 303-309.

4. К а р а с и н а Э.С. и др. Определение теплового сопротивления шлаковых и золовых покрытий настенных экранов с помощью водоохлаждаемого тепломера. - Теплоэнергетика, 1979, № I, с. 36-39.

5. К у н и т о м о, Т., О с у м и, М. Emissivity and band model parameters of infrared bands of sulfur dioxide. - Sixth International Heat Transfer Conference, Toronto, 1978, vol. 3.319.

6. Т а р а с о в К.И. Спектральные приборы. Л., Машиностроение, 1977, с. 367.

7. М а х л а п у у А.Я. и др. Физико-химическая характеристика отложений с топочных экранов при сжигании березовского угля. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1979, № 466, с. 61-72.

8. Б р а й е р с. Физико-химические характеристики пирита и их влияние на загрязнение и шлакование парогенераторов. - Энергетические машины и установки, 1976, № 4, с. 104-116.

Some Results of the Investigation of the Radiation Properties of Fireside Deposits, Taking Place in the Experimental Burning of the Beryozovo Brown Coal

Summary

A method of obtaining the primary fireside deposits probe, formed in the boiler BK3 210-140 by burning Beryozovo brown coal is given in this paper. Some results of the laboratory investigation of the spectral emissivity of these deposits are given. The dependence of the total emissivity on the composition of the deposits is pointed out.



И.Р. Вийльманн, И.Р. Микк,  
Т.Б. Тийкма

### ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИКИ ИЗМЕНЕНИЯ ИНТЕГРАЛЬНОЙ СТЕПЕНИ ЧЕРНОТЫ СТАЛЕЙ В ХОДЕ НАГРЕВА

Радиационные свойства вместе с температурой излучающей поверхности определяют интенсивность радиационного теплообмена. Следовательно, получение как можно более подробных и достоверных сведений о них имеет большое практическое значение. В настоящее время источником сведений по радиационным характеристикам реальных поверхностей является только эксперимент.

Разработке методик исследования и самому исследованию радиационных характеристик поверхностей посвящено много работ (например [1-4]).

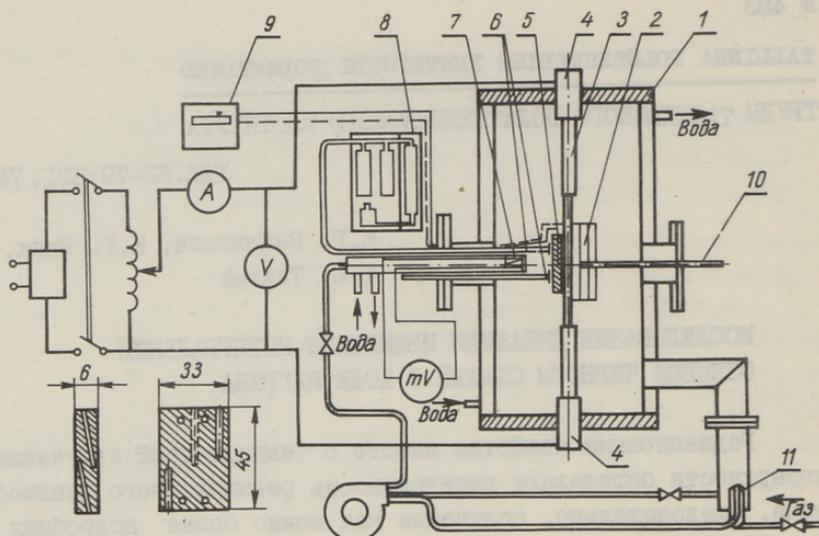
По анализу доступных для авторов работ по исследованию радиационных свойств металлов можно сделать следующие выводы:

1. много внимания уделено исследованию поверхностей чистых металлов и окислов на высоких (начиная с 1000 °C) температурах, особенно при спектральных исследованиях.

2) исследования проведены с ограниченным числом марок сталей.

3) не проведено измерений динамики радиационных свойств сталей при их нагреве в среде продуктов сгорания топлива.

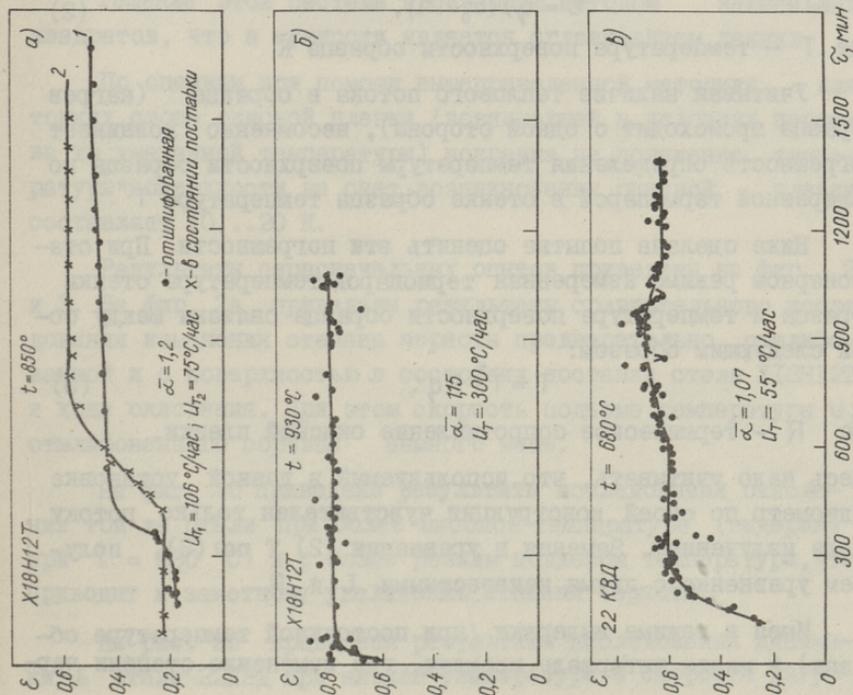
Описанные ниже опыты были поставлены с целью исследования динамики изменения интегральной степени черноты сталей в ходе процесса их нагрева. В установке для этих исследований создана атмосфера, близкая к атмосфере в печах термообработки стали (продукты сгорания газообразного топлива с заданным избытком воздуха).



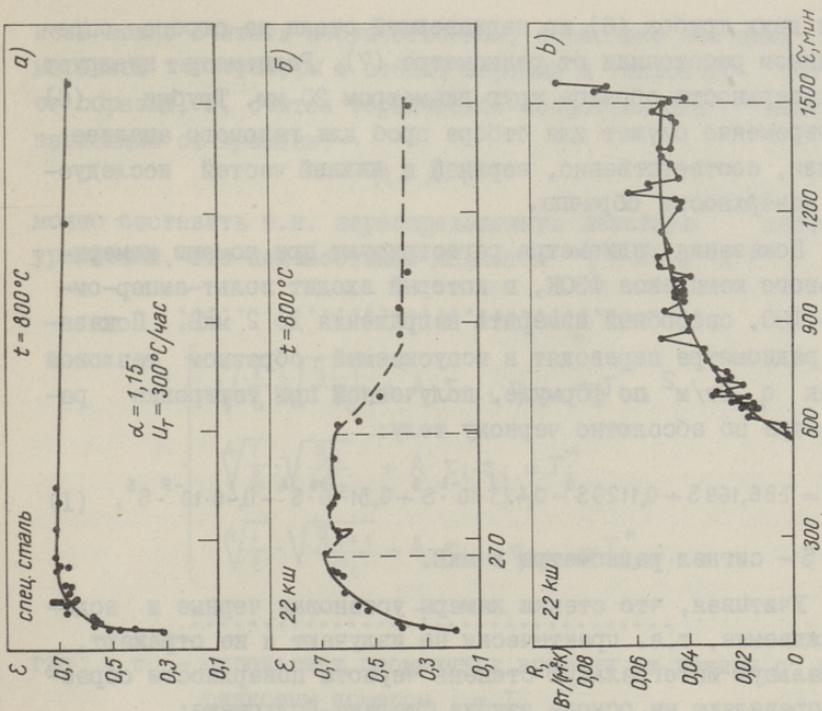
Фиг. 1. Схема лабораторной установки для исследования динамики изменения интегральной степени черноты сталей.

Схема установки приведена на фиг. I. Установка состоит из следующих составных частей и узлов. На оси цилиндрической камеры (I) с водоохлаждаемыми боковыми стенками установлен между токопроводами (4) нагреватель из карбида кремния (3), при помощи которого нагревают образец (5). Нагреватель питается от регулятора напряжения АОНН-40-250. Для уменьшения тепловых потерь на уровне установления образца за нагревателем расположено три экрана (2), представляющие собой полуцилиндры. Система экранов прикреплена к фланцу камеры при помощи трубки (10), через которую можно оптическим пирометром измерить температуру нагревателя.

Для создания в камере атмосферы печи служит газовая горелка (II), сжигающая городской газ. Воздух подается к горелке вентилятором. Состав атмосферы около поверхности образца контролируют при помощи газового анализатора ГХП-3 (8). Образцы (5) имеют размеры 45x33x6 мм. В просверлениях в образцах, расположение которых показано на фиг. I, приварены четыре ХА-термопары для контроля за температурным полем в образце. Показания термопар регистрируют при помощи самопишущего потенциометра ЭПН-09 (9). Образец закреплен при по-



Фиг. 2. Изменение интегральной степени черноты сталей X18H12T и 22КВД в ходе процесса нагрева.



Фиг. 3. Изменение интегральной степени черноты сталей 22КШ и спец. легированной стали и термическое сопрогревание окислы на стали 22КШ.

мощи двух трубок (6) из нержавеющей стали на строго определенном расстоянии от радиометра (7). Радиометр визирует на поверхности образца круг диаметром 20 мм. Трубки (6) одновременно служат для отбора проб для газового анализа вблизи, соответственно, верхней и нижней частей исследуемой поверхности образца.

Показания радиометра регистрируют при помощи измерительного комплекса ФЗОК, в который входит вольт-ампер-омметр ФЗО, способный измерить напряжения до 2 мкВ. Показания радиометра переводят в испускаемый образцом тепловой поток  $q$ , Вт/м<sup>2</sup> по формуле, полученной при тарировке радиометра по абсолютно черному телу:

$$q = 286,169S + 0,1129S^2 - 0,423 \cdot 10^{-3} S^3 + 0,81 \cdot 10^{-6} S^4 - 0,46 \cdot 10^{-9} S^5, \quad (1)$$

где  $S$  - сигнал радиометра в мкВ.

Учитывая, что стенки камеры установки черные и водоохлаждаемые, т.е. практически не излучают и не отражают, нормальную интегральную степень черноты поверхности образца определяют на основе закона Стефана-Больцмана:

$$\varepsilon = q / (\sigma_0 \cdot T^4), \quad (2)$$

где  $T$  - температура поверхности образца  $K$

Учитывая наличие теплового потока в образце (нагрев образца происходит с одной стороны), несомненно возникает погрешность определения температуры поверхности образца по измеренной термопарой в стенке образца температуре  $T^*$ .

Ниже сделана попытка оценить эти погрешности. При стационарном режиме измеренная термопарой температура стенки образца и температура поверхности образца связаны между собой следующим образом:

$$T = T^* - Rq, \quad (3)$$

где  $R$  - термическое сопротивление окисной пленки.

Здесь надо учитывать, что используемый в данной установке радиометр по своей конструкции чувствителен только потоку тепла излучением. Заменяя в уравнении (2)  $T$  по (3), получаем уравнение с двумя неизвестными  $\varepsilon$  и  $R$ .

Имея в режиме выдержки (при постоянной температуре образца) в малом интервале времени, где изменение степени чер-

ноты можно считать несущественным, несколько значений измеренной температуры в стенке образца и теплового потока от образца, и, считая термическое сопротивление линейно зависящим от времени,

$$R = A \cdot \tau \quad (4)$$

можно составить т.н. переопределенную линейную систему уравнений, где неизвестными являются  $\sqrt[4]{1/\varepsilon}$  и  $A$ :

$$\left\{ \begin{array}{l} \sqrt[4]{\frac{1}{\varepsilon}} \cdot \sqrt{\frac{q_{i-1}}{\sigma_0}} + A \cdot \tau_{i-1} \cdot q_{i-1} = T_{i-1}^* \\ \sqrt[4]{\frac{1}{\varepsilon}} \cdot \sqrt{\frac{q_i}{\sigma_0}} + A \cdot \tau_i \cdot q_i = T_i^* \\ \sqrt[4]{\frac{1}{\varepsilon}} \cdot \sqrt{\frac{q_{i+1}}{\sigma_0}} + A \cdot \tau_{i+1} \cdot q_{i+1} = T_{i+1}^* \end{array} \right. \quad (5)$$

где  $\tau_i$  — определяет промежуток времени от режима с порядковым номером  $i = I$ .

Решение этой системы производят методом наименьших квадратов, что в сущности является сглаживанием данных.

По оценкам при помощи вышеприведенной методики для тонких слоев окисной пленки (возникающей в условиях нагрева до умеренной температуры) поправка на понижение температуры поверхности за счет возникновения окисной пленки составляет 10...20 К.

Результаты первоначальных опытов приведены на фиг. 2 и 3. На фиг. 2а приведены результаты сравнительного исследования изменения степени черноты предварительно отшлифованной и с поверхностью в состоянии поставки стали X18H12T в ходе окисления. При этом скорость подъема температуры  $U_T$  отшлифованного образца немного выше.

На фиг. 2б приведены результаты исследования окисления той же стали при более высокой температуре (выдержка при  $t = 930$  °C) и с более резким подъемом температуры, что приводит к заметному увеличению степени черноты.

На рис. 2в приведены результаты исследования динамики  $\varepsilon$  стали 22КВД при низкой температуре и скорости нагре-

ва металла. На рис. 3а приведены результаты исследования специальной среднелегированной стали, нагреваемой до температуры 800 °С. На выдержке у этой стали наблюдается небольшое снижение степени черноты при практически постоянной температуре образца. По физической сущности здесь дело имеется с нарастанием толщины окисной пленки со временем, что приводит к понижению температуры поверхности образца (при постоянной температуре его стенки).

На рис. 3б приведены результаты исследования динамики изменения  $\epsilon$  в процессе нагрева стали 22Ж3. При подъеме температуры  $\epsilon$  растет стремительно и, спустя 270 мин. от начала опыта, при температуре 760 °С становится равной 0,7. В это же время начинается отслаивание оксидного слоя от металла, причиной которого, по мнению авторов, является колебание температуры образца и сравнительно малая жаростойкость стали. Полное отделение начинается на 600-й минуте и кончается на 840-й. О начале и окончании расслаивания оксидной пленки можно судить по ходу пунктирной кривой на фиг. 3б. Осмотр поверхности образца после опыта показал, что степень черноты его поверхности не может быть ниже 0,6...0,7, следовательно, расслаивание слоя окиси увеличивает его термическое сопротивление.

Предполагая, что степень черноты существенно не изменяется при выдержке, по результатам данного опыта можно оценивать изменения термического сопротивления  $R$  м<sup>2</sup>·К/Вт расслаивающего слоя образца. Определяя температуру образца по известной степени черноты, можно записать:

$$R = q / \left[ T^* - \sqrt[4]{\frac{q}{\epsilon \sigma_0}} \right] \text{ м}^2 \cdot \text{К/Вт} \quad (6)$$

Результаты определения термического сопротивления расслаивающегося слоя окиси приведены на графике фиг. 3в, построенном от начала полного отделения окисного слоя металла. Эти результаты показывают, что в начальной стадии слой плотно прилегает к металлу и перепад температуры незначительный. В ходе нагрева  $R$  постепенно растет и достигает значения 0,05 м<sup>2</sup>·К/Вт, перепад температуры при этом 140 К. При понижении температуры после выдержки термическое сопротивление резко растет. Такое резкое возрастание

тание R в конце опыта при охлаждении образца, по-видимому, объясняется возникновением еще второго отделившегося слоя окиси на поверхности образца, что и подтверждалось при осмотре образца после опыта.

#### Л и т е р а т у р а

1. Хрустале в Б.А. Радиационные свойства твердых тел.-ИФЖ, т. 18, 1970, № 4, с. 740-760.

2. Хрустале в Б.А. Методы исследования радиационных свойств поверхностей твердых тел. В сб.: Лучистый теплообмен, Калининградский ГУ, 1974, с. 5-51.

3. Излучательные свойства твердых веществ. Под ред. Шейндлина А.Е. Энергия, М., 1974. 471 с.

4. Радиационный теплообмен в промышленных печах. Тр. Московск. ин-та сталей и сплавов, М., Metallurgia. 166 с.

I. Viilmann, I. Mikk, T. Tiikma

#### The Investigation of the Dynamics Concerning Change of the Total Emissivity of Steels in the Process of their Heating

#### Summary

A laboratory method of investigating the dynamics of change of the total emissivity of steels in the process of their heating in the atmosphere of the gas burning products is given in this paper. The results of the investigation of four different sorts of steels (high and middle alloyed and carbonized steels) are given.



УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПРИБОРОВ ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ  
ВНЕШНЕГО ТЕПЛООБМЕНА В ТЕРМИЧЕСКИХ ПЕЧАХ

В деле совершенствования тепловой работы термических печей, в частности печей с выкатным подом, огромную роль играют исследования в реальных условиях, проводимые с целью изучения внешнего теплообмена в печном объеме. Эти исследования важны не только в качестве самостоятельного метода изучения закономерностей печного теплообмена, но и как экспериментальное обеспечение комплексного расчетно-экспериментального метода анализа теплообмена в пламенных печах [1,4].

В последнем случае экспериментальные исследования необходимы:

во-первых, для обоснования допущений, применяемых в расчетных моделях (о равномерном распределении температур газа и тепловых потоков, изотропности излучения, соотношении лучистой и конвективной составляющих тепловосприятости садки);

во-вторых, для задания граничных условий при составлении расчетных моделей (температура газового объема, скорости газов и коэффициенты конвективной теплоотдачи);

в-третьих, для проверки результатов расчета (лучистые тепловые потоки на поверхности садки, температурное поле садки).

Наиболее оперативно, в полном объеме и с меньшими затратами указанная экспериментальная информация может быть получена, по мнению авторов, с помощью зондовых измерений. Для отдельного измерения составляющих лучисто-конвективного теплообмена в термических печах авторами был предложен оригинальный метод разделения, реализованный в успешно экс-

платируемой в настоящее время конструкции термозонда [2, 3]. Дальнейшие разработки, основанные как на усложнении предъявляемых к прибору требований, так и на опыте эксплуатации указанной модели привели авторов к созданию нового термозонда, описанию конструкции и принципа действия которого и посвящена настоящая статья.<sup>X</sup>

Конструктивно новый термозонд представляет собой полуразъемный водоохлаждаемый держак 2, имеющий на одном конце измерительную головку (фиг. 1), на другом — штуцера для соединения со шлангами подвода и отвода охлаждающей воды, подвода сжатого воздуха на завесу и отвода топочных газов, отсасываемых через пирометр. Наружный диаметр держака составляет 38 мм, длина может варьироваться от 2,5 до 5 м. В зоне измерительной головки диаметр корпуса держака ступенчато уменьшен до 20 мм (поз. 1). Охлаждение держака организовано с помощью двух полостей, образованных стенкой трубы корпуса и трубой 8. Измерительная головка состоит из трех датчиков теплового потока (ДТП) и отсосного пирометра, причем ДТП № 1 установлен на корпусе 1 диаметром 20 мм, ДТП № 2, 3 — на корпусе 2 диаметром 38 мм. Тепловоспринимающие поверхности всех ДТП цилиндрические, диаметр их соответствует диаметру корпуса.

В качестве ДТП использованы датчики Гардона, составленные из медного блока 3 (блок ДТП № 2 (поз. 4) изготовлен из стали IX18Ni10T), припаянной к нему константановой фольги 5  $\sigma = 0,1$  мм и двух медных термоэлектродов 6, припаянных один к центру фольги, второй — к блоку и образующих дифференциальную термопару медь-константан-медь датчика. Крепление блока датчика к корпусу осуществляется на винтах, ДТП № 1, 3 дополнительно соединяются с корпусом пайкой (для уменьшения термосопротивления отводу тепла от датчиков к держаку). Между блоками ДТП № 2 и держакон установлена теплоизоляционная прокладка 7; это приводит к тому, что температура блока ДТП № 2 при проведении рабочих измерений становится выше температуры блока ДТП № 3 на  $\sim 200$  °С. Для измерения температуры блоков датчиков к ним припаяны также константановые термоэлектроды, образующие в паре с указан-

<sup>X</sup> Авторы выражают признательность инж. Саранди и сотрудникам экспериментальной мастерской ТПИ за конструирование и изготовление данной модели термозонда.

ными выше медными термоэлектродами медь-константановые термопары. По периметру ДТТ № 3 выполнена щель, служащая для организации воздушной завесы. Сжатый воздух на завесу подводится по трубе 9, по ней же организован и вывод термоэлектродов термопар.

Для измерения температуры газов служит отсосный пирометр, состоящий из комплекта экранов I0 (три отрезка трубок из стали IX18N10T, толщина стенки 0,2 мм), хромель-алюмелевой термопары II и трубы I2 для отвода газов и вывода термоэлектродов термопары. Отсос газов осуществляется с помощью эжектора, скорость газов; омывающих спай термопары, может быть определена по величине расхода, измеренного на специальном мерном участке за пределами держака.

Рабочие измерения с помощью термозонда проводятся следующим образом. Измерительная головка зонда устанавливается вблизи исследуемой поверхности (садки, ограждения), при этом ось держака должна быть перпендикулярна направлению движения газов и параллельна исследуемой поверхности. Поворотом держака вокруг своей оси устанавливает, например, ДТТ № I в направлении исследуемой поверхности, записывает показания всех ДТТ и отсосного пирометра, открывает воздух на завесу и записывает показания ДТТ № I, затем держак разворачивают на  $180^\circ$  и повторяют все измерения.

Определение параметров сложного теплообмена по показаниям ДТТ производится следующим образом. Уравнение теплового баланса, записанное для отдельного ДТТ, имеет вид:

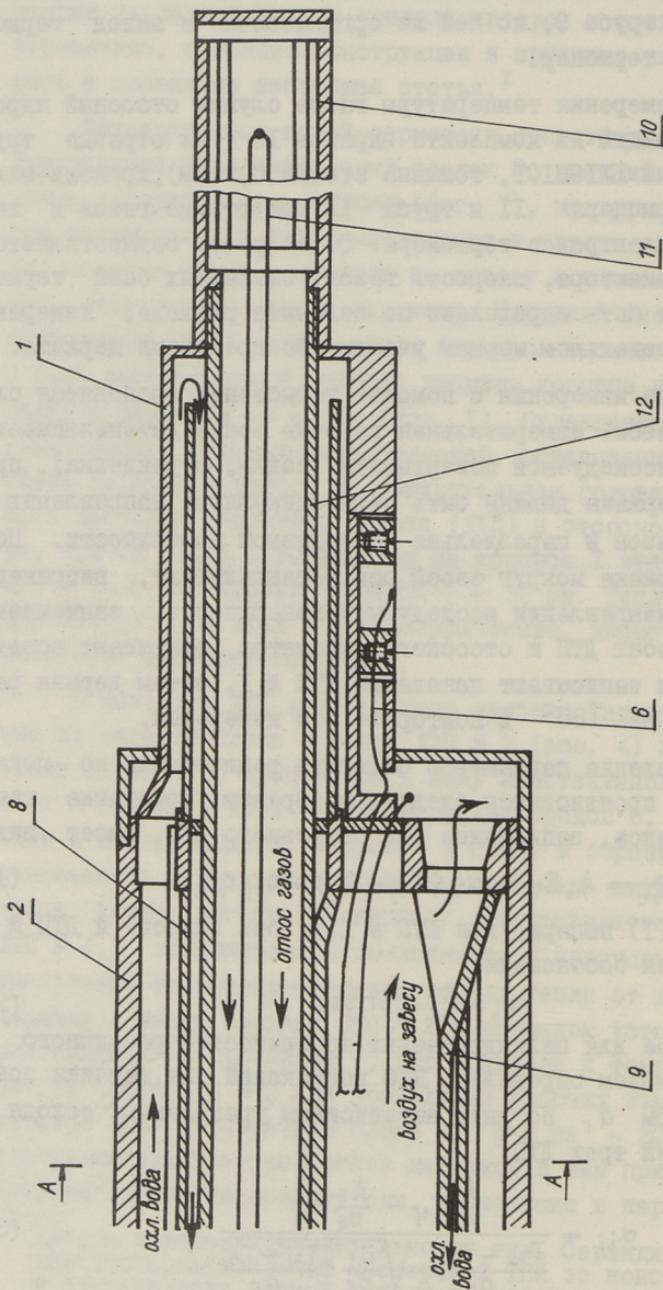
$$q_{ij} = A_i E_{ij} = \alpha_{ij} (T_{2j} - T_{1j}) + a_{ij} q_{n,j}. \quad (I)$$

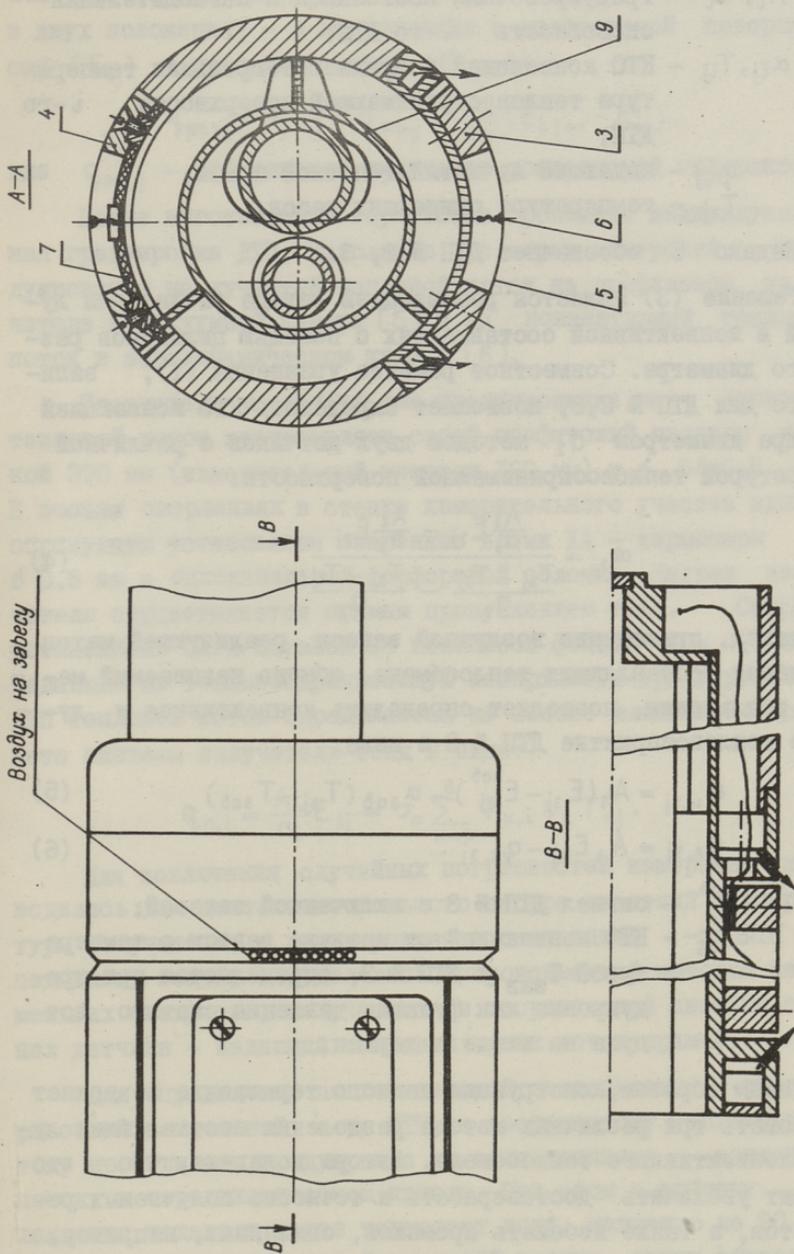
Записывая (I) попарно для ДТТ № I, 3 (без завесы) и ДТТ № I, 2 и учитывая соотношение

$$\alpha_i \sqrt{d_i} = \text{const}, \quad (2)$$

справедливое для цилиндрических поверхностей различного диаметра, можем определить КТО конвекцией для датчика зонда диаметром  $d_1$  по двум независимым уравнениям, исходя из показаний трех ДТТ.

$$\alpha_{ij} = \frac{\frac{A_1}{d_1} E_{1j} - \frac{A_5}{d_5} E_{5j}}{T_{2j} - T_{1j} - \sqrt{\frac{d_1}{d_5}} \cdot \frac{T_{2j} - T_{5j}}{d_5}}. \quad (3)$$





Фиг. 1. Конструкция измерительной головки термосоюза.

где  $E_{ij}, q_{ij}$  - сигнал и тепловосприятие  $i$ -го ДТП;  
 $A_i, a_i$  - градуировочная постоянная и поглощательная способность  $i$ -го ДТП;  
 $\alpha_{ij}, T_{ij}$  - КТО конвекцией и среднеинтегральная температура тепловоспринимающей поверхности  $i$ -го ДТП;  
 $q_{n,j}$  - падающий лучистый тепловой поток;  
 $T_{2j}$  - температура омывающих газов.

Индекс  $\delta$  обозначает ДТП № 2, 3.

Решение (3) является реализацией метода разделения лучистой и конвективной составляющих с помощью цилиндров различного диаметра. Совместное решение уравнения (1), записанного для ДТП № 2,3, позволяет определить КТО конвекцией цилиндра диаметром  $d_2$  методом двух датчиков с различной температурой тепловоспринимающей поверхности:

$$\alpha_{2j} = \frac{\frac{A_3}{d_3} E_{3j} - \frac{A_2}{d_2} E_{2j}}{\frac{T_{2j} - T_{3j}}{d_3} - \frac{T_{2j} - T_{2j}}{d_2}} \quad (4)$$

И, наконец, применение воздушной завесы, реализующей метод разделения составляющих теплообмена, обычно называемый методом исключения, позволяет определить конвективное и лучистое тепловосприятие ДТП № 3 в виде:

$$q_{k,3j} = A_3 (E_{3j} - E_{3j}^{3ab}) - \alpha_{3ab} (T_{3j} - T_{3ab}) \quad (5)$$

$$q_{л,3j} = A_3 E_{3j} - q_{k,3j} \quad (6)$$

Здесь  $E_{3j}^{3ab}$  - сигнал ДТП № 3 с включенной завесой;  
 $\alpha_{3ab}$  - КТО конвекцией от воздуха завесы с температурой  $T_{3ab}$  к ДТП № 3, определяется при градуировке как функция давления сжатого воздуха на входе в держак.

Таким образом, конструкция данного термозонда позволяет реализовать три различных метода разделения составляющих лучисто-конвективного теплообмена. Авторы полагают, что это позволит увеличить достоверность и точность получаемых результатов, а также избежать промахов, связанных, например, с продольным омыванием зонда, реализующего первый из приведенных методов разделения.

Результирующий лучистый тепловой поток на исследуемую поверхность, определяется по разнице показаний  $i$ -го ДТП в двух положениях - в направлении к исследуемой поверхности ( $E_{ij}$ ) и противоположном ( $E_{i,j+1}$ ):

$$q_{рез,j} = q_{n,j} - q_{эф,j} = \frac{A_i}{a_i} (E_{i,j+1} - E_{ij}), \quad (7)$$

где  $q_{эф,j}$  - эффективное излучение исследуемой поверхности.

После изготовления термозонда проведена индивидуальная градуировка ДТП. Выполнено две серии измерений, градуирование на лучистый тепловой поток на графитовом излучателе в вакуумной камере [5] и на конвективный тепловой поток в аэродинамическом канале [6].

Излучатель установки для градуирования на лучистый тепловой поток представляет собой графитовый цилиндр длиной 390 мм (измерительный участок 160 мм) и  $\phi$  54x5,5 мм. В восьми сверлениях в стенке измерительного участка вдоль образующих установлены сваренные встык ХА - термопары  $\phi$  0,5 мм в одноканальной фарфоровой соломке. Нагрев излучателя осуществляется прямым пропусканием тока. Снаружи установлено пять экранов из никелевой фольги  $\sigma = 0,1$  мм. Падающий на тепловоспринимающую поверхность градуируемого ДТП тепловой поток определяется на основе зонального расчета системы излучатель-зонд в виде:

$$q_{n,j} = \frac{A_i}{a_i} E_{ij} = \sigma_0 \sum_{k=1}^8 \Phi_{k,i} \varepsilon_k T_{kj}^4. \quad (8)$$

Для исключения случайных погрешностей измерения проводились для достаточно большого набора значений температуры излучателя, и градуировочная постоянная  $i$ -го ДТП по падающему потоку определялась аппроксимацией методом наименьших квадратов, получаемых в координатной системе сигнал датчика - падающий тепловой поток точек прямой.

Для определения поглощательной способности и градуировочной постоянной  $i$ -го ДТП по воспринятому тепловому потоку проводилась градуировка по конвективному тепловому потоку в аэродинамическом канале. При этом в рубашку охлаждения подавали через термостат воду, нагретую до 90 °С, а через канал продували "холодный" воздух, таким образом направление теплового потока было обратным рабочему. Про-

водился ряд измерений при различных скоростях воздушного потока, причем измерение скорости, проводимое с помощью трубки Прандтля, использовалось только для установки режима, а КТО конвекцией к цилиндру данного диаметра определялся с помощью калориметров регулярного режима соответствующего диаметра. Полученные точки, как и в первом случае, аппроксимировались прямой. На основе градуировочных постоянных (по падающему и воспринятому тепловым потокам) определяли поглощательную способность поверхности ДТП.

Анализ погрешностей градуировки, проведенный по методике [7], дает погрешность определения градуировочной постоянной датчиков по падающему потоку на излучателе около 7 % и для градуировки по конвективному потоку по описанной выше методике около 6 %.

#### В ы в о д ы

1. Разработана оригинальная конструкция термозонда для исследования лучисто-конвективного теплообмена в пламенных печах.

2. Разработана методика градуировки датчиков теплового потока, обеспечивающая достаточно высокую точность градуировки.

#### Л и т е р а т у р а

1. Немзер Г.Г. и др. Интенсификация тепловых процессов термообработки крупных поковок.-КМШ, 1977, № 10, с. 40-45.

2. А.с. 679823 (СССР). Термозонд/ И.Р. Микк, И.А. Клевцов.- Опубл. в Б.И., 1979, № 30.

3. Клевцов И.А., Микк И.Р., Методы и приборы разделения лучисто-конвективного теплообмена в промышленных печах.-Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1979, № 466.

4. Немзер Г.Г., Аронов М.А. Исследование режимов нагрева сложных садок при предварительной термической обработке крупных поковок.-КМШ, 1979, № 9, с. 21-25.

5. Вильман И.Р. и др. Приборы для измерения интегральных падающих тепловых потоков в работающих паро-

генераторах и печах. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1978, № 450, с. 119-126.

6. В е с к и А.Ю. и др. Исследование конвективной теплоотдачи ширм при разных углах стали газового потока. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, сер. А, 1971, № 316.

7. О л е й н и к Б.Н. Точная калориметрия. Изд. стандартов. М., 1973.

I. Mikk, I. Klevtsov

The Improvement of the Equipment to Study Heat Exchange in Heating Stoves

Summary

A construction and the operation principle of the thermal probe for measuring the parameters of the heat transfer by radiation and by convection and also calibration procedures are given in this paper.

## С о д е р ж а н и е

I.	Нйспуу Л.М., Раур К.Э. Гранулометрический состав горючих сланцев. . . . .	3
2.	Раур К.Э., Нйспуу Л.М. Разрушение сланцевых частиц при свободном ударе. . . . .	7
3.	Пайст А.А., Пообус А.П., Нуутре М.П. Плавкостные характеристики золы березовского угля. . . . .	31
4.	Захаров Б.Ю., Рундыгин Ю.А., Прикк А.В. О влиянии скорости нагрева на температурные интервалы разложения минеральных составляющих топлива. . .	43
5.	Отс А.А., Сууркууск Т.Н., Ингерманн К.И., Таллермо Х.И., Пайст А.А., Тоуарт Р.В., Шнайдер В.К., Столяревский В.К. Исследование тепловой эффективности топки и пароперегревателей парогенератора П-49 Назаровской ГРЭС в условиях водяной очистки экранов СРЧ. . . . .	53
6.	Лаусмаа Т.М., Тоуарт Р.В. Расчет температурных полей в стенке трубы при водяной обмывке поверхностей нагрева. . . . .	71
7.	Отс А.А., Таллермо Х.И., Томанн Э.Л., Мяэкула О.Э., Рандманн Р.Э., Шнайдер В.К., Столяревский В.К. Исследование состояния металла и износа экранных труб при водяной очистке топки парогенератора П-49 Назаровской ГРЭС . . . . .	79
8.	Прикк А.В., Ингерманн К.И., Тоуарт Р.В., Рундыгин Ю.А. Износ топочных шпирм в низкотемпературной вихревой топке при водяной очистке. . . . .	99
9.	Куль А.М., Отс А.А., Таллермо Х.И., Сууркууск Т.Н., Рандманн Р.Э. Исследование динамического давления по оси паровой струи, распространяющейся в высокотемпературной газовой среде. . . . .	109
10.	Куль А.М. О динамическом давлении в паровой струе, распространяющейся в высокотемпературной газовой среде. . . . .	121
11.	Лоссаар Ю.М., Пайст А.А., Тийкма Т.Б. Некоторые результаты исследования радиационных свойств золowych отложений, возникающих на поверхностях нагрева при опытном сжигании березовского угля . . . . .	133
12.	Вийльманн И.Р., Мияк И.Р., Тийкма Т.Б. Исследование динамики изменения интегральной степени черноты сталей в ходе их нагрева. . . . .	143
13.	Мияк И.Р., Клевцов И.П. Усовершенствование приборов для исследования внешнего теплообмена в термических печах. . . . .	151



руб. 1.40