

Ep. 67  
502

ISSN 0136-3549  
0320-3360

TALLINNA  
POLÜTEHNILISE INSTITUUDI  
TOIMETISED

502

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО  
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО  
ИНСТИТУТА

**ТРИ**  
**'81**

ПРОБЛЕМЫ  
РАБОТЫ  
КОТЕЛЬНЫХ  
УСТАНОВОК  
ТЕПЛОВЫХ  
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ







●

ПРОБЛЕМЫ  
РАБОТЫ  
КОТЕЛЬНЫХ  
УСТАНОВОК  
ТЕПЛОВЫХ  
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

Теплоэнергетика XXII

ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ  
Труды ТПИ № 502  
ПРОБЛЕМЫ РАБОТЫ КОТЕЛЬНЫХ УСТАНОВОК  
ТЕПЛОВЫХ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ  
Теплоэнергетика XXII

Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 29 декабря 1980 года.  
Редактор Н. Розанов. Техн. редактор В. Ранник.  
Подписано к печати 17 июля 1981 года. Бумага 60x90/16.  
Печ. л. 5,5+0,5 приложение. Уч.-изд. л. 4,94.  
Тираж 500. МВ-07580.  
Ротапринт ТПИ, Таллин, ул. Коскла, 2/9. Зак. № 457.  
Цена 75 коп.

© Таллинский политехнический институт, 1981





УДК 621.182.56:620.193.53

А.А. Отс, Р.В. Тоуарт

### ИЗНОС ТРУБ РАДИАЦИОННОГО ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЯ ПЫЛЕСЛАНЦЕВОГО ПАРОГЕНЕРАТОРА ПРИ ВОДЯНОЙ ОЧИСТКЕ

Износ высокотемпературных поверхностей нагрева парогенераторов электростанции является сложным физико-химическим процессом, который определяется многими параметрами, такими, как химический состав неорганической и органической частей топлива, температура металла труб, способ и интенсивность применения средств очистки и т. д.

Известно, что сжигание сланцев сопровождается интенсивным образованием золowych отложений на поверхностях нагрева. До внедрения водяной очистки топочных экранов рост термического сопротивления неудаляемых в циклах очистки золowych отложений ограничивал длительность непрерывной работы парогенератора.

Содержащиеся в золowych отложениях коррозионно-активные компоненты существенно ускоряют высокотемпературную коррозию металла труб поверхностей нагрева в продуктах сгорания топлива. Водяная струя, действуя на золowych отложения, вызывает также термические напряжения в оксидной пленке на поверхности металла, вследствие чего последняя частично или полностью разрушается. Периодические разрушения оксидной пленки в циклах очистки являются основным фактором, ускоряющим процесс высокотемпературной коррозии металла труб.

Для прогнозирования длительности работы металла труб поверхностей нагрева при применении водяной очистки было проведено исследование износа труб из сталей Г2Х1МФ и Г2Х2МФСР радиационного пароперегревателя пылесланцевого парогенератора ТП-101 Эстонской ГРЭС.

Для этих целей в радиационный пароперегреватель были установлены специальные вставки, размеры которых были заранее определены.

В [1] для определения величины износа рекомендуется применять метод контрольных колец. Однако, учитывая малые абсолютные значения износа из-за относительно низких температур металла и неравномерности первоначальной толщины стенки труб, нами был применен метод непосредственного определения толщины стенки трубы. При помощи специального шаблона на опытных вставках отмечались измерительные точки, в которых на специальной установке измеряли толщину стенки. Измерения проводились в восьми точках по периметру и в четырех плоскостях по длине вставки. Такое измерение вставок проводилось до и после испытания.

Примененный метод определения величины износа существенно точнее метода контрольных колец, так как измерения до и после испытания проводятся в одних и тех же фиксированных точках и поэтому влияние неравномерности толщины стенки трубы элиминируется.

Измерительные вставки были длиной 250 мм и расстояние между измерительными плоскостями 50 мм.

После измерения перед испытанием из коротких вставок собирались длинные вставки, которые вставлялись в радиационный пароперегреватель. Через определенные промежутки времени работы в котле часть коротких вставок вырезали и после снятия оксидной пленки определяли величину износа.

Измерительные вставки были установлены на четырех уровнях по высоте топки - на расстояниях 7,5, 9,5, 14,5 и 18,5 м от ската холодной воронки при общей высоте топки 26 м, причем нижние вставки находились на уровне обдувочного аппарата, который очищает радиационный пароперегреватель. Общее количество длинных вставок было 12.

Условия работы труб радиационного пароперегревателя были следующие: температура наружной поверхности 370 - 390 °С, водяная обмывка производилась с периодом  $\tau_0 = 56$  ч через факел аппаратом типа М-3А, который имеет сопло диаметром 20 мм и давление воды перед соплом 0,30 - 0,35 МПа. Величина перепада температуры в циклах очистки



на наружной поверхности труб находилась в пределах 100–130 К.

Золотые отложения на вырезанных вставках имели следующий химический состав:

а) подслои –  $\text{SiO}_2$  8,99 %,  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  30,57 %,  $\text{Al}_2\text{O}_3$  12,37 %,  $\text{CaO}$  17,14 %,  $\text{K}_2\text{O}$  10,72 %,  $\text{MgO}$  1,97 %,  $\text{Na}_2\text{O}$  0,28 %,  $\text{SO}_3^{\text{общ}}$  23,37 %,  $\text{SO}_3^{\text{сульф}}$  18,41 %,  $\text{Cl}$  0,36 %;

б) верхние отложения –  $\text{SiO}_2$  11,58 %,  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  34,66 %,  $\text{Al}_2\text{O}_3$  8,27 %,  $\text{CaO}$  23,74 %,  $\text{K}_2\text{O}$  5,77 %,  $\text{MgO}$  1,90 %,  $\text{Na}_2\text{O}$  0,19 %,  $\text{SO}_3^{\text{общ}}$  18,91 %,  $\text{SO}_3^{\text{сульф}}$  14,14 %,  $\text{Cl}$  0,57 %.

Часть вставок была вырезана через 2949, 10921 и 14770 часов работы. Результаты измерений глубины износа изложены в таблице I.

Т а б л и ц а I

Износ труб радиационного пароперегревателя

Сталь	Средняя глубина износа, мм			Максимальная глубина износа, мм		
	Время работы, ч					
	2949	10921	14770	2949	10921	14770
I2X1MФ	0,02	0,04	0,05	0,04	0,06	0,07
I2X2MФCP	0,026	0,043	0,056	0,05	0,064	0,115

Приведенное среднее значение является арифметической средней всех измерений по фронтовому полупериметру всех вырезанных вставок, а максимальная глубина износа – среднее значение максимальных значений глубины износа во всех плоскостях измерений вырезанных вставок.

Как видно из таблицы I, глубина износа труб из стали I2X2MФCP превышает глубину износа стали I2X1MФ – так, после 14770 часов работы средняя глубина износа стали I2X2MФCP в 1,5 раза, а максимальная глубина в 1,8 раза превышает глубину износа стали I2X1MФ. Это хорошо согласуется с результатами исследований износа, проведенных при более высоких температурах [2].

Для прогнозирования величины износа труб при 100000 часов работы металла экстраполируем данные, полученные на базе времени испытаний 14770 часов. Средняя ожидаемая величина износа для труб из сталей 12Х1МФ и 12Х2МФСР будет соответственно 0,33 и 0,49 мм, а максимальные значения соответственно 0,47 и 0,85 мм за 100000 часов работы при вышеприведенных условиях работы радиационного пароперегревателя.

В условиях периодической очистки поверхностей нагрева от золовых отложений глубина износа труб определяется по следующей формуле:

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

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

Глубина высокотемпературной коррозии сталей под стабильными золовыми отложениями определяется на основе следующих формул [3]:

сталь 12Х1МФ -

$$\ln \Delta s' = -3,40 - 3265 T^{-1} + (-0,79 + 0,182 \cdot 10^{-2} T) \ln \tau, \quad (2)$$

сталь 12Х2МФСР -

$$\ln \Delta s' = -1,218 - 4473 T^{-1} + (-0,05 + 0,758 \cdot 10^{-3} T) \ln \tau. \quad (3)$$

Степень разрушения оксидной пленки  $\xi$  является основным параметром, характеризующим влияние действия очистки на износ труб поверхностей нагрева. Определить ее можно из выражения (I), предварительно определяя коэффициент  $B$ , который для стали 12Х1МФ вычисляется по следующей формуле:



$$\ln B = 5,26 - 2385 T^{-1} + (1,19 - 0,182 \cdot 10^{-2} T) \ln \tau_0, \quad (4)$$

где  $\tau_0$  - период между очередными водяными обмывками.

Величина степени разрушения оксидной пленки определялась как по средним значениям глубины износа, так и по максимальным значениям износа опытных вставок.

Степень разрушения оксидной пленки стали I2XIMФ при длительности работы вставок I4770 часов, рассчитанная по средней глубине износа, составляет  $\xi = 0,025$ , а по максимальной глубине износа 0,039. Значение  $\xi$  по максимальной глубине износа в I,56 раза больше, чем  $\xi$ , определенный по среднему значению глубины износа.

Величины степени разрушения оксидной пленки для стали I2X2MФСР имеют следующие значения:  $\xi = 0,017$  и  $\xi = 0,037$  соответственно по средним и максимальным значениям глубины износа. Видно, что среднее значение степени разрушения оксидной пленки в I,47 раз, а максимальное значение в I,05 раза меньше, чем у стали I2XIMФ.

В заключение необходимо отметить, что при вышеприведенных условиях работы и очистки радиационного пароперегревателя абсолютные значения глубины износа и степени разрушения оксидной пленки являются сравнительно маленькими, что указывает на то, что при необходимости очистки радиационного пароперегревателя может быть усилена.

Учитывая определенные максимальные значения глубины износа металла, можно рекомендовать для прогноза глубины износа труб радиационного пароперегревателя при применении водяной очистки следующие значения степени разрушения оксидной пленки: для стали I2XIMФ - 0,04, а для стали I2X2MФСР - 0,037.

#### Л и т е р а т у р а

1. ОСТ I08.030.0I-75. Котлы паровые. Методика коррозионных испытаний.

2. О т с А.А. Процессы в парогенераторах при сжигании сланцев и канско-ачинских углей. М., Энергия, I977. 3I2 с.

3. Отс А.А., Томанн Э.Л., Тоуарт Р.В.  
Высокотемпературная коррозия котельных сталей в среде про-  
дуктов сгорания эстонских сланцев. - Тр. Таллинск. поли-  
техн. ин-та, № 501, 1981, с. 3.

A. Ots, R. Touart

Corrosive-Erosive Wear of Pulverised Oil-Shale-Fired  
Boiler Radiant Superheater During On-Load Water Jet Cleaning

Summary

In this paper the problems of corrosive-erosive wear of radiant superheater tubes of pulverised oil-shale-fired boiler ТП-101 are given. The depth of wear for steels 12X1MФ and 12X2MФCP and the degree of destruction of the oxide film  $\xi$  due to water jet cleaning process are presented.



КОРРОЗИОННАЯ СТОЙКОСТЬ КОТЕЛЬНЫХ СТАЛЕЙ  
В ПРОДУКТАХ СГОРАНИЯ БЕРЕЗОВСКОГО УГЛЯ

Металл поверхностей нагрева в парогенераторах подвергается сложному воздействию продуктов сгорания топлив и золовых отложений. Влияние золовых отложений на коррозию различных марок котельных сталей различно и количественную оценку коррозионной стойкости стали можно проводить на основе соответствующих экспериментов.

Для разработки расчетных формул глубины высокотемпературной коррозии под влиянием золы березовского угля проведены лабораторные исследования котельных сталей: I2X1MФ, I2X2MФCP, XI8H12T и сталь 20.

Минимальная и максимальная длительность опытов была соответственно 150 и 4000 часов. Углеродистая сталь 20 испытывалась в интервале температур от 450 до 550 °C, стали перлитного класса I2X1MФ и I2X2MФCP в интервале от 500 до 650 °C и аустенитная сталь в интервале от 550 до 650 °C.

Лабораторные коррозионные испытания проводились по методике, которая заключается в определении потери массы стальных образцов вследствие коррозии в течение определенного промежутка времени [1, 2].

Исследования проводились с вырезанными из труб плоскими образцами размерами 40x10x3 мм. Перед испытаниями образцы были обезжирены и взвешены на аналитических весах с точностью 0,0001 г.

Лабораторная установка для исследования кинетики коррозии котельных сталей состояла из блока параллельно работающих вертикальных трубчатых печей типа Т-40/600. Пять одновременно работающих печей были снабжены автоматикой для

поддерживания постоянной температуры точностью  $\pm 5$  °С. Печи были соединены между собой коллекторной трубой, при помощи которой в них подавались продукты сгорания газа. Во избежание конденсации водяных паров, коллекторная труба была снабжена электрическими нагревателями. Коллекторная труба была соединена с камерой сгорания, куда подавался газ из городской сети, а воздух — при помощи вентилятора.

Продукты сгорания содержали в среднем  $\text{CO}_2$  — 9,5 %,  $\text{H}_2\text{O}$  — 15,8 % и  $\text{O}_2$  — 4,2 %. Постоянство состава продуктов сгорания в печах проверялось по газовому анализу (через час). Газ сжигался при коэффициенте избытка воздуха 1,20—1,30.

Следовательно, выбранная методика исследований позволила поддерживать исследуемые образцы в условиях, соответствующих реальным условиям по концентрации кислорода и водяных паров, величины которых могут играть важную роль в процессе высокотемпературной коррозии.

Лабораторные коррозионные опыты были циклическими. Перед каждым циклом образцы смазывались смазкой, которая состояла из золы березовского угля и спирта. Смазанные образцы сушились при комнатной температуре. Исследуемые образцы вставлялись при помощи специальных стержней в нагретые до предусмотренной в опыте температуры печи. После 10 часовой выдержки исследуемые образцы вынимались из печей и охлаждались при комнатной температуре. Затем удалялась отработанная зола и образцы смазывались снова.

В исследованиях использовалась зола из мультициклона парогенератора ПК-10Ш, полученная во время опытных сжиганий березовского угля. Химический состав золы был следующий:  $\text{SiO}_2$  — 25,3 %,  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  — 9,9 %,  $\text{Al}_2\text{O}_3$  — 8,6 %,  $\text{CaO}$  — 39,8 %,  $\text{MgO}$  — 7,8 %,  $\text{K}_2\text{O}$  — 0,5 %,  $\text{Na}_2\text{O}$  — 0,9 %,  $\text{SO}_3$  — 4,9 %,  $\text{SO}_{3\text{с-т}}$  — 4,6 %.

Количество корродированного материала определялось по разности масс чистого образца до и после испытания. Оксидная пленка с образцов снималась в жидком натрии при пропускании аммиака. На основании установленной потери массы рассчитывалась удельная потеря массы  $q$ , г/см<sup>2</sup> по полной первоначальной поверхности образца.



Глубина коррозии через удельную потерю массы рассчитывалась по формуле:

$$\Delta s = 10q\rho_m^{-1} \text{ мм}, \quad (1)$$

где  $\rho_m$  - плотность металла, г/см<sup>3</sup>.

На фиг. I-4 в логарифмических координатах  $\ln \Delta s - \ln t$  представлены установленные в опытах зависимости глубины коррозии от времени при различных температурах.

Интенсивность коррозии металла в зависимости от времени обычно выражается формулой:

$$q = A \tau^n \quad (2)$$

или

$$\Delta s = A \rho_m^{-1} \tau^n, \quad (3)$$

где  $A$  - зависящий от температуры коэффициент;

$\tau$  - время;

$n$  - показатель степени окисления.

Показатель степени окисления является величиной, характеризующей процесс коррозии стали со временем. Чем выше  $n$ , тем меньше сопротивление оксидной пленки потоку кислоты от окружающей среды к реакционной поверхности.

Полученные в лабораторных исследованиях данные обрабатывались по формуле (3) на ЭВМ. Кинетические линии в координатах  $\ln \Delta s - \ln t$  изображаются прямыми и на основе уравнения (3) выражаются зависимостью

$$\ln \Delta s = \ln(\rho_m^{-1} A) + n \ln t. \quad (4)$$

Эти линии на диаграммах для испытанных марок сталей изображены на фиг. I-4 пунктирными линиями. Величины показателя окисления по маркам стали при разных температурах приведены в таблице I. Средние значения для сталей I2XIMФ и I2X2MФCP найдены по температурам 500, 550 и 600 °C. Видно, что показатель степени окисления котельных сталей в продуктах сгорания березовского угля зависит от температуры. Для перлитных сталей показатель степени окисления в интервале температур 500–600 °C с повышением температуры увеличивается, особенно резко при температуре 650 °C. Таким образом, можно предположить, что в повышении темпера-

туры (выше 600 °С) процесс окисления перлитной стали имеет тенденцию к переходу от диффузионного к кинетическому режиму окисления. Показатель степени окисления аустенитной стали в области температур 550–650 °С с повышением последней также увеличивается, как и показатель степени окисления углеродистой стали 20.

Т а б л и ц а I

Значения показателя степени окисления для различных марок сталей в зависимости от температуры

Марка стали	Величина	Температура, °С					Среднее значение n
		450	500	550	600	650	
20	n	0,22	0,29				0,26
XI8H12T	n			0,33	0,36	0,41	0,37
I2XIMФ	n		0,29	0,32	0,33	0,76	0,31 <sup>x</sup>
I2X2MФCP	n		0,27	0,30	0,47	0,75	0,35 <sup>x</sup>

<sup>x</sup> средние значения n найдены по температурам 500, 550 и 600 °С.

Для получения расчетной формулы глубины коррозии в зависимости от времени и температуры было принято, что показатель степени окисления зависит от температуры прямолинейно [3],

$$n = C + DT, \quad (5)$$

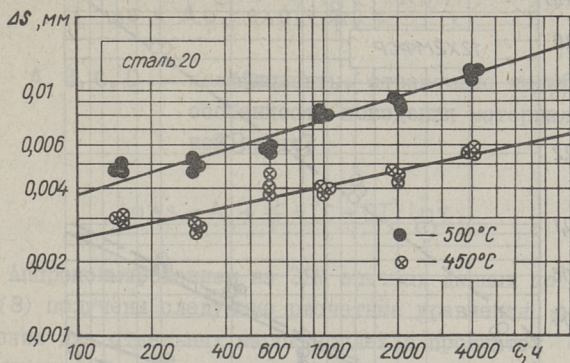
а коэффициент A выражается следующей формулой, подобной закону Аррениуса:

$$A = k_0 \exp\left(-\frac{E}{RT}\right), \quad (6)$$

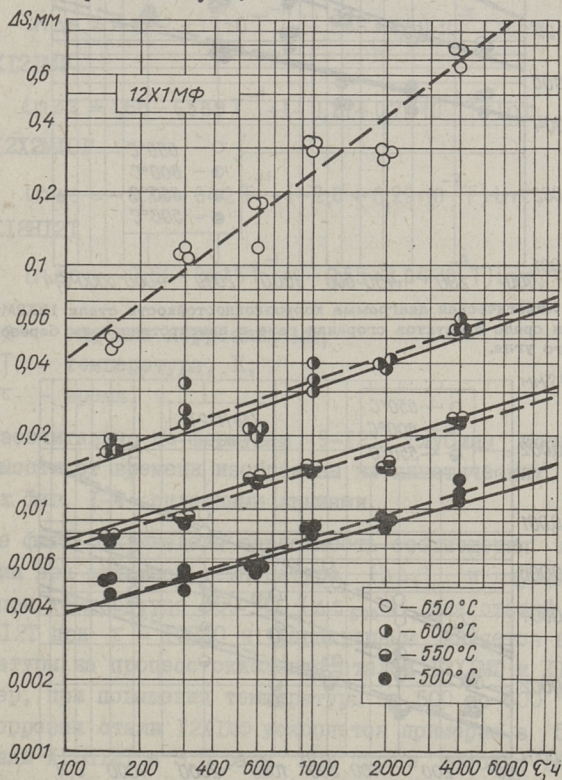
где  $k_0$  – предэкспоненциальный множитель;  
 $E$  – энергия активации (кажущаяся);  
 $R$  – универсальная газовая постоянная;  
 $T$  – абсолютная температура.

Учитывая вышеприведенное обобщенное уравнение расчета глубины коррозии в зависимости от температуры и времени выражается формулой (7),

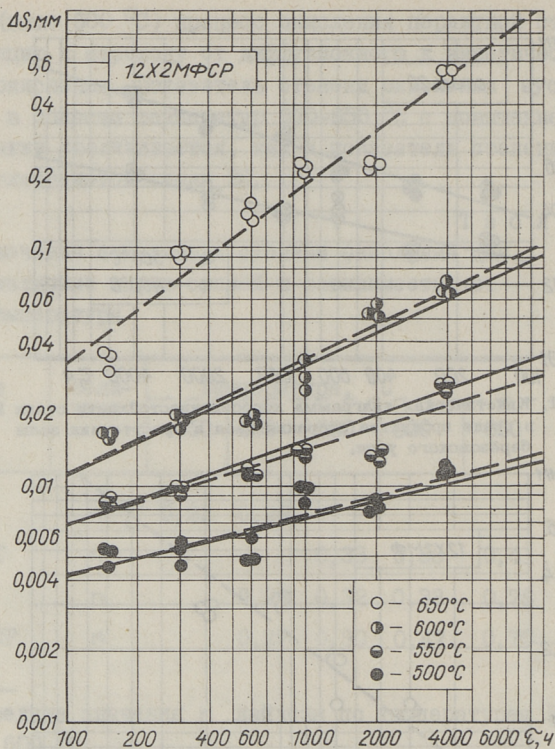




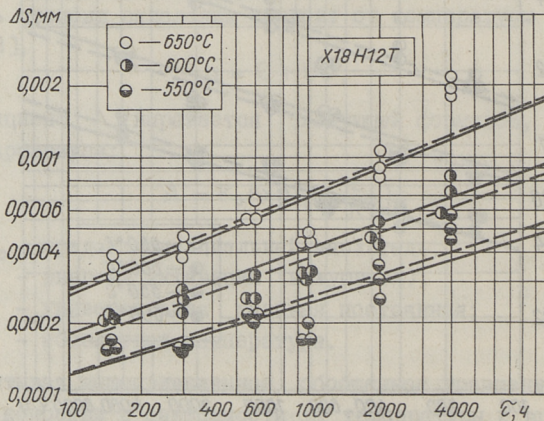
Фиг. 1. Кинетическая диаграмма коррозионностойкости стали 20 в среде продуктов сгорания газа в присутствии золы берёзовского угля.



Фиг. 2. Кинетическая диаграмма коррозионностойкости стали 12X1MФ в среде продуктов сгорания газа в присутствии золы берёзовского угля.



Фиг. 3. Кинетическая диаграмма коррозионностойкости стали 12X2MФCP в среде продуктов сгорания газа в присутствии золы березовского угля.



Фиг. 4. Кинетическая диаграмма коррозионностойкости стали X18H12T в среде продуктов сгорания газа в присутствии золы березовского угля.



$$\Delta s = A \rho_m^{-1} \exp\left(-\frac{B}{T}\right) \tau^{(C+DT)}, \quad (7)$$

где  $A, B, C, D$  - коэффициенты, отражающие индивидуальные особенности поведения материалов в данной среде;

или

$$\ln \Delta s = A + \frac{B}{T} + (C+DT) \ln \tau. \quad (8)$$

Аппроксимированием на ЭВМ опытных данных по уравнению (8) получены следующие расчетные уравнения глубины коррозии для отдельных марок сталей в продуктах сгорания березовского угля:

сталь 20

$$\ln \Delta s = -5,32 - 1210 T^{-1} + (-0,86 + 1,50 \cdot 10^{-3} T) \ln \tau, \quad (9)$$

XI2IMФ

$$\ln \Delta s = 1,68 - 6589 T^{-1} + (-0,27 + 0,71 \cdot 10^{-3} T) \ln \tau, \quad (10)$$

I2X2MФCP

$$\ln \Delta s = -6,22 - 342 T^{-1} + (-2,0 + 0,29 \cdot 10^{-2} T) \ln \tau, \quad (11)$$

XI8H12T

$$\ln \Delta s = -7,51 - 2435 T^{-1} + (-0,55 + 1,04 \cdot 10^{-3} T) \ln \tau, \quad (12)$$

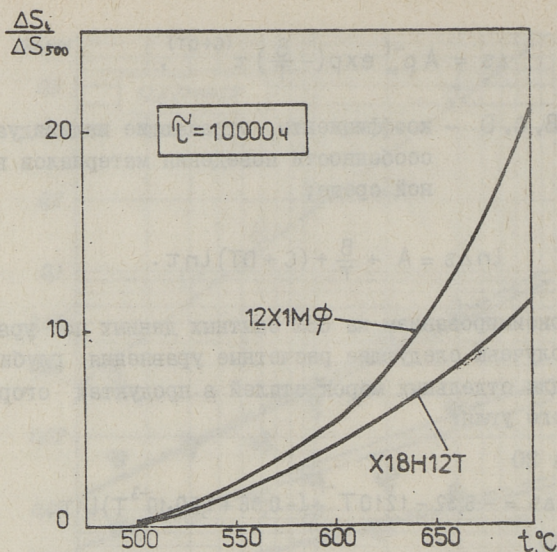
где  $\Delta s$  - глубина коррозии, мм;

$T$  - температура, К;

$\tau$  - время, ч.

Расчитанные по формулам (9-12) глубины коррозии в зависимости от времени изображены на кинетических диаграммах фиг. 1-4 сплошными линиями.

На фиг. 5 приведена зависимость соотношения глубины коррозии при заданной температуре ( $\Delta s_t$ ) и глубине коррозии при температуре 500 °С ( $\Delta s_{500^\circ}$ ) для сталей I2XIMФ и XI8H12T при  $\tau = 10000$  ч. Характерным является влияние температуры на процесс окисления сталей I2XIMФ и XI8H12T. Например, при повышении температуры от 500 до 600 °С процесс коррозии стали I2XIMФ ускоряется примерно в 5 раз, а у стали XI8H12T в 3,5 раза. При более высоких температурах коррозия стали I2XIMФ увеличивается более резко.



Фиг. 5. Зависимость отношения глубины коррозии при заданной температуре ( $\Delta S_t$ ) к глубине коррозии при температуре 500 °С ( $\Delta S_{500}$ ) для разных сталей.

Оценивая полученные данные, необходимо отметить незначительную коррозионную активность зола березовского угля. Особенно высокую коррозионную стойкость имеет аустенитная сталь X18H12T. Обращает на себя внимание относительно слабая зависимость показателя степени окисления стали 12X1MΦ от температуры. Высокая коррозионная стойкость сталей в продуктах сгорания березовского угля объясняется отсутствием в золе компонентов, ускоряющих процесс коррозии.

#### Л и т е р а т у р а

1. Э п и к И.П., Т о м а н н Э.Л., О т с А.А. Лабораторное исследование кинетики окисления котельных сталей в среде продуктов сгорания сланцев. — Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1971, серия А, № 316, с. 3-19.

2. А р р о Х.Х., Т а л л е р м о Х.И., Т о м а н н Э.Л., Э п и к И.П. О методике лабораторного исследования жаростойкости котельных сталей применительно к условиям сжигания прибалтийских сланцев. — Материалы конференции



по процессам в минеральной части энергетического топлива, Таллин, 1969, с. 47-53.

3. Трунин И.И., Тюльпин К.К., Логинов Э.А., Отс А.А., Антикайн П.А., Зусман В.М., Максимов А.И. Аналитическое описание температурно-временной зависимости процесса окисления стали. - В сб.: Влияние минеральной части энергетических топлив на условия работы парогенераторов, т. III Б, Таллин, 1974, с. 10-18.

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

5. ОСТ 108.030.01-75. Паровые котлы. Методика коррозионных испытаний.

A. Paist

### Corrosion Resistance of Boiler Steels in the Combustion Products of Berezovo Brown Coal

#### Summary

In this paper the results of the laboratory investigations of high-temperature corrosion resistance of the boiler steels 12X1MФ, 12X2MФCP, X18H12T and steel 20 in the combustion products of Berezovo brown coal have been presented. The tests were carried out at temperatures in the range of 450-650 °C during 4000 R. The formulas of calculating the loss of wall thickness are given as well.





А.В. Прикк, И.А. Щучкин

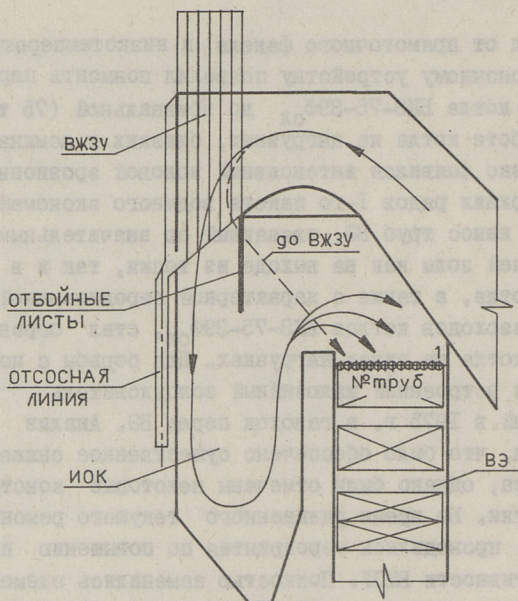
ЗОЛОВОЙ ИЗНОС ТРУБ ВОДЯНОГО ЭКОНОМАЙЗЕРА КОТЛА  
БКЗ-75-39Ф<sub>сл</sub> С ВИХРЕВЫМ ТОПОЧНЫМ УСТРОЙСТВОМ

Как известно, при сжигании горючих сланцев наблюдается интенсивный золовой износ конвективных поверхностей нагрева.

Переход от прямоточного факела к низкотемпературному вихревому топочному устройству позволил повысить паропроизводительность котла БКЗ-75-39Ф<sub>сл</sub> до номинальной (75 т/ч). Однако при работе котла на нагрузках, близких к номинальной, наиболее резко выявился интенсивный золовой эрозионный износ труб верхних рядов I-го пакета водяного экономайзера (ВЭ). Такой износ труб ВЭ, связанный со значительным угрублением летучей золы как на выходе из топки, так и в хвостовой части котла, а также с характерной аэродинамикой конвективных газоходов котлов БКЗ-75-39Ф<sub>сл</sub>, стал ограничением для работы котла на таких нагрузках. Для борьбы с последним используется встроенный жалюзийный золоуловитель (ВЖЗУ), установленный в 1975 г. в газоход перед ВЭ. Анализ работы ВЖЗУ показал, что было обеспечено существенное снижение золового износа, однако были отмечены некоторые конструктивные недостатки. Во время удлиненного текущего ремонта котла в 1976 г. проводились мероприятия по повышению надежности и эффективности ВЖЗУ. Полностью заменились элементы ВЖЗУ (новыми из труб  $\Phi_{\text{вн}} = 31$  мм вместо 22 мм), смонтировались золоулавливающие камеры с целью организации отсоса золы по всей высоте лопаток и устанавливались отбойные листы для ликвидации возможности прямого попадания летучей золы на фронтные трубы ВЭ (фиг. 1).

По результатам проведенных золовых балансов распределение летучей золы по элементам парогенератора после уста-

новки ВЖЗУ практически не изменилось. В зависимости от нагрузки котла в шлаковом комode улавливалось 31–50 % от общего количества золы, в инерционно-осадительной камере (ИОК) 3,1–5,4 % и в мультициклоне 26–44,1 %. В то же время к.п.д. котлоагрегата по улову золы повысился с 62 – 79,4 % до 85,6–95,7 %, т.е. значительно сократилось количество золы, выбрасываемой в атмосферу. К.п.д. ВЖЗУ увеличивается с ростом нагрузки котла от 50 до 75 т/ч соответственно от 10,8 до 29,9 %. Максимальный к.п.д. имеет место при скорости газового потока на входе в ВЖЗУ 12 – 14 м/с. Количество золы, уловленное в ВЖЗУ, составляет при этом 7,5–14,5 % от общего количества летучей золы.



Фиг. 1. Схема установки встроенного жалюзийного золоуловителя (ВЖЗУ) и отбойных листов в инерционно-осадительной камере (ИОК).

Уловом такого количества летучей золы в ВЖЗУ, во-первых, резко уменьшился эрозионный износ верхних труб I-го по хо-



ду газов пакета ВЭ и, во-вторых, повысились к.п.д. по улову золы ИОК и мультициклона.

### Изменение зернового состава и концентрации летучей золы

Для исследования изменения концентрации и зернового состава летучей золы в газоходе над I-м пакетом ВЭ по ходу газов в ходе золовых балансовых испытаний котла № 5 ТЭЦ Ахтме отсасывались пробы летучей золы. На основе полученных данных строились поля относительного массового расхода и зернового состава летучей золы при различных нагрузках котла. По данным относительных выходов летучей золы в точках отбора проб и зерновых характеристик проб посредством материальных балансов высчитывались средние "относительные массовые расходы" и средние зерновые характеристики летучей золы по сечениям и по газоходу.

На основе этих данных выявилось, что после установки ВЖЗУ в 1975 г. в I-м сечении у фронтальной стены газохода состав летучей золы мало изменился, а концентрация несколько уменьшилась, т.е. с точки зрения золового износа условия работы труб в I-м сечении облегчились. Во II-м и в III-м сечениях уменьшилось концентрирование золы к стенам газохода. При этом наиболее грубая зола проходит в III-м сечении.

Анализ средних массовых расходов летучей золы в сечениях I-III показывает, что с установкой ВЖЗУ заметно уменьшилось концентрирование более крупных эрозионно-активных частиц летучей золы к боковым и к фронтальной стенам газохода перед ВЭ. Как показали данные замеров глубины золового износа, приводимые далее, вследствие этого был ликвидирован опасный локальный износ труб у боковых стен газохода. В то же время из-за возможности прямого пролета крупных фракций золы из ВЖЗУ на трубы вблизи порога, в III-м сечении увеличилась концентрация и относительное содержание крупных фракций.

После реконструкции ВЖЗУ в 1976 г. в I-м сечении газохода зола утончалась -  $R_{50}$  уменьшалось с 30 до 20,6 %

(до и после реконструкции при паропроизводительности  $D_k = 75$  т/ч), а средний массовый расход золы падал значительно — от 1,35 до 0,5 т/м<sup>2</sup>·с, т.е. в 2,3–2,7 раза. В районе порога уменьшилось содержание в летучей золе грубых частиц, чем был ликвидирован износ задних труб по всей их длине, т.е. после реконструкции ВЖЗУ с точки зрения золотого износа труб ВЭ среднеинтегральные условия работы труб в сечениях, близких к фронту газохода, еще более облегчились, но лимитирующими все-таки остались зоны вблизи боковых стен, где как и раньше, наблюдались более высокие концентрации грубых частиц золы.

Таким образом, проведенный анализ показывает, что в результате установки ВЖЗУ и отбойных листов в ИОК произошло сокращение и перераспределение зон износа I-го пакета ВЭ. Это явилось следствием улова в ВЖЗУ значительного количества летучей золы до попадания в ВЭ и перераспределения и выравнивания концентраций летучей золы над ВЭ. Так, коэффициент неравномерности концентрации над ВЭ по сечениям I–III до установки ВЖЗУ был при  $D_k = 60$  т/ч равен 2,87, в после установки снизился до 1,46 при  $D_k = 50$  т/ч и до 1,74 при  $D_k = 70–75$  т/ч.

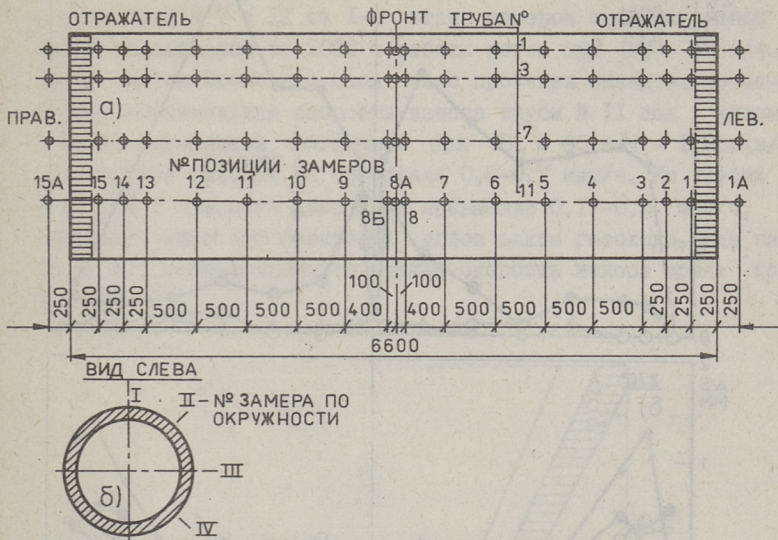
Изложенные выше результаты хорошо согласуются с данными исследования золотого износа труб.

### Золотой износ труб водяного экономайзера

С целью получения данных о влиянии ВЖЗУ на кинетику золотого износа первых рядов труб I-го пакета ВЭ по ходу газов в ходе текущих ремонтов котла производились замеры диаметра труб первого ряда № 1, 3, 7 и II согласно схеме на фиг. 2 (трубы, хромированные из стали 20,  $\Phi 32 \times 3,5$ ). Замеры производились в 2 этапа, до и после реконструкции ВЖЗУ.

На основе I-го этапа замеров отмечалось значительное общее снижение износа труб. За весь этот период работы котла (7126,8 ч при  $D_k^{cp} = 55,6$  т/ч) не было ни одного аварийного останова котла в связи с выходом из строя труб ВЭ. На фиг. 3, а–в приведены графики изменения глубины

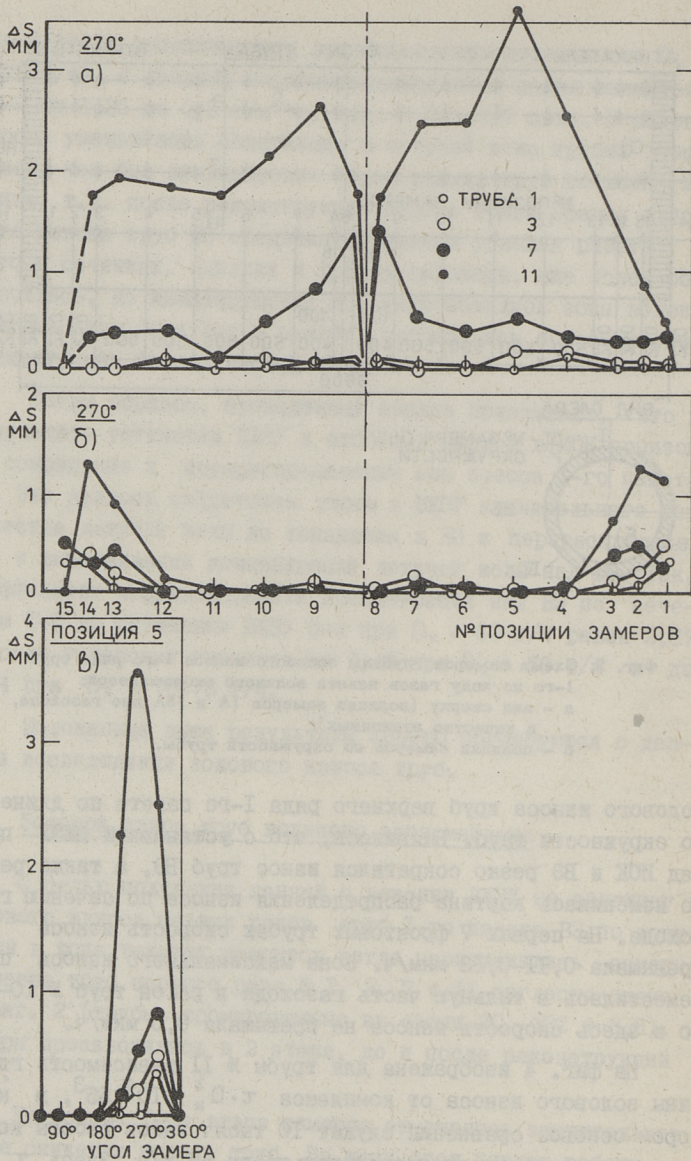




Фиг. 2. Схема замеров глубины золотого износа 1-го ряда труб 1-го по ходу газов пакета водяного экономайзера:  
 а - вид сверху (позиции замеров 1А и 15А вне газохода, в качестве эталонных);  
 б - позиции замеров по окружности трубы.

золотого износа труб верхнего ряда I-го пакета по длине и по окружности труб. Выявилось, что с установкой ВЖЗУ перед ИОК и ВЭ резко сократился износ труб ВЭ, а также резко изменилась картина распределения износа по сечению газохода. На первых 7 фронтальных трубах скорость износа не превышала 0,11-0,13 мкм/ч. Зона максимального износа переместилась в тыльную часть газохода в район труб № 10-13, но и здесь скорость износа не превышала 0,5 мкм/ч.

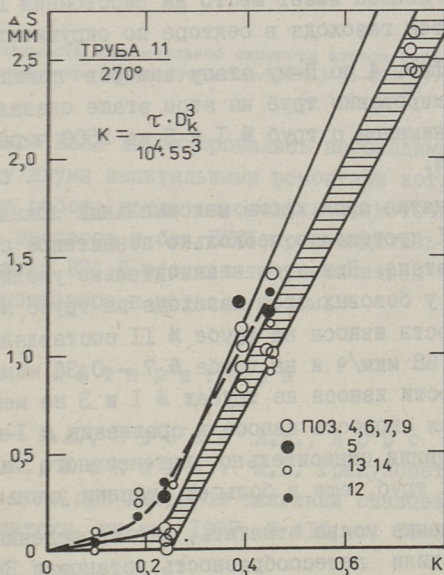
На фиг. 4 изображена для трубы № II зависимость глубины золотого износа от комплекса  $\tau \cdot D_k^3 / 10^4 \cdot 55^3$ , в котором основой сравнения служат 10 тысяч часов работы котла при средней паропроизводительности 55 т/ч. Здесь  $\tau$  и  $D_k$  соответственно часы работы и средняя паропроизводительность котла от пуска до соответствующей серии замеров. Аналогичные зависимости для оценки интенсивности износа



Фиг. 3. Глубина золотого износа ( $\Delta S$ ) труб верхнего ряда 1-го по ходу газов пакета водяного экономайзера:  
 а - 1-ый этап замеров ( $\tau = 7127$  ч,  $D_K^{CP} = 55,6$  т/ч);  
 б - II этап замеров ( $\tau = 4911$  ч,  $D_K^{CP} = 53,4$  т/ч);  
 в - распределение износа по периметрии на 1-ом этапе замеров.



получены и для труб № 1, 3 и 7. Выявилось, что в условиях работы труб № 7 и II на I-м этапе замеров защитный слой хрома изнашивался за 2000 ч работы котла при  $D_k^{cp} = 57$  т/ч. После снятия хромового слоя износ протекал значительно быстрее; максимальная скорость износа трубы № II под углом  $270^\circ$  по окружности составлял при  $D_k = 65$  т/ч — 1,08 мкм/ч; в остальных районах не превышала 0,6–0,7 мкм/ч. На трубах № 1, 3 и 7 скорость износа не превышала 0,17–0,2 мкм/ч, за исключением зон фронтальных углов шахты газохода, где на трубе № 1 максимальная локальная скорость износа дошла до 0,5 мкм/ч.



Фиг. 4. Зависимость глубины золотого износа ( $\Delta S$ ) трубы № 11 верхнего ряда 1-го по ходу газов пакета водяного экономайзера от комплекса К.

До установки ВЭЗУ на трубах № 1–5 фронтальной части газохода и у боковых стен шахты газохода скорость износа дошла при  $D_k = 75$  т/ч до 2,4 мкм/ч.

Среднеинтегральная скорость износа I-го пакета, по оценкам, уменьшилась значительно, в 8-10 раз. В результате была ликвидирована необходимость замены труб ВЭ между двумя капитальными ремонтами котла.

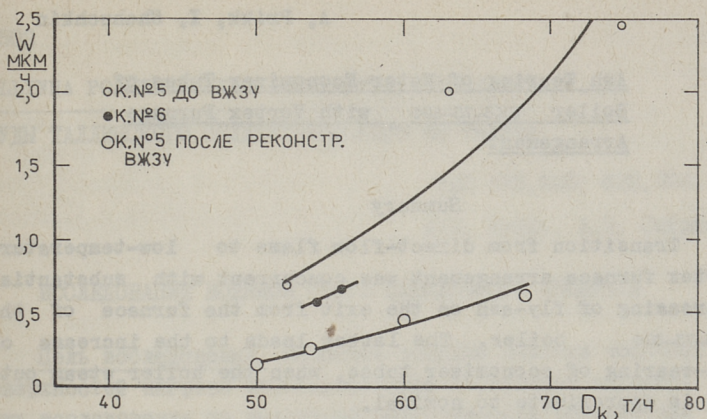
II-й этап замеров глубины золотого износа производился после реконструкции ВЖЗУ аналогично I-му этапу. На основе данных фиг. 3, б видно, что в сравнении с I-м этапом изменилась картина распределения золотого износа по длине труб № 7 и II. Картина распределения золотого износа по длине труб № I и 3 осталась прежней. Также не изменилась картина распределения износа по окружности труб. Максимальная зона износа имеет место на расстоянии до  $\sim 0,75$  м от боковых стен газохода в секторе по окружности  $270-315^{\circ}$ .

Данные фиг. 4 по II-му этапу замеров показывают, что качество хромирования труб на этом этапе оказалось низким. Слой хрома снимался с труб № I и 3 за 2500 ч работы при  $D_k^{cp} = 47$  т/ч.

После снятия слоя хрома максимальный локальный износ на трубе № II протекал с несколько пониженной скоростью, чем при I-м этапе. При этом незначительно увеличилась скорость износа у боковых стен газохода на трубе № 7. Максимальная скорость износа на трубе № II составляла при  $D_k = 65$  т/ч -  $0,68$  мкм/ч и на трубе № 7 -  $0,36$  мкм/ч. Максимальные скорости износа на трубах № I и 3 не менялись. Среднеинтегральная скорость износа в сравнении с I-м этапом, за счет ликвидации относительно интенсивного износа по длине тыльных труб, еще в большей степени уменьшилась.

В заключение можно отметить, что проведенные исследования подтвердили целесообразность установки ВЖЗУ перед ИОК и водяным экономайзером. Применение ВЖЗУ резко сократило золотой износ труб ВЭ, вследствие сокращения концентрации и изменения зернового состава летучей золы и выравнивания скоростей и концентраций в газоходе перед ВЭ. Максимальная локальная скорость износа уменьшилась в 3-4 раза, с  $2,4$  мкм/ч до установки ВЖЗУ до  $0,68$  мкм/ч после установки (фиг. 5). Средняя скорость износа уменьшилась в 8-10 раз (с  $1,7$  мкм/ч до  $0,15-0,19$  мкм/ч).





Фиг. 5. Зависимость максимальной скорости износа труб водяного экономайзера от нагрузки котла БКЗ-75-39Ф<sup>сл</sup>.

Установкой ВЖЗУ ликвидировалась необходимость замены труб ВЭ между двумя капитальными ремонтами котла, в то время как при работе котла в условиях прямоточно-факельного топочного процесса и без ВЖЗУ производилась полная замена I-го пакета ВЭ. В результате увеличилась надежность водяного экономайзера и котла в целом.

### Л и т е р а т у р а

Г. Отс А.А., Прикк А.В., Арро Х.Х., Рундугин Ю.А., Конович М.Н. Гранулометрический состав летучей золы при вихревом сжигании сланцев. — Труды Таллинск. политехн. ин-та, 1977, № 416, с. 85-90.

Ash Wearing of Water-Economizer Tubes of  
Boiler БК3-75-39Ф<sub>сн</sub> with Vortex Furnace  
Arrangement

Summary

Transition from direct-flow flame to low-temperature vortex furnace arrangement was concurrent with substantial increasing of fly-ash on the exit from the furnace of the БК3-75-39Ф<sub>сн</sub> boiler. The latter leads to the increase of ash-wearing of economizer tubes, when the boiler steam output is approximate to nominal.

The paper gives the data of the distribution of fly-ash grain composition and mass before the economizer and comparative ash-wearing data of economizer tubes in the first rows before and after installation of the blindical ash catcher.

After the installation of the blindical ash catcher the ash-wearing of economizer tubes decreases abruptly. The need of changing these tubes in between the two capital repairs of boiler was eliminated. As a result, the reliability of economizer and the boiler, as a whole, increases.



УДК 532.525; 622.234.5

А.М. Куль, А.Э. Сийрде

## ИССЛЕДОВАНИЕ ВОДЯНОЙ СТРУИ ОБМЫВОЧНОГО АППАРАТА

Цель исследования. Освоение водяной очистки топочных поверхностей нагрева парогенераторов заставляет осуществить исследования по выяснению эффективности воздействия водяной струи на обмываемую поверхность. В частности, необходимой является разработка малогабаритной насадочной головки и насадок, обеспечивающих достаточно компактную и дальнобойную струю через топочное пространство до встречи с очищаемой поверхностью. Размеры топки мощных парогенераторов требуют работоспособную струю на расстоянии от насадки 25–30 м, причем существует ряд факторов, учет которых при разработке обмывочных устройств является обязательным. Решение рассматриваемой проблемы сводится прежде всего к правильному формированию потока как в подводящем стволе так и в головке и в насадках обмывочного аппарата.

В число более отличительных особенностей струй водяной очистки следует очевидно отнести:

1. Диаметры насадок, определяемые не только дальностью и компактностью струи, а также расходом воды, зависящим, в свою очередь, от температурного воздействия струи на золотые отложения и на металл очищаемых труб.

2. Давление воды в системе обмывочного устройства надо принимать умеренное, согласно условиям водоснабжения на электрических станциях.

3. Конструкция и размеры применяемых в настоящее время обдувочных аппаратов (в частности, глубоководных аппаратов ОГ) заставляют отказаться от некоторых общепринятых приемов формирования подводящего к насадкам потока,

прежде всего, от длинного сходящегося конфузора перед насадками.

4. Более сложные схемы обмывки требуют одновременно действия двух или даже большего числа струй, вылетающих из насадок одной и той же головки под различными углами. Следовательно, при проектировании головки и насадок следует обеспечить хорошие гидродинамические свойства всех струй.

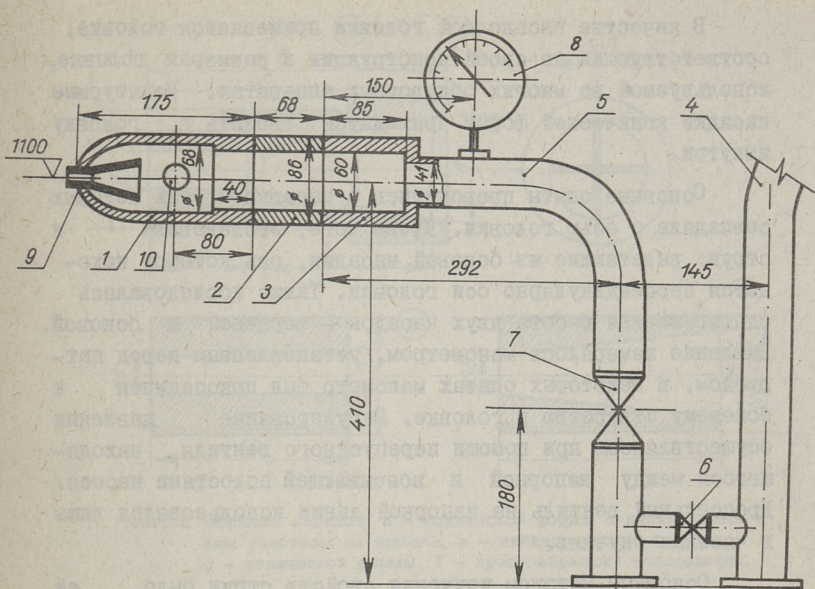
5. Динамическое и термическое воздействие струи на поверхность должно быть равномерное, а обмываемая струей площадь максимально велика. Этому требованию больше всего отвечает, очевидно, уже до некоторой степени распавшаяся струя в виде газо-водяного факела. Однако распад струи должен начаться недалеко от поверхности, иначе струя не способна пробиваться через пространство в силу резкого повышения сопротивления распавшейся струи.

Следует отметить, что водяные струи исследовались до сих пор в основном преследуя иную цель. Так, например, гидромониторные струи, предназначенные для резания, отбойки и размыва горных пород, должны обладать большим динамическим давлением на относительно небольшом расстоянии от насадки [1, 2, 3]. Струи дождевальных машин, относящиеся к числу низконапорных струй, должны орошать возможно большую площадь равномерным дождем из мелких капель [5, 6, 7]. Из сказанного вытекает, что изучение струй обмывочных аппаратов обладает некоторым своеобразием по методике и постановке исследования.

Постановка эксперимента. Для проведения экспериментального исследования разных насадок был построен лабораторный стенд, состоящий из центробежно-вихревого насоса ЦВ-6, 3/160 и насадочной головки на нагнетательной полости насоса. Мощность двигателя 27 кВт, частота вращения 2900 об/мин. Вода всасывалась из открытого бака, где произошла некоторая деаэрация воды. Наличие воздуха в подаваемой воде существенно ухудшало качество струи.

Рабочая часть стенда представлена на фиг. 1. Нагнетательный трубопровод (5) переходит в расширенный патрубок (3), имеющий наружную резьбу. Головка (1) с насадками на-





Фиг. 1. Рабочая часть лабораторного стенда:

- 1 - насадочная головка; 2 - промежуточная часть;
- 3 - патрубок; 4 - линия всасывания; 5 - линия нагнетания; 6 - перепускной вентиль; 7 - дроссельный вентиль; 8 - манометр; 9 - торцевая насадка;
- 10 - отверстие присоединения боковой насадки.

винчивается на патрубок, причем между головкой и патрубком можно поставить цилиндрические промежуточные тела с целью увеличить объем головки, а также создать возможность применить успокоитель в головке, если окажется необходимым дополнительно выравнивать поток. Можно полагать, что условия подвода потока воды к головке в опытной установке хуже, чем в применяемых в энергетике обдувочных аппаратах (ОГ и другие), где перед головкой имеется длинный ствол, создающий благоприятные условия для выравнивания потока. У опытной установки вода поступает в головку после прохождения колена, которое может порождать парные вихри. Кроме того, при переходе в патрубок намечается небольшое резкое изменение диаметра.

В качестве насадочной головки применяется головка, соответствующая по своей конструкции и размерам головке, используемой во многих обдувочных аппаратах. Испытуемые насадки конической формы приходится вводить в головку изнутри.

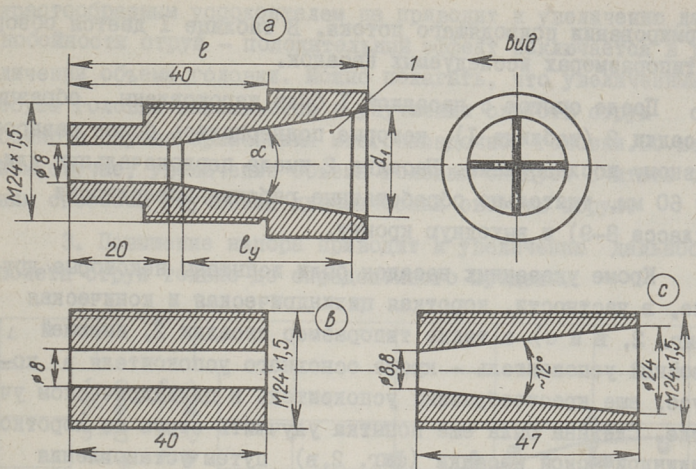
Основные опыты проводились с насадками, ось которых совпадала с осью головки. Кроме того, исследовали и струи, вылетающие из боковой насадки, ось которой находится перпендикулярно оси головки. Также исследовалась одновременная работа двух насадок — торцевой и боковой. Давление замерялось манометром, установленным перед патрубком, в некоторых опытах манометр был присоединен к боковому отверстию в головке. Регулирование давления осуществлялось при помощи перепускного вентиля, находящегося между напорной и всасывающей полостями насоса. Дроссельный вентиль на напорной линии использовался лишь в частных случаях.

Основным методом изучения свойств струи было ее фотографирование на фоне доски черного цвета. Передвигаемая вдоль оси струи доска имела масштабный крест, позволяющий на разных расстояниях от насадки судить о дальности полета струи, о ее диаметре, а также о траектории струи. Отметим, что струи распространялись практически горизонтально до начала распада. Лишь при некоторых небольших напорах наблюдалось несущественное падение оси струи. Струи, вылетающие из насадки под углом относительно горизонтальной плоскости, не исследовались. Цена деления на масштабном кресте 10 см.

При оценке качества и свойств струи некоторую роль играло визуальное наблюдение, на основе которого можно было исключить из дальнейшего рассмотрения явно неудачные насадки. Записывалась и температура воды в промежуточном баке, которая была 6–8 °С.

Исследовавшиеся насадки. На основе предварительных опытов, а также по суждениям в литературе [1, 2, 6] были для дальнейшего исследования изготовлены некоторые образцы конической формы с цилиндрическим участком на выходе (насадка I в таблице I).





Фиг. 2. Образцы насадок: а - конической формы с цилиндрическим участком на выходе, в - цилиндрической формы, с - конической формы, 1 - крестообразный успокоитель.

Т а б л и ц а I

Исследованные насадки

	Насадка I			Насадка 2		
Длина насадки $l$ , мм	110	95	80	63	60	53
Диаметр входа $d_1$ , мм	40	34	29	23	22	20
Степень поджатия $m$	24,6	18,5	13,3	8,1	7,6	6,0
Длина успокоителя $l_y$ , мм	84	68	54	36	35	28

Угол конусности у всех образцов был  $20^\circ$ , длина цилиндрического участка  $l_0 = 20$  мм, ее относительное значение при диаметре насадки  $d_0 = 8$  мм составило 2,5. Параллельно исследовались насадки, имеющие в конусной части крестообразный успокоитель и не имеющие его. Внутренние поверхности насадки и поверхности успокоителя были чисто обработаны (7-8 класса). Укороченные типоразмеры были получены из исходного путем отрезки куска от входного кольца, тем самым и изменялась степень поджатия струи  $m = d_1^2 / d_0^2$  ( $d_1$  - диаметр входного сечения насадки), имеющая большое значение при

формировании подводящего потока. В таблице I дается обзор о типоразмерах исследуемых насадок.

После опытов с насадкой I были изготовлены образцы насадки 2 (таблица I), которые подвергались более разнообразному исследованию. Насадка 2 имела первоначальную длину 60 мм, тщательно обработанные рабочие поверхности (класса 8-9) и выходную кромку.

Кроме указанных насадок были испытаны некоторые другие, в частности, короткая цилиндрическая и коническая (фиг. 2, в и с), а также типоразмер насадки 2, имеющей двойной успокоитель - кроме основного успокоителя в конусе, еще крестообразный успокоитель в цилиндрическом участке. Сделана была еще попытка улучшить струю из короткой цилиндрической насадки (фиг. 2, в) путем установления в нее успокоителя.

Результаты исследования. Напор перед головкой изменялся в пределах 50-180 м (0,5-1,8 МПа). Большие давления не дали ни в коем случае положительного эффекта, при меньших давлениях струя оказалась слишком слабой. При насадке I исследовалась в основном продольная струя (торцевое положение насадки). Основные результаты по длине струи приводятся на фиг. 3, где представляется зависимость длины струи  $L$  от напора  $H_0$ . Основные выводы заключаются в следующем:

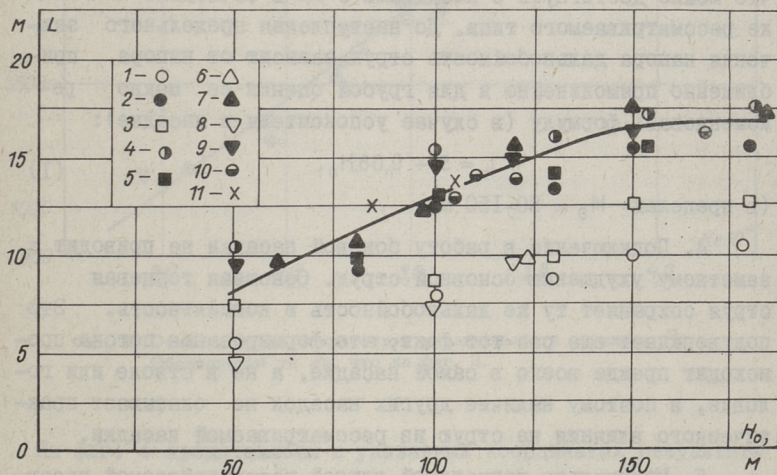
1. Успокоитель в конусной части насадки существенно повышает компактность струи и увеличит дальность ее полета (на 3-5 м по сравнению с соответствующей модификацией без успокоителя) при любом напоре. При этом, большее удлинение струи наблюдается при более коротких типоразмерах насадки.

2. Увеличение объема головки с помощью цилиндрической промежуточной части между патрубком и головкой (фиг. 2) оказывает некоторое положительное влияние на динамические свойства струи. Большое влияние на дальность полета наблюдается в том случае, когда в насадке нет успокоителя (на 2-3 м). Очевидно, успокоитель в насадке достаточно хорошо выравнивает поток и роль промежуточной части при формировании потока незначительная. Промежуточная часть с



крестообразным успокоителем не приводит к увеличению дальности струи – положительный эффект заключается в увеличении объема головки. Можно полагать, что увеличенный объем головки сказывается в улучшении свойств струи особенно в случае применения многонасадочной головки. Во всяком случае, увеличение объема головки следует считать одним способом улучшения динамических свойств струи.

3. Повышение напора приводит к увеличению дальности полета струи только до определенного предела.



Фиг. 3. Длина струи воды в зависимости от напора  $H_0$   
 1 -  $l = 110$  мм без успокоителя, 2 -  $l = 110$  мм с успокоителем; 3 -  $l = 110$  мм без успокоителя с промежуточной частью головки; 4 -  $l = 110$  мм с успокоителем с промежуточной частью; 5 -  $l = 110$  мм с успокоителем, боковая насадка открыта; 6 -  $l = 95$  мм без успокоителя; 7 -  $l = 95$  мм с успокоителем; 8 -  $l = 80$  мм без успокоителя; 9 -  $l = 80$  мм с успокоителем; 10 -  $l = 60$  мм,  $l = 53$  мм с успокоителем; 11 -  $l = 60$  мм,  $l = 53$  мм с успокоителем, боковая насадка открыта.

В наших опытах можно предельным напором считать 130 - 150 м. Дальнейшее повышение напора вызывает ухудшение качества струи, более интенсивное раздробление струи, уменьшение дальности полета. Можно полагать, что предельный на-

пор, а также максимальная дальность полета зависят от совместного действия всех факторов, образующих поток перед насадкой и в самой насадке. Улучшение всеобщего формирования подводящего потока должно привести к повышению предельного напора и максимальной дальности струи. Однако в реальных условиях формирования потока в обмывочных аппаратах, очевидно, не обосновано ожидание обнаружить более эффективные пути для улучшения потока, поэтому дальность полета струи 17-18 м придется считать максимальной, что можно достигнуть с насадками 8 мм в сочетании в головке рассматриваемого типа. До наступления предельного значения напора дальность струи зависит от напора приблизительно прямолинейно и для грубой оценки ее можно рекомендовать формулу (в случае успокоителя в насадке):

$$L = 5 + 0,08 H_0, \quad (I)$$

(в пределах  $H_0 = 50-150$  м).

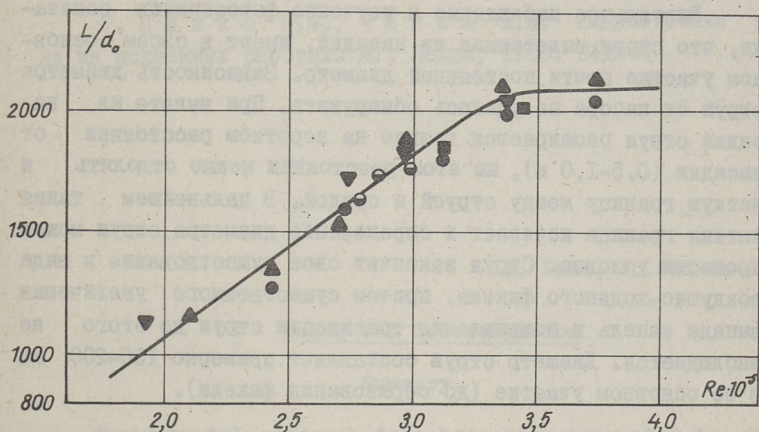
4. Подключение в работу боковой насадки не приводит к заметному ухудшению основной струи. Основная торцевая струя сохраняет ту же дальность и компактность. Это подтверждает еще раз тот факт, что формирование потока происходит прежде всего в самой насадке, а не в стволе или головке, и поэтому наличие других насадок не оказывает практического влияния на струю из рассматриваемой насадки.

5. Минимально допустимой длиной рассматриваемой насадки, при которой можно еще получить достаточно качественную струю (при диаметрах насадки  $d_0 < 10$  мм) является, по-видимому, 60 мм. У этой насадки степень поджатия потока в конической части  $m = 6$ .

Попытка обобщения результатов сделана на фиг. 4. В теории подобия струй дождевальных машин [6] показано, что разные характеристики струи (включая и ее длину) определяются начальной турбулентностью потока на выходе из насадки, числом Рейнольдса  $Re$ , а также числом Фруда  $Fr$ . Последний является определяющим только тогда, когда на траекторию струи оказывают влияние массовые силы, в частности, сила гравитации. Как уже отмечалось, траектории струй из нами исследуемых насадок на протяжении основного участка практически прямолинейные, поэтому можно число  $Fr$  исключить из



рассмотрения. Считая, что турбулентность приблизительно одинакова в опытах с однотипными насадками, можно предполагать, что относительная дальность струи  $L$  имеет определенную зависимость от  $Re$ .



Фиг. 4. Относительная длина струи в зависимости от числа  $Re$ . Обозначения те же, что на фиг. 3.

На фиг. 4 представлены в указанных координатах результаты опытов с насадкой I с успокоителем в конусе. Как видно, при  $(3,3-3,5) 10^5$  достигается предельная относительная длина струи  $L/d_0 = 2100$ . Однако ограниченное число опытов с насадками различного диаметра и конструкций не позволяет судить об универсальности представляемой зависимости. Очевидно, что произвольная экстраполяция в сторону больших диаметров недопустима.

Опыты с насадкой 2 или модификациями подтверждали достоверность предыдущих опытов. Насадка с длиной 53 мм может обеспечивать достаточно хорошую струю (продольная струя из торцевой насадки), однако в более тяжелых условиях струя может оказаться неудовлетворительной (боковая струя).

Попытки совершенствования насадки с помощью дополнительного успокоителя в цилиндрической части вели к заметному ухудшению струи. Также бесполезной оказалась установка успокоителя в цилиндрической насадке.

Визуальное наблюдение и изучение фотоснимков показали, что струя, вылетающая из насадки, имеет в своем основном участке почти постоянный диаметр. Зависимость диаметра струи от напора не удалось обнаружить. При вылете из насадки струя расширяется только на коротком расстоянии от насадки (0,5–1,0 м), на этом расстоянии можно отделить и четкую границу между струей и средой. В дальнейшем такая четкая граница исчезает и определение диаметра струи можно провести условно. Струя закончит свое существование в виде воздушно-водяного факела, причем существенного увеличения выпад капель и искривления траектории струи до этого не наблюдается. Диаметр струи составляет примерно 150–200 мм в ее основном участке (до образования факела).

#### Л и т е р а т у р а

1. АН СССР. Мин. угольной пром. СССР ИГД им. А.А. Скочинского. Исследования гидравлического разрушения угля. Отв. ред. Г.Н. Никонов. М., Наука, 1968. 184 с.

2. П э р э к Ян. Влияние формы и параметров насадок на свойства высоконапорных струй, применяемых при гидрообработке угля (перевод с польского). Prace Głównego Instytutu Górnictwa, Komunikat nr. 548. 1972 г. с. 3–19. Польша.

3. Н и к о н о в Г.П., Ш а в л о в с к и й С.С., Х н ы к и н В.Ф. Теоретические и экспериментальные исследования процесса движения и распада водяной струи. ИГД им. А.А. Скочинского, М., 1963. 54 с.

4. Х н ы к и н В.Ф. О влиянии конструктивных особенностей гидромонитора и насадки на компактность струи. ИГД им. А.А. Скочинского. Механизация горных работ. Научное сообщение XXXI. М., Недра, 1965, с. 91–96.

5. М а р к в а р т д е В.М. Вопросы моделирования траектории дождевальных струй. Исследование и изыскание но-



вых рабочих органов сельскохозяйственных машин. Совместные труды Укр. НИИСХОМ и ВИСХОМ, вып. VI, М., 1969, с. 239-248.

6. И с а е в А.П. Гидравлика дождевальных машин. М., Машиностроение, 1973. 216 с.

7. Ц я п к о Н.Ф., Ч а п к а А.М. Гидроотбойка угля на подземных работах. М., Недра, 1960. 312 с.

A. Kull, A. Siirde

### Water Jet Investigation

#### Summary

Experimental research data have been presented in the paper, concerning the range and compactness of the water jet flowing out from different nozzles of the water-blowing equipment in order to clean the heating surfaces of a steam generator. A small-scale nozzle has been designed (with an overall length of 52 - 60 mm). The diameter of its outflow orifice is 8 mm and it is supplied with a section for calming down the flow. The given nozzle enables us to get a compact jet up to 16 - 17 m, the water pressure in front of the nozzle being 1.4 - 1.5 MPa. It has been established that further increase of the pressure will not bring about any improvement in the characteristics of the water jet.





А.А. Отс, Х.И. Таллермо, К.И. Ингерманн,  
А.И. Ингерма, Р.В. Тоуарт, А.Э. Сийрде,  
В.К. Столяревский, В.И. Серебряков,  
Л.Ф. Григорьев, В.К. Шнайдер

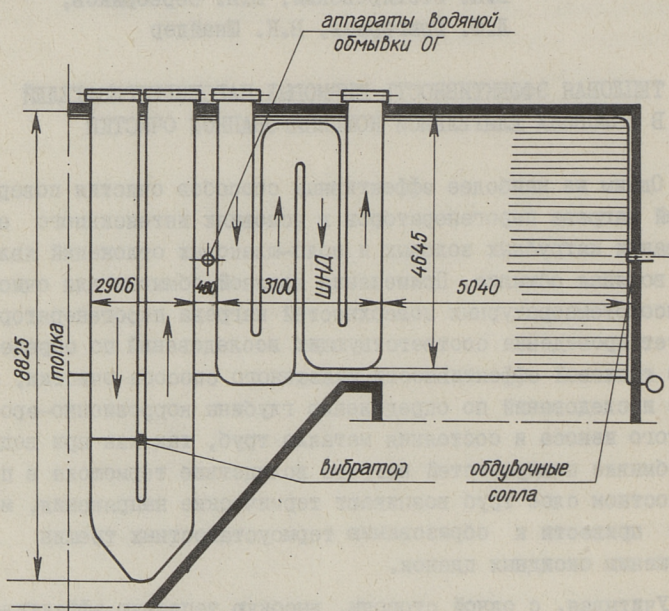
### ТЕПЛОВАЯ ЭФФЕКТИВНОСТЬ ШИРМОВЫХ ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЕЙ В УСЛОВИЯХ ДЛИТЕЛЬНОЙ КОМБИНИРОВАННОЙ ОЧИСТКИ

Одним из наиболее эффективных способов очистки поверхностей нагрева парогенераторов в условиях интенсивного образования натрубных золовых и золо-шлаковых отложений является водяная обмывка. Применение водяной обмывки для очистки высокотемпературных поверхностей нагрева парогенераторов требует проведения соответствующих исследований по определению тепловой эффективности указанного способа очистки, а также исследований по определению глубины коррозионно-эрозийного износа и состояния металла труб, так как при водяной обмывке поверхностей нагрева вследствие термошока в поверхностном слое труб возникают термические напряжения, могущие привести к образованию термоусталостных трещин и разрушению оксидных пленок.

Учитывая, с одной стороны, высокую тепловую эффективность водяной обмывки и, с другой стороны, опасность образования термоусталостных трещин и ускорения коррозионно-эрозийного износа труб, в ТПИ разработан комбинированный метод очистки, заключающийся в сочетании редко включаемой высокоэффективной водяной очистки с более часто включаемым, но менее опасным для металла (но и менее эффективным) способом очистки, например, с виброочисткой [1]. Исследования, проведенные на Назаровской ГРЭС, показали, что при умеренной частоте водяной обмывки (например, через  $\tau = 24$  или 48 ч) интенсивность износа труб ширмовых пароперегревателей является умеренной и особой опасности не представляет [2].

В настоящей статье рассматриваются результаты исследования тепловой эффективности ширмовых пароперегревателей парогенератора ПК-38 Назаровской ГРЭС в условиях комбинированной очистки (водяная обмывка + виброочистка и водяная обмывка + обдувка паром от стационарных обдувочных сопел - это т.н. "пушечная" очистка).

Схема расположения ширм первичного (ШП) и вторичного пароперегревателя (ШНД) в газоходе парогенератора ПК-38 представлена на фиг. 1.



Фиг. 1. Схема размещения ширмовых пароперегревателей в газоходе парогенератора ПК-38.

Ширмовый пароперегреватель ШП является двухходовым и смонтирован из труб  $\phi$  32x6 мм. Первый ход содержит 6 ширм, расположенных в центральной части газохода, а второй ход - 8 ширм, расположенных по 4 ширмы у боковых стен газохода. Продольный шаг труб в ШП - 38 мм, поперечный шаг - 663 мм.

Вторичный пароперегреватель (ШНД) выполнен также двухходовым: ширмы первого хода (12 ширм) расположены в цент-



дальной части газохода, ширмы второго хода (2x5 ширм) расположены в периферийной части газохода. Ширмы ШНД выполнены из труб  $\phi$  57x4, продольный шаг труб - 61 мм, поперечный - 408 мм. Направление движения теплоносителей в ШП и ШНД прямоточное.

Для очистки ширм первичного пароперегревателя предусмотрена виброочистка, выполненная по проекту СКБЭнерго и включаемая через каждые 2-3 часа. Ширмы вторичного пароперегревателя (ШНД), а частично также ШП очищаются паровой обдувочной струей от стационарных (неподвижных) сопел, расположенных на задней стенке конвективного газохода. Обдувка осуществляется паром высокого давления через каждые 24 часа.

Учитывая положительный опыт, накопленный на Назаровской ГРЭС по водяной обмывке топок парогенераторов П-49 и ПК-38, было решено провести очистку ШП и ШНД парогенератора ПК-38 дополнительно водой от 2-х глубоководных аппаратов ОГ, смонтированных с двух сторон парогенератора в проеме между ШП и ШНД. Упомянутые аппараты были снабжены специальной 4-сопловой головкой. Диаметр сопел 6-8 мм. Давление холодной технической воды перед аппаратами составляло 1,0-1,2 МПа.

Для определения тепловой эффективности ширмовых пароперегревателей в условиях их комбинированной очистки были проведены специальные испытания. Схема измерений, принятая в ходе испытаний на парогенераторе ПК-38 (ст. № 1А), предусмотрела запись всех основных параметров по парогенератору и позволила составить тепловой баланс (обратным методом) и определить тепловосприятие топки и отдельных ступеней пароперегревателя. Обработка результатов испытаний велась по специальной программе на ЭЦВМ "Минск-32". Алгоритмом расчетов было предусмотрено определение удельных тепловых потоков, коэффициентов теплопередачи и теплового сопротивления золых отложений на отдельных поверхностях нагрева.

В качестве основного показателя тепловой эффективности ширмовых пароперегревателей принято тепловое сопротивление слоя отложений на трубах (R), называемое также коэффициентом

том загрязнения. Тепловое сопротивление отложений на пароперегревателях было определено по формуле:

$$R = \left( \frac{1}{K} - \frac{1}{\alpha_1} \right) \frac{1}{1 + Q/(Q - Q_n)} - \frac{1}{\alpha_2}, \quad (I)$$

где  $K$  — коэффициент теплопередачи, определенный по фактическому тепловосприятию рассматриваемой поверхности;

$\alpha_1$  — коэффициент теплоотдачи от газов к стенке труб;

$\alpha_2$  — коэффициент теплоотдачи от стенки к обогреваемой среде;

$Q$  — тепло, воспринятое ширмой конвекцией и межтрубным излучением газов;

$Q_n$  — тепло, воспринятое ширмой излучением из топки (или излучением межтрубного пространства предстоящей ступени ширмового пароперегревателя).

Определение коэффициентов теплоотдачи  $\alpha_1$  и  $\alpha_2$ , а также лучистого тепла  $Q_n$  велось в полном соответствии с нормативным методом теплового расчета котельных агрегатов [3].

Исходными данными при расчете теплового сопротивления слоя отложений ( $R$ ) были значения температур рабочей среды на выходе и входе соответствующей поверхности нагрева, определенные путем прямых измерений и калориметрическая температура газов на входе и выходе поверхности нагрева, определенная на основании уравнения теплового баланса соответствующей зоны парогенератора.

Все параметры были записаны в ходе испытаний через каждые 15 мин. Испытания по определению тепловой эффективности ширмовых пароперегревателей в условиях их комбинированной очистки проводились при стабильной нагрузке парогенератора. Во время испытаний в парогенераторе сжигался назаровский бурый уголь средней теплотой сгорания  $Q_n^p = 12,2 - 14,0$  МДж/кг. Средняя паровая нагрузка парогенератора была в пределах 69,5–73 кг/с, коэффициент избытка воздуха в газах за воздухоподогревателем составлял 1,31–1,45.

Средняя скорость газов в районе ШШШ составляла 4,3 – 5,1 м/с, а в районе ШНД — 7,7–9,0 м/с. Средняя температура газов в районе ШШШ — 1000 – 1050 °С, в районе ШНД — 900 –



940 °С. Расчетная температура наружной поверхности труб составляла: ШПП-I - 445-480 °С; ШПП-II - 480-530 °С; ШНД-I - 460-515 °С; ШНД-II - 530-560 °С.

Данные по изменению удельного тепловосприятия  $q$ , и теплового сопротивления отложений  $R$  двух ходов первичного пароперегревателя (ШПП-I и ШПП-II) в циклах очистки представлены в табл. I. Аналогичные данные по двум ходам вторичного пароперегревателя (ШНД-I и ШНД-II) приведены в табл. 2.

Представленные данные показывают значительное увеличение тепловой эффективности (снижение теплового сопротивления отложений) ширмовых пароперегревателей при водяной обмывке в сочетании с виброочисткой (ШПП-I и ШПП-II) и без виброочистки (ШНД-I и ШНД-II). Добавим, что виброочистка ШПП была проведена непосредственно после водяной обмывки. Максимальное значение теплового сопротивления отложений перед водяной обмывкой ШПП составляет 0,0085-0,0086 ( $\text{м}^2 \cdot \text{К}$ )/Вт (при периоде между циклами обмывки 24 или 48 ч), а непосредственно после водяной обмывки падает до значения  $\sim 0,0040-0,0050$  ( $\text{м}^2 \cdot \text{К}$ )/Вт. Удельное тепловосприятие обеих ступеней ШПП увеличивается в цикле очистки примерно на 15-20 %.

Из представленных в табл. I данных видно, что удельное тепловосприятие ШПП-I и ШПП-II неодинаково: на средних ширмах (ШПП-I) удельное тепловосприятие примерно на 20 % выше, чем на крайних ширмах (ШПП-II). Вызвано это очевидно неравномерностью полей температуры и скорости газов по поперечному сечению газохода, а также различием температуры труб ширм ШПП-I и ШПП-II.

Типовые зависимости изменения во времени удельного теплового потока и теплового сопротивления отложений на ширмах первичного пароперегревателя представлены на фиг. 2.

Обдувка паром от стационарных сопел ("пушечная" очистка) мало влияет на тепловую эффективность ШПП (см. табл. I). Имеющее место некоторое снижение  $R$  по-видимому вызвано действием виброочистки.

Ширмы низкого давления подвергались водяной обмывке и "пушечной" очистке. Полученные данные подтверждают зна-

## Т а б л и ц а I

Данные по изменению удельного теплосоприятия (q) и теплового сопротивления отложений (R) ШШ-І и ШШ-ІІ в цикле очистки<sup>х</sup>

Дата	Период между циклами очистки, ч	Способ очистки	Удельное теплосоприятие q, кВт/м <sup>2</sup>		Тепловое сопротивление отложения R, (м <sup>2</sup> ·К)/Вт.	
			ШШ-І	ШШ-ІІ	ШШ-І	ШШ-ІІ
10.07.79	24	водяная	39,0/45,0	33,5/40,9	0,0086/0,0046	0,0081/0,0045
12.07.79	48	обмывка +	37,2/43,7	34,9/41,3	0,0085/0,0057	0,0077/0,0047
22.10.79	48	вибро-	48,9/50,8	35,7/37,8	0,0026/0,0010	0,0070/0,0052
24.10.79	48	очистка	45,9/52,2	37,2/41,6	0,0043/0,0012	0,0064/0,0034
20.10.79 <sup>хх</sup>	24	"Пушечная	49,2/51,8	40,4/41,4	0,0040/0,0028	0,0057/0,0057
25.01.80 <sup>хх</sup>	24	очистка +	42,5/44,5	38,2/38,2	0,0052/0,0042	0,0057/0,0057
27.01.80	24	вибро-	48,0/48,0	33,2/33,7	0,0036/0,0036	0,0088/0,0078
29.01.80	24	очистка	41,1/47,7	32,9/38,5	0,0040/0,0029	0,0089/0,0048

х - в числителе приводятся значения R и q до проведения цикла очистки, в знаменателе - после проведения цикла очистки.

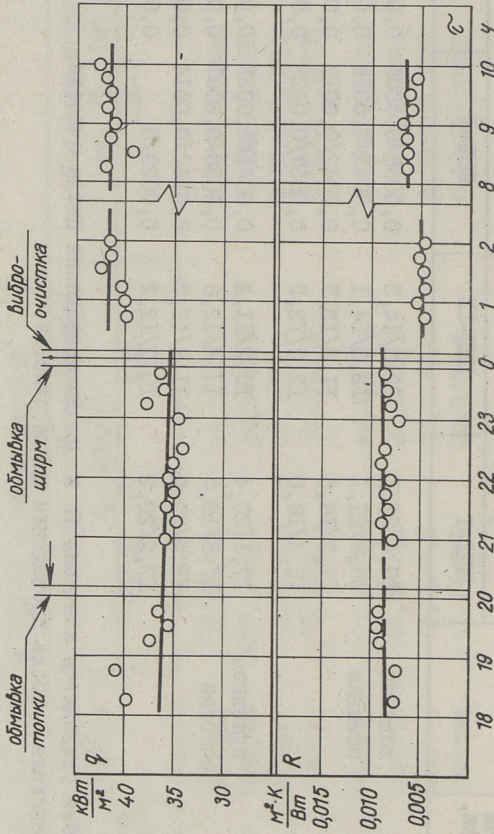
хх - виброочистка не включалась.



Данные по изменению удельного тепловосприятия ( $q$ ) и теплового сопротивления отложений ( $R$ ) ШНД-I и ШНД-II в цикле очистки<sup>X</sup>

Дата	Период между циклами очистки, ч	Способ очистки	Удельное тепловосприятие		Тепловое сопротивление отло-	
			ШНД-I	ШНД-II	жений $R$ , ( $m^2 \cdot K$ )/Вт	ШНД-I
10.07.79	24	водяная	20,4/22,1	12,9/14,3	0,0036/0,0006	0,0099/0,0059
12.07.79	48	обмывка	18,8/21,1	12,3/14,1	0,0043/0,0019	0,0104/0,0072
22.10.79	48		17,1/18,5	11,3/13,7	0,0042/0,0017	0,0108/0,0049
24.10.79	48		16,4/18,0	12,0/13,5	0,0057/0,0025	0,0097/0,0054
20.10.79	24	"пушечная"	17,1/20,4	10,2/11,2	0,0041/0,0022	0,0151/0,0115
25.01.80	24	очистка	17,8/19,8	11,4/12,6	0,0030/0,0007	0,0093/0,0064
27.01.80	24		18,4/22,0	11,8/12,3	0,0040/0,0014	0,0107/0,0090
29.01.80	24		17,2/20,2	10,7/12,2	0,0029/0	0,0100/0,0070

<sup>X</sup> - в числителе приводятся значения  $R$  и  $q$  до проведения цикла очистки, а в знаменателе - после проведения цикла очистки.



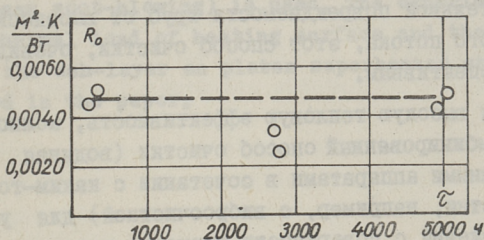
Фиг. 2. Изменение теплового сопротивления катурубных отложений ( R ) и удельного теплосоприятия ( q ) ШПП при комбинированной очистке (водная обмывка + виброочистка). Отсчет времени ведется с момента проведения водной обмывки.



чительное снижение теплового сопротивления отложений на ШНД-I и ШНД-II при водяной обмывке. Удельное тепловосприятие обеих ступеней возрастает в цикле водяной обмывки примерно на  $1,4-2,4 \text{ кВт/м}^2$ . Следует отметить, что ширмы второго хода (ШНД-II) загрязняются более интенсивно, чем ширмы первого хода (ШНД-I).

Заметное увеличение тепловой эффективности ширм низкого давления (особенно ШНД-I) наблюдается также при "пушечной" очистке. Однако усредненное по всей поверхности ШНД значение  $R$  непосредственно после "пушечной" очистки будет более высоким, чем непосредственно после водяной обмывки ШНД.

Особенно необходимо отметить факт, что опыты, проведенные со значительным интервалом времени после пуска парогенератора, показали, что при водяной обмывке ширмовых поверхностей нагрева тепловое сопротивление слоя отложений непосредственно после обмывки практически не зависит от длительности работы парогенератора (см. фиг. 3). Это говорит о том, что при периодической водяной обмывке ширм на них не происходит прогрессирующего во времени роста трудноудаляемых золо-шлаковых отложений.



Фиг. 3. Изменение теплового сопротивления трубных отложений ШПП непосредственно после водяной обмывки в зависимости от времени работы парогенератора.

Интерес представляет сравнение экспериментально определенных значений теплового сопротивления слоя отложений на ширмовых пароперегревателях с рекомендациями нормативного метода теплового расчета [3]. По нормативному методу теплового расчета тепловое сопротивление отложений на

ширмовых пароперегревателях (т.н. коэффициент загрязнения) принимается в зависимости от средней температуры газов и вида сжигаемого топлива. При сжигании сильно шлакующихся топлив с очисткой при температуре газов в районе  $\text{ШШШ } 1000 - 1050^\circ\text{C}$  по нормативному методу  $R = 0,0085 - 0,0090 (\text{м}^2 \cdot \text{К})/\text{Вт}$  и при температуре газов в районе  $\text{ШНД } 900 - 940^\circ\text{C}$   $R = 0,0080 - 0,0085 (\text{м}^2 \cdot \text{К})/\text{Вт}$ .

При сравнении экспериментально определенных и усредненных по всей поверхности  $\text{ШШШ}$  или  $\text{ШНД}$  значений теплового сопротивления отложений с вышеприведенными значениями видно, что при водяной обмывке ширмовых пароперегревателей (с последующей вибрацией или без нее) тепловое сопротивление отложений на ширмах непосредственно после обмывки значительно ниже значения, рекомендуемого нормами проектирования и непосредственно перед обмывкой (при периоде обмывки 48 ч) практически доходит до рекомендуемых нормами расчета значений. Этим подтверждается высокая эффективность комбинированной очистки ширмовых пароперегревателей с применением глубоководвижных аппаратов типа  $\text{ОГ}$ , снабженных специальной многосопловой головкой.

"Пушечная" очистка являлась менее эффективной и с учетом значительной повреждаемости труб от высокоскоростного парозолового потока, этот способ очистки, очевидно, не является перспективным.

Учитывая высокую тепловую эффективность, можно рекомендовать комбинированный способ очистки (водяная обмывка глубоководвижными аппаратами в сочетании с каким-то другим способом очистки, например, с виброочисткой) для удаления наружных отложений с поверхности ширмовых пароперегревателей.

#### Л и т е р а т у р а

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

2. Отс А.А., Сууркууск Т.Н., Таллермо Х.И. и др. Тепловая эффективность и износ труб поверхностей нагрева парогенераторов при водяной очистке. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1978, № 458, с. 35-45.



A. Ots, H. Tallermo, K. Ingermann,  
A. Ingerma, R. Touart, A. Siirde,  
V. Stolyarevsky, V. Serebryakov,  
L. Grigoryev, V. Schneider

Thermal Effectiveness of Platen Superheater Stages when  
Using the Combined Method of Soot-blowing

Summary

This paper deals with the results of the thermal effectiveness investigation of platen superheater stages of steamgenerator ПК-38, provided the combined method soot-blowing (water soot-blowing + vibrating or water sootblowing + steam soot-blowing) is used. The experimental data on the thermal load of heating surface and thermal resistance of the ash-layer on platen superheater stages are also presented in the paper.



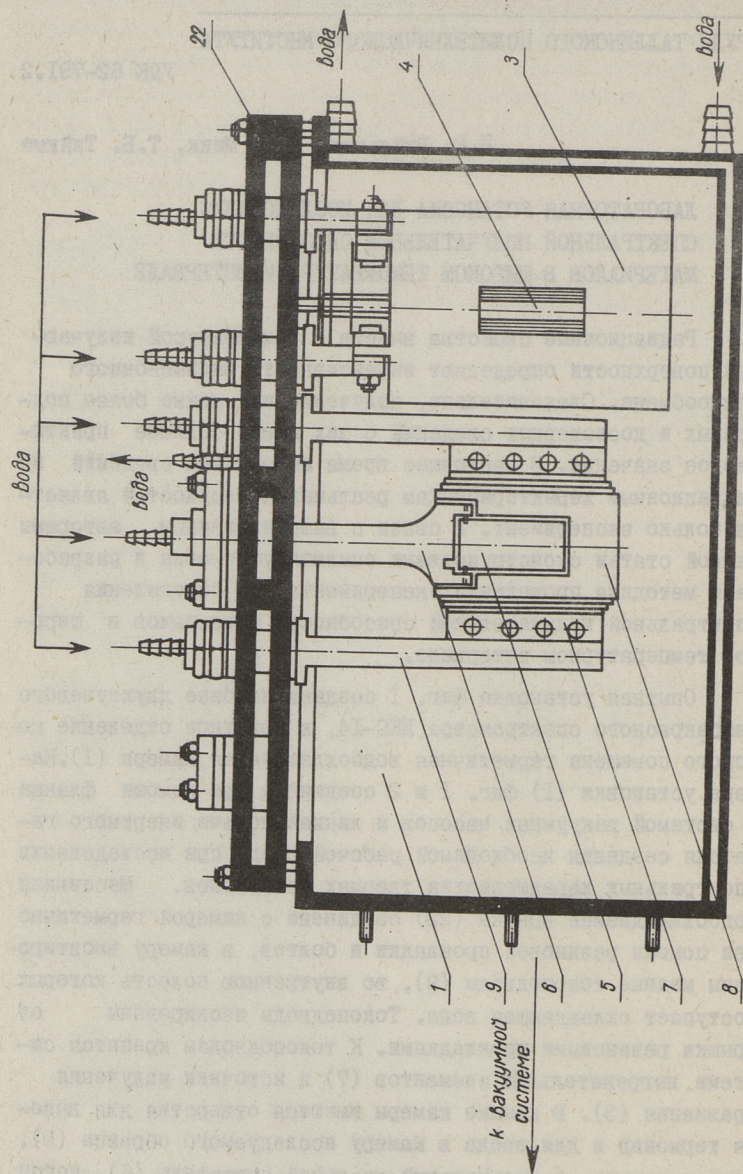


И.Р. Вийльман, И.Р. Микк, Т.Б. Тийкма

ЛАБОРАТОРНАЯ УСТАНОВКА ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ  
СПЕКТРАЛЬНОЙ ИЗЛУЧАТЕЛЬНОЙ СПОСОБНОСТИ  
МАТЕРИАЛОВ В ШИРОКОМ ТЕМПЕРАТУРНОМ ИНТЕРВАЛЕ

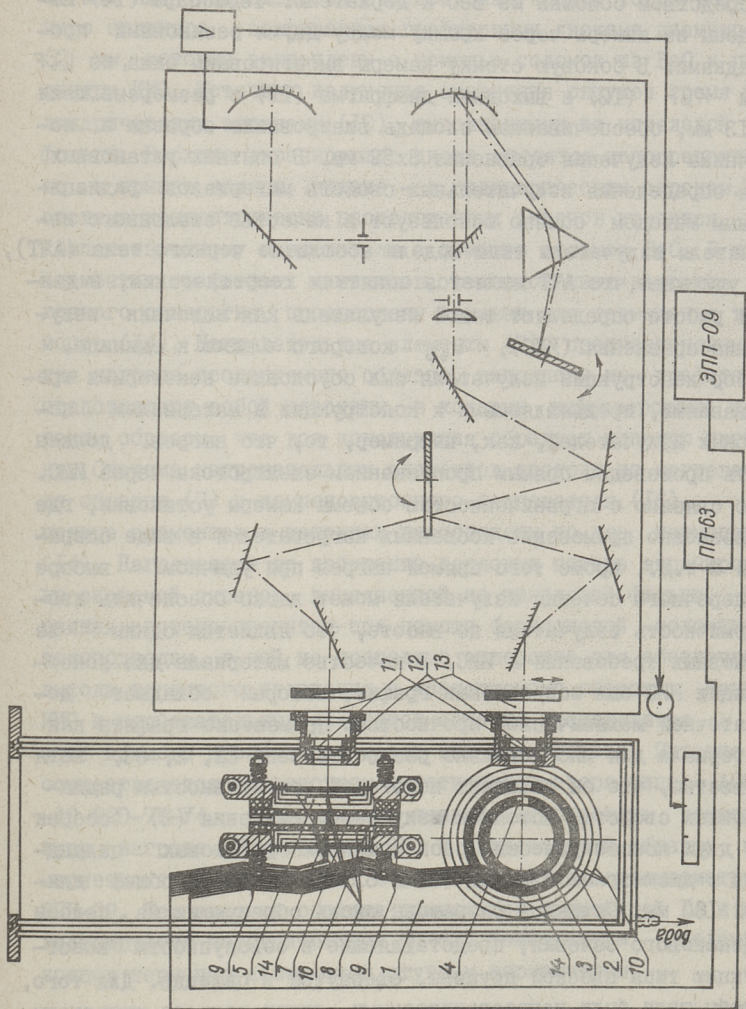
Радиационные свойства вместе с температурой излучающей поверхности определяют интенсивность радиационного теплообмена. Следовательно, получение как можно более подробных и достоверных сведений о них имеет большое практическое значение. В настоящее время источником сведений по радиационным характеристикам реальных поверхностей является только эксперимент. В связи с вышеизложенным авторами данной статьи сконструирована опытная установка и разработана методика проведения эксперимента для определения спектральной излучательной способности материалов в широком температурном интервале.

Опытная установка фиг. 1 создана на базе двухлучевого инфракрасного спектрометра ИКС-14, в кюветное отделение которого помещена герметичная водоохлаждаемая камера (1). Камера установки (1) фиг. 1 и 2 соединена при помощи фланца с системой вакуумных насосов и линией подачи инертного газа для создания необходимой рабочей среды при исследовании спектральных характеристик твердых материалов. Массивная водоохлаждаемая крышка (22) соединена с камерой герметично при помощи резиновой прокладки и болтов, в камеру вмонтированы медные токоподводы (9), во внутреннюю полость которых поступает охлаждающая вода. Токоподводы изолированы от крышки резиновыми прокладками. К токоподводам крепится система нагревательных элементов (7) и источник излучения сравнения (3). В крышке камеры имеются отверстия для вывода термопар и для ввода в камеру исследуемого образца (5), закрепленного в специальный стальной держатель (6), конец



Фиг. 1. Схема лабораторной установки для исследования спектральной излучательной способности материалов.





Фиг. 2. Схема камеры.

которого охлаждается водой, и который через резиновые прокладки крепится к пластине. В свою очередь, пластина крепится к крышке камеры. Исследуемый образец (5) крепится посредством соломки из  $\text{BeO}$  к держателю. Термопары (I4) выведены из камеры через крышку между двумя резиновыми прокладками. В боковую стенку камеры вмонтированы окна из  $\text{LiF}$  или  $\text{KBr}$  (I2) и выходная диафрагма (II) с размерами щели  $2 \times 13$  мм, обеспечивающая площадь визирования образца и источника излучения сравнения  $8 \times 52$  мм. В опытных установках для определения излучательных свойств материалов радиационным методом обычно используют в качестве эталонного излучателя излучатели типа модели абсолютно черного тела (АЧТ), но учитывая, что АЧТ является понятием теоретическим, в данной работе определяют такой излучатель как источник излучения сравнения (ИИС),  $\epsilon_{\text{эф}}$  которого близок к единице. Выбор конструкции излучателя был обусловлен некоторыми требованиями, предъявляемыми к конструкции и материалам подобных излучателей, как, например, то, что нагрев должен быть произведен прямым пропусканием электротока через ИИС. Это связано с ограниченностью объема камеры установки, где невозможно применение косвенных нагревателей в виде спиралей и т.д., кроме того прямой нагрев при удачном выборе поперечного сечения излучателя может легко обеспечить изотермичность излучателя по высоте, что является одним из основных требований к ИИС. В качестве материала для конструкции ИИС был использован графит, который обладает достаточной механической прочностью. Применение графита как материала для ИИС довольно распространено [1, 2, 3], хотя известно, что он обладает некоторой селективностью радиационных свойств. Источник излучения сравнения (3) собран из двух концентрически расположенных графитовых цилиндров с диаметрами  $62 \times 4$  мм (3) и  $81 \times 3,5$  мм (2) и общей длиной 180 мм. Цилиндры разрезаны вдоль образующих на полосы одинакового сечения, представляющие в совокупности конструкцию типа плоской пружины, свернутой в цилиндр. Для того, чтобы щели были непросвечиваемыми, линии разреза выполнены в виде касательных к некоторым цилиндрам, расположенным соосно с графитовыми цилиндрами и имеющим диаметры соответственно 31 и 40,5 мм. Непосредственно ИИС является внутрен-



ний цилиндр (3), а наружный (2) играет роль компенсационного нагревателя, возмещающего тепловые потери и улучшающего однородность температурного поля внутреннего цилиндра. С помощью отверстия (4) размерами 10x54 мм в боковой стенке ИИС моделируется "черное" излучение. Торцы внутреннего цилиндра закрываются графитовыми дисками диаметром 52 мм, которые закреплены с помощью соломок из BeO к цилиндру ИИС. Источник излучения сравнения окружен тремя цилиндрическими экранами (10), выполненными из никелевой фольги. Верхние экранирующие диски крепятся непосредственно к крышке камеры, нижние — к цилиндрическим экранам. Вся система концентрически расположенных экранов крепится к компенсационному нагревателю с помощью соломок BeO. В двух элементах графитовых цилиндров, расположенных напротив выходного отверстия, просверлены канавки для размещения термопар (14). Нагревательные элементы (7), предназначенные для нагрева исследуемого образца, выполнены из графита и представляют собой пластины, в которых выфрезерованы щели таким образом, что вся конструкция образует плоскую пружину. Система нагревательных элементов состоит из нагревателя образца (7) и компенсационного нагревателя (16). В центре элементов в канавках расположены по две термопары (14). Нагреватели во избежание тепловых потерь экранированы системой экранов, выполненной из никелевой фольги. Экранная система крепится при помощи бериллиевой соломки к токоподводам, в ней же проделано отверстие для обеспечения выхода теплового излучения к исследуемому образцу. Нагрев ИИС и нагревательных элементов образца производится за счет прямого пропускания через них электротока. Питание осуществляется посредством автотрансформатора типа АОМН-40-220-75-У4, позволяющего плавно регулировать температуру нагрева. Температура ИИС и нагревателей образца измеряется термопарами III-I и регистрируется потенциометром ЭПН-09. Температура образца измеряется термопарой ХА и регистрируется потенциометром III-63. Температура холодных концов термопар измеряется ртутным термометром.

Исследование спектральных излучательных характеристик материалов проводится радиометрическим методом сравнения излучения ИИС, с излучением, испускаемым образцом при рав-

ных температурах поверхности образца и ИИС, помещенных на оптических осях соответственно канала образца и сравнения (I3) монохроматора ИКС-14. Двухлучевой принцип работы инфракрасного спектрометра ИКС-14 автоматически исключает влияние излучения фона. Фотометрическая система записи сигнала, основанная на принципе оптического нуля, полностью исключает погрешности, возникающие за счет возможной нелинейности как усилительной системы, так и приемника излучения. При помощи оптического клина, механически связанного с пером записывающего устройства, выравнивает тепловые потоки, поступающие из обоих каналов. Если температура ИИС равна температуре поверхности образца и эффективная излучательная способность ИИС близка к АЧТ, то спектрометр практически регистрирует спектральную излучательную способность исследуемого материала. Подобную схему определения нормальной спектральной излучательной способности в области длин волн  $\lambda = 0,4-40$  мкм применяет Национальное бюро стандартов США [5].

Равенство температур ИИС и исследуемого образца поддерживают определяя реальную температуру поверхности образца по косвенному методу, предложенному в [4]. Применение данного метода оправдано тем, что использование контактных способов при измерении температуры тонких поверхностных слоев окислы крайне затруднено. А бесконтактные методы измерения (радиационные и оптические пирометры) требуют образования в стенке образца модели АЧТ, что практически неосуществимо в тонкой стенке плохого проводника тепла, где перепад температуры может быть значительным. С учетом сказанного, температура поверхности образца определялась по приводимой в [4] формуле (I) для трех смежных режимов опыта при измеренных значениях температуры в стенке образца:

$$T_i = \frac{1}{2} \left[ \frac{T_{i-1}^* - T_i^* \frac{q_{i-1}}{q_i}}{\sqrt{\frac{q_{i-1}}{q_i}} - \frac{q_{i-1}}{q_i}} + \frac{T_{i+1} - T_i^* \frac{q_{i+1}}{q_i}}{\sqrt{\frac{q_{i+1}}{q_i}} - \frac{q_{i+1}}{q_i}} \right], \quad (I)$$

где  $T^*$  - температура, измеренная в стенке образца, К;  
 $q$  - тепловой поток, Вт/м<sup>2</sup>;



$i$  - порядковый номер режима опыта.

Численные значения тепловых потоков определялись по формуле (2)

$$q = \frac{\varphi \sigma_0 (T_1^4 - T_2^4)}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2} - 1}, \quad (2)$$

где  $\varepsilon_1$  - степень черноты графита;

$\varepsilon_2$  - степень черноты образца;

$\varphi$  - угловой коэффициент;

$\sigma$  - постоянная Стефана-Больцмана, Вт/м<sup>2</sup>/К<sup>4</sup>;

$T_1$  - температура нагревателя, К.

Применение формулы (1) основано на предположении постоянства степени черноты и теплопроводности образца в малом интервале температуры, что практически лимитирует шаг по температуре не более 20 К между двумя смежными стационарными режимами. Это обстоятельство вызывает стремление  $q_{i-1}/q_i \rightarrow 1$ , что делает формулу (1) чувствительной к случайным погрешностям при измерении  $T_i$  и  $q_i$ , что необходимо учесть при постановке подобных опытов.

#### Л и т е р а т у р а

1. Чернин С.М. О спектральном распределении энергии и графитового источника инфракрасного излучения. Вестник МГУ, Химия, сер. № 5, 1971, с. 609-611.

2. Бахир Л.П., Левашенко Г.И. Высоко-температурный графитовый излучатель для области ИК спектра. ЖПС, т. 12, вып. 1, 1970, с. 173-176.

3. Тульчинский В.М., Чернин С.М. Установка для получения больших интенсивностей излучения в диапазоне 2-5 мкм. ПТЭ, № 1, 1971, с. 208-211.

4. Тийкма Т.Б. Лабораторное исследование радиационных свойств золотых отложений поверхностей нагрева парогенераторов. Автореф. дис. канд. наук. Таллин, 1977. 21 с.

5. Richmond, J.C. Measurement of thermal radiation properties of solids. A Symposium held at Dayton, Ohio, Sept. 5-7, 1962. NASA SP-31. Washington D.C., 1963, p. 403.

I. Viilman, I. Mikk,  
T. Tiikma

Laboratory Equipment for Research of the Spectral  
Emissivity of Various Materials in Large Temperature  
Interval

Summary

The construction of the laboratory equipment is described in this paper. Also the method of carrying out the experiments to research the spectral emissivity of metals, ceramic materials and ash deposits of the boiler heat exchange surfaces in the large temperature interval is given.

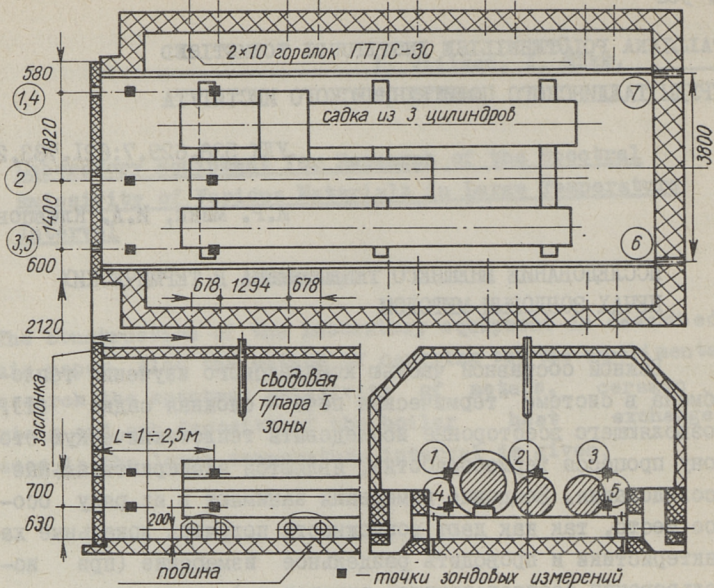


## ИССЛЕДОВАНИЕ ВНЕШНЕГО ТЕПЛООБМЕНА В ТЕРМИЧЕСКИХ ПЕЧАХ ЗОНДОВЫМ МЕТОДОМ

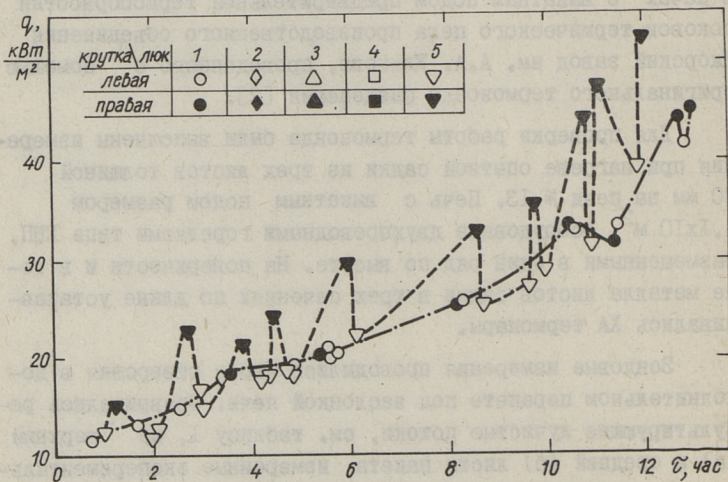
Важной составной частью комплексного изучения теплообмена в системе "термическая печь – сложная садка" [1], позволяющего всесторонне исследовать теплотехническую сторону процесса термообработки, являются экспериментальные исследования. Зондовые измерения занимают в их ряду особое место, так как дают возможность получить локальные характеристики и проводить раздельное измерение (при использовании соответствующей аппаратуры) составляющих лучисто-конвективного теплообмена. В данной статье приведены некоторые результаты исследования внешнего теплообмена в печах с выкатным подом предварительной термообработки поковок термического цеха производственного объединения Ижорский завод им. А.А. Жданова, проведенного с помощью оригинального термозонда разделения [2].

Для проверки работы термозонда были выполнены измерения при нагреве опытной садки из трех листов толщиной 80 мм на печи № 13. Печь с выкатным подом размером 4,1x10 м<sup>2</sup> оборудована двухпроводными горелками типа ГНП, размещенными в один ряд по высоте. На поверхности и в теле металла листов садки в трех сечениях по длине устанавливались ХА термопары.

Зондовые измерения проводились через отверстия в дополнительном парапете под заслонкой печи. Сравнивались результирующие лучистые потоки, см. таблицу I, на верхний (а) и средний (б) листы пакета, измеренные экспериментально термозондом и определенные расчетным путем двумя способами: методом решения обратной задачи теплопроводности по



Фиг. 1. Схема измерений на печи № 15 с садкой из трех цилиндров.



Фиг. 2. Нагрев садки из трех цилиндров.



Измеренным термомпарами температурам поверхностей листов и методом математического моделирования нагрева садки (расчеты выполнены сотрудниками лаборатории № 17 ЛО ВНИИ Теплопроект). Получено хорошее совпадение измеренных и расчетных величин.

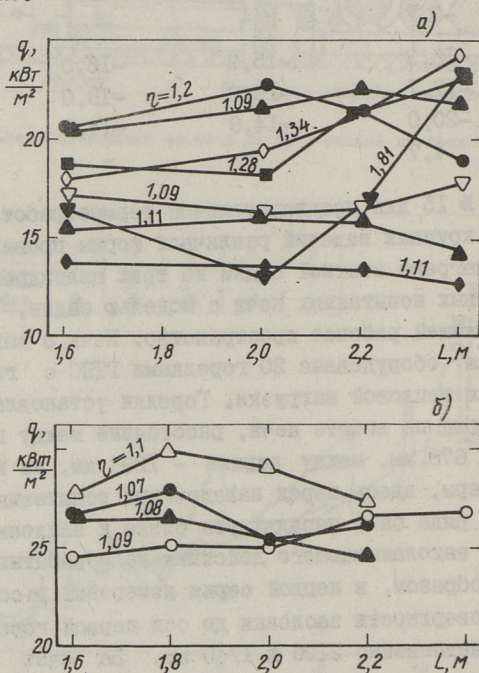
Т а б л и ц а I

	Время, с	$q_{рез.}, \text{кВт/м}^2$		
		экспери- ментал.	обратная задача	математическая модель
а	36	33,7	35,5	47,4
	96	33,8	28,8	36,0
	140	29,5	24,9	28,0
	600	-3,7	-	-
б	90	-16,3	-15,9	-16,0
	109	-17,1	-16,9	-18,0
	152	-20,0	-14,9	-14,0
	600	4,7	-	-

На печи № 15 для предварительной термообработки сложных садок из крупных изделий различной формы проведены измерения при нагреве штатной садки из трех цилиндров, фиг. I, и при наладочных испытаниях печи с моделью садки, максимально заполняющей рабочее пространство. Печь с выкатным подом  $4,0 \times 10 \text{ м}^2$  оборудована 20 горелками ГТЭС с глубоким регулированием тепловой нагрузки. Горелки установлены попарно в один ряд по высоте печи, расстояние между горелками одной пары 678 мм, между парами - 1294 мм, за исключением первой пары, здесь перед наладочными испытаниями горелки первого ряда были передвинуты ближе к заслонке для уменьшения ее захламляющего действия на обрабатываемую садку. Таким образом, в первой серии измерений расстояние от наружной поверхности заслонки до оси первой горелки составляло соответственно 2120 и 1740 мм. За счет подачи вторичного воздуха через фурмы горелок, с одной стороны, и нижний канал, с другой стороны, достигается организованное движение газов в правую или левую сторону, схема автоматического регулирования предусматривает возможность периоди-

ческого изменения направления крутки (реверсирование) с заданной частотой. Применена новая конструкция футеровки свода и стен печи из волокнистых огнеупорных материалов.

Зондовые измерения проводились через 5 основных люков в заслонке печи. При нагреве штатной садки (период реверсирования 10 мин.) измерения выполнялись в режиме нагрева поочередно во всех люках. Кривые изменения тепловосприятия термозонда в люках I и 5 приведены на фиг. 2. Неравномерность тепловосприятия  $\eta_q = q_{\max} / q_{\min}$  при правой и левой крутках в первом люке в отдельных точках составляет 1,05 - 1,09. Для 5 люка эта неравномерность значительно выше (до 1,41), что объясняется, очевидно, прямым ударом о зонд неразмытой струи перегретого газа из горелки при правой крутке.



Фиг. 3. Неравномерность тепловосприятия при нагреве садки из трех цилиндров (а) и модели садки, максимально заполняющей рабочее пространство (б).

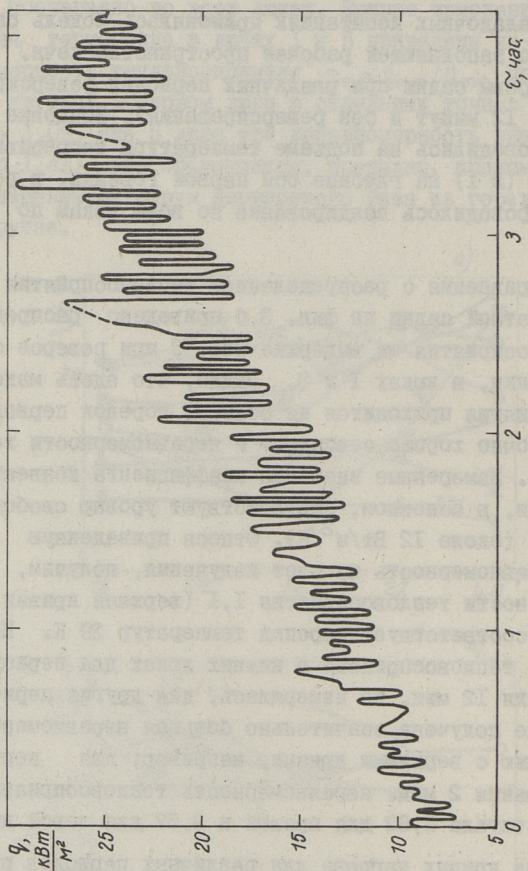


На отдельных этапах нагрева проводилось измерение распределения тепловосприятости по глубине печи, фиг. 3,а. Наибольшая неравномерность имеет место также в нижних люках 4 и 5. Максимум тепловосприятости в люках 1 и 3 приходится на область горелок первого ряда, в люках нижнего ряда в пределах исследованной глубины происходит непрерывное увеличение тепловосприятости.

При наладочных испытаниях применялась модель садки, максимально заполняющей рабочее пространство печи. Проведены нагревы садки при различных периодах реверсирования (2, 4, 12 минут и без реверсирования). Зондовые измерения проводились на подъеме температуры непрерывно в одном люке (№ 1) на глубине оси первой горелки, в режиме выдержки проводилось зондирование по всем люкам по глубине печи.

Для сравнения с распределением тепловосприятости при нагреве штатной садки на фиг. 3,б приведено распределение тепловосприятости на выдержке 650 °С при реверсе с периодом 12 мин. в люках 1 и 3. Видно, что здесь максимум тепловосприятости приходится на область горелок первого ряда, достаточно хорошо совпадают и неравномерности тепловосприятости. Измеренные значения коэффициента конвективной теплоотдачи, в основном, соответствуют уровню свободной конвекции (около 12 Вт/м<sup>2</sup>/К). Относя приведенную на фиг. 3 неравномерность на счет излучения, получим, что неравномерности тепловосприятости I, I (верхняя кривая на фиг. 3,б) соответствует перепад температур 29 К. Неравномерность тепловосприятости в нижних люках для периода реверсирования 12 мин. не измерялась, для других периодов здесь также получена значительно большая неравномерность по сравнению с верхними люками, например, для периода реверсирования 2 мин. неравномерность тепловосприятости в люке 4 достигала 2,62 для правой и 3,57 для левой крутки.

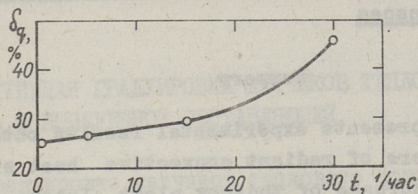
Анализ кривых нагрева для различных периодов реверсирования показал наличие значительных флуктуаций тепловосприятости (фиг. 4). Очевидно, что при нагреве без реверсирования эти флуктуации вызываются работой системы автоматического регулирования подачи топлива, при нагревах с реверсированием реверсирование вносит дополнитель-



Фиг. 4. Нагрев модели садки, Ревверс 2 мнн.



ные колебания тепловосприятия. Опыты показали, что амплитуда флуктуаций тепловосприятия возрастает с увеличением частоты реверсирования, фиг. 5 представляет это изменение по измерениям в луже I.



Фиг. 5. Зависимость амплитуды флуктуаций тепловосприятия от частоты реверсирования.

На выдержке флуктуации сохраняются. Очевидно, что поверхность металла садки испытывает при этом определенные температурные колебания около средней температуры, соответствующей заданному температурному уровню термообработки. Учитывая значительный размах флуктуаций (до 46 % при периоде реверсирования 2 мин.), в ходе дальнейших исследований необходимо проверить размах и глубину проникновения этих температурных колебаний и оценить их влияние на качество термообработки.

### Л и т е р а т у р а

1. Немзер Г.Г. Интенсификация тепловых процессов первичной термообработки крупных поковок, КИИ, 1977, № 10, с. 40-45.

2. Микк И.Р., Клевцов И.А. Термозонд. - А.с. СССР № 679823. Оpubл. в Б.И. № 30, 15.08.79.

Probe Measurement of Outer Heat-exchange Parameters  
in Heat Furnaces

Summary

The article presents experimental results obtained during studying parameters of radiant convective heat exchange in heat car hearth furnace of Zhdanov plant, Izhora. Tests were undertaken with an original thermoprobe, which enable separating of complex heat-exchange constituents. An analysis of results is based on the comparison with measurements, done by other methods (metal temperature measurement, theoretical model of batch heating).



КОНДУКТИВНАЯ ГРАДУИРОВКА ДАТЧИКОВ ТЕПЛОвого  
ПОТОКА С ПОПЕРЕЧНОЙ СОСТАВЛЯЮЩЕЙ

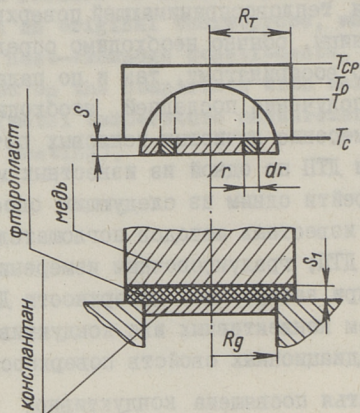
При градуировке датчиков теплового потока (ДТП), коэффициент поглощения тепловоспринимающей поверхности которых отличается от единицы, обычно необходимо определять чувствительности как по воспринятому, так и по падающему тепловому потоку. Для получения последней необходимо провести градуировочное измерение лучистых тепловых потоков при исходной поверхности ДТП по одной из известных методик [1]. К первой можно перейти одним из следующих способов: определением одним из известных методов поглощательной способности поверхности ДТП; градуировочным измерением лучистых тепловых потоков при зачерненной поверхности ДТП; градуировочным измерением конвективных или кондуктивных потоков, не зависящих от радиационных свойств поверхности.

Настоящая статья посвящена кондуктивной градуировке ДТП с поперечной составляющей, установленных на термозонде раздельного измерения составляющих теплового потока [2].

Кондуктивные системы градуировки принято считать наиболее перспективными после радиационных [1], однако в литературе они представлены весьма ограниченно и только применительно к ДТП с изотермической тепловоспринимающей поверхностью. К достоинству метода относят простоту создания потоков большой плотности и осуществления независимой вариации потоков и рабочих температур; основной их недостаток — возникновение значительных погрешностей градуировки ввиду искажения поля теплового потока при неравномерном тепловом контакте между тепловодом и тепловоспринимающей поверхностью ДТП.

Градуировка ДТП с поперечной составляющей теплового потока имеет при этом ряд особенностей. Во-первых, при их

градуировании необходимо ограничивать коэффициент теплопередачи  $k$  между тепловодом и теплопринимающей поверхностью (в данной работе  $k$  в среднем не превышает  $600 \text{ Вт} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{К}^{-1}$ ), так как при увеличении  $k$  резко возрастает погрешность градуировки. Во-вторых, как правило, ДТП с поперечной составляющей конструктивно представляют собой часть исследуемой поверхности (стенки зонда [2], канала [3]), то есть отсутствуют четкие границы ДТП и возможность отделить его от установки на период градуировки. Следовательно, если диаметр тепловода выбрать равным диаметру ДТП [1], могут возникнуть значительные погрешности ввиду неточного их совмещения при градуировке.



Фиг. 1. Расчетная схема градуировки при  $\bar{R}_T > 1$ .

Исходя из данного соображения, при разработке установки в данной работе были исследованы два варианта конструкции: радиус тепловода  $R_T$  значительно превосходит радиус датчика  $R_0$  и радиус тепловода несколько меньше радиуса ДТП ( $\bar{R}_T = R_T / R_0 = 0,8 - 0,9$ ).

Расчетная схема первого варианта представлена на фиг. 1. В соответствии с фиг. 1, принимая коэффициент теплопередачи постоянным по поверхности ДТП и вводя обозначения  $\theta = \Delta T / \Delta T_{cp}$  и  $\bar{r} = r / R_0$ , получаем дифференциальное уравнение теплопроводности диска в безразмерной форме при установившемся тепловом потоке в виде



$$(1 + \beta\theta) \frac{d^2\theta}{d\bar{r}^2} + (1 + \beta\theta) \frac{1}{\bar{r}} \frac{d\theta}{d\bar{r}} + \beta \left( \frac{d\theta}{d\bar{r}} \right)^2 + \frac{kR_0^2}{\lambda_0 S} (1 - \theta) = 0; \quad (I)$$

с граничными условиями: при  $\bar{r} = 0$   $\frac{d\theta}{d\bar{r}} = 0$ ; при  $\bar{r} = 1$   $\theta = 0$ .

Зависимость КПР от температуры принята здесь в виде

$$\lambda = \lambda_0 (1 + \beta_\lambda \Delta T) = \lambda_0 (1 + \beta\theta).$$

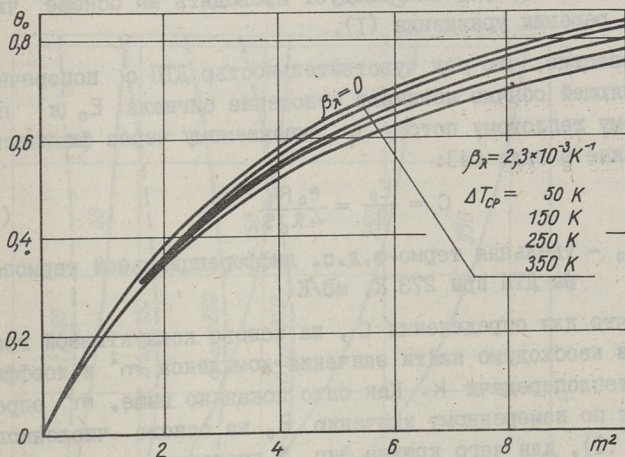
Если принять  $\lambda = \lambda_0 = \text{const}$  и  $m^2 = \frac{kR_0^2}{\lambda_0 S}$ , то уравнение

(I) принимает вид модифицированного уравнения Бесселя, имеющего решение [3] вида

$$\theta = 1 - I_0(m\bar{r})/I_0(m). \quad (2)$$

Введение в (I) замены  $U = \theta(1 + \beta/2 \cdot \theta)$  позволяет с некоторым приближением перейти также к уравнению Бесселя и получить для  $U$  решение вида

$$U = \theta(1 + \beta/2 \cdot \theta) \cong 1 - I_0(m\bar{r})/I_0(m). \quad (3)$$



Фиг. 2. Зависимость относительной температуры центра ДТГ от коэффициента теплопередачи и температуры среды.

Для проверки допустимости проведения расчетов на одной из этих формул на ЭВМ "Мир-2" было выполнено численное ре-

шение (I) для ряда значений  $\Delta T_{cp}$  и  $k$ . Расчетные кривые зависимости относительной температуры центра ДТП  $\theta_0$  от указанных параметров приведены на фиг. 2, для  $\lambda = \text{const} (\beta_\lambda = 0)$  дано аналитическое решение (2).

Для анализа указанных решений были вычислены соотношения  $\theta_0 / \theta_{0(a)}$  и  $\theta_0^* / \theta_{0(a)}$  (фиг. 3). Видно, что для условий анализа ( $\beta_\lambda = 2,3 \cdot 10^{-3} \cdot K^{-1}$ ) расхождение между действительным распределением температуры в диске ДТП  $\theta_0$  и определенным при условии  $\lambda = \text{const} (\theta_{0(a)})$  резко возрастает с увеличением  $k$  (или  $m^2$ ), достигает максимума при определенном значении  $k$  и затем начинает плавно уменьшаться (фиг. 3,а), с увеличением температуры среды возрастает почти пропорционально (фиг. 3,б), достигая 11% при  $\Delta T_{cp} = 350$  К. Приближенное решение (3) хорошо описывает действительное распределение только при небольших значениях  $k$  (до 50–80 Вт·м<sup>-2</sup>·К<sup>-1</sup>), при увеличении  $k$  расхождение здесь непрерывно возрастает. Таким образом, очевидно, что обработку данных градуировки следует проводить на основе численного решения уравнения (I).

Известно, что под чувствительностью ДТП с поперечной составляющей обычно понимают отношение сигнала  $E_0$  к постоянному тепловому потоку  $q$ , выражаемому через физические постоянные в виде [4]:

$$C = \frac{E_0}{q} = \frac{e_0 R_d^2}{4 \lambda_0 S}, \quad (4)$$

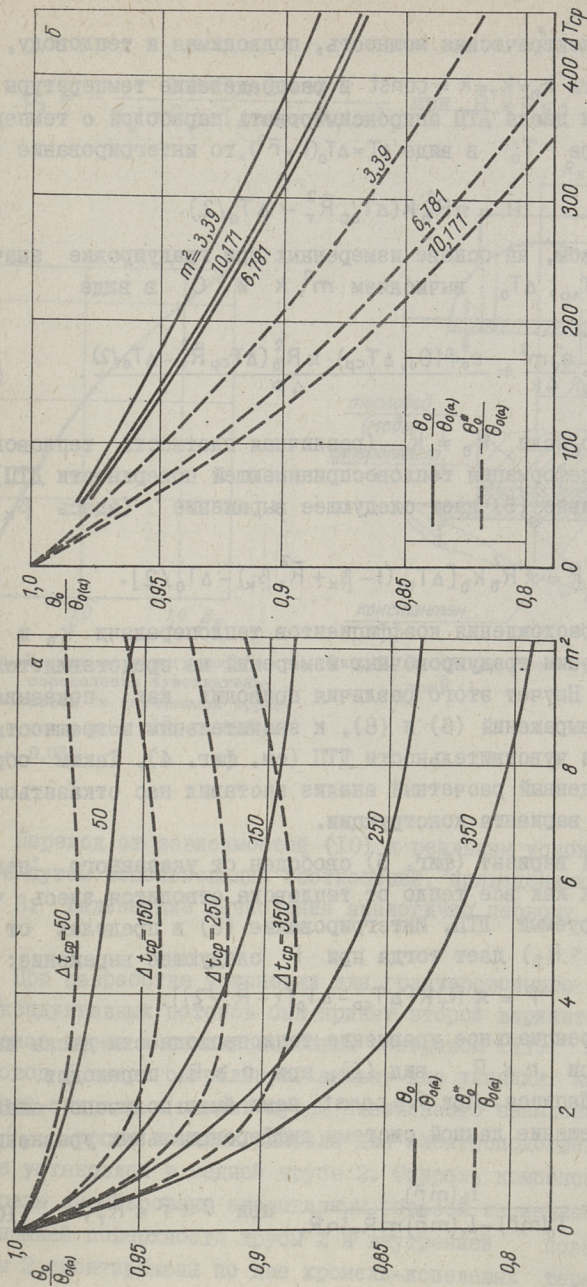
где  $e_0$  – удельная термо-э.д.с. дифференциальной термопары ДТП при 273 К, мВ/К.

Видно, что для определения  $C$ , на основе кондуктивной градуировки необходимо найти значения комплекса  $m^2$  и коэффициента теплопередачи  $k$ . Как было показано выше,  $m^2$  определяется по измеренному значению  $\theta_0$  на основе численного решения (I), для чего кривые фиг. 2 представляются в виде  $m^2 = f(\theta_0, \Delta T_{cp})$ .

Коэффициент теплопередачи между диском и тепловодом может быть определен из решения уравнения

$$P = \int_0^{R_0} k_0 (\Delta T_{cp} - \Delta T) 2\pi r dr + \int_{R_0}^{R_T} k_T \Delta T_{cp} 2\pi r dr, \quad (5)$$





Фиг. 3. Соотношения между относительными температурами центра ДТП при  $\lambda \neq \text{const}$  ( $\theta_0$  - численное,  $\theta_0^*$  - приближенное (3) решения) и  $\lambda = \text{const}$  ( $\theta_0(a)$ ) - аналитическое решение (2).

где  $P$  — электрическая мощность, подводимая к тепловоду, Вт.

Если принять  $k_0 = k_T = k = \text{const}$  и распределение температуры по поверхности диска ДТП аппроксимировать параболой с температурой центра  $T_0$  в виде  $\Delta T = \Delta T_0(1 - \bar{r}^2)$ , то интегрирование (5) дает

$$P = \pi R_0^2 k (\Delta T_{cp} \bar{R}_T^2 - \Delta T_0 / 2). \quad (6)$$

Таким образом, на основе измеренных при градуировке значений  $P$ ,  $\Delta T_{cp}$ ,  $\Delta T_0$  вычисляем  $m^2$ ,  $k$  и  $C$  в виде

$$C = \frac{e_0 m^2}{4k} = \frac{e_0 f(\theta_0, \Delta T_{cp}) \cdot \pi R_0^2 (\Delta T_{cp} \bar{R}_T^2 - \Delta T_0 / 2)}{4P}. \quad (7)$$

Однако, если  $k_0 \neq k_T$  (различная плотность теплового контакта, деформация тепловоспринимающей поверхности ДТП), интегрирование (5) дает следующее выражение (здесь  $\beta_k = k_T / k_0$ ):

$$P = \pi R_0^2 k_0 [\Delta T_{cp} (1 - \beta_k + \bar{R}_T^2 \beta_k) - \Delta T_0 / 2]. \quad (8)$$

Измерение расхождения коэффициентов теплопередачи  $k_0$  и  $k_T$  при проведении градуировочных измерений не представляется возможным. Неучет этого различия приводит, как показывает сравнение выражений (6) и (8), к значительным погрешностям определения чувствительности ДТП (см. фиг. 4). Таким образом, приведенный расчетный анализ заставил нас отказаться от первого варианта конструкции.

Второй вариант (фиг. 5) свободен от указанного недостатка, так как все тепло от тепловода отводится здесь через градуируемый ДТП. Интегрирование (5) в пределах от 0 до  $R_T$  ( $R_T < R_0$ ) дает тогда при  $P$  следующее выражение:

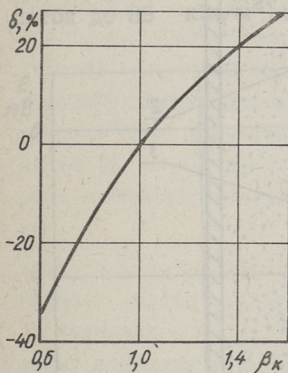
$$P = \pi R_T^2 k [\Delta T_{cp} - \Delta T_0 (1 - \bar{R}_T^2 / 2)]. \quad (9)$$

Дифференциальное уравнение теплопроводности диска имеет здесь при  $r \leq R_T$  вид (I), при  $r \geq R_T$  переходит в уравнение Лапласа. При  $\lambda = \text{const}$  нами было получено аналитическое решение данной системы дифференциальных уравнений в виде

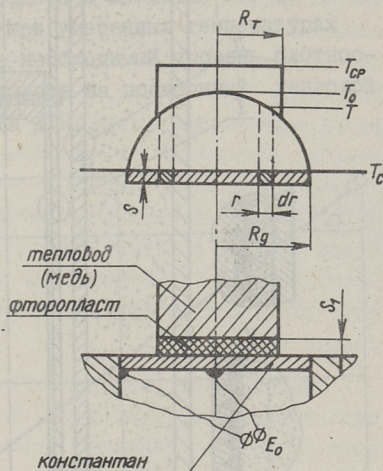
$$\theta_1 = 1 - \frac{I_0(m\bar{r})}{I_0(m\bar{r}) - I_1(m\bar{r})m\bar{R}_T \ln \bar{R}_T} \quad \text{при } 0 \leq \bar{r} \leq \bar{R}_T, \quad (10, a)$$



$$\theta_2 = - \frac{I_1(m\bar{r})m\bar{R}_T \ln \bar{r}}{I_0(m\bar{R}_T) - I_1(m\bar{r})m\bar{R}_T \ln \bar{R}_T} \quad \text{при } \bar{R}_T \leq \bar{r} \leq 1. \quad (10,6)$$



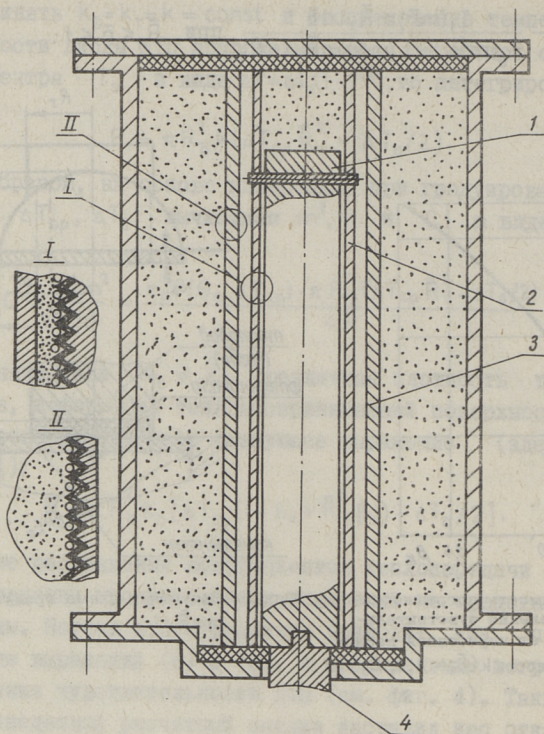
Фиг. 4. Зависимость погрешности определения чувствительности от неучтенной неравномерности  $k$  ( $\bar{R}_T = 1,5$ ;  $\theta_0 = 0,85$ ).



Фиг. 5. Расчетная схема градуировки при  $\bar{R}_T < 1$ .

Переход от зависимостей (10) к реальным условиям возможен путем использования соотношений, приведенных на фиг. 3. Дальнейшие вычисления аналогичны первому варианту.

При разработке установки для градуировочного измерения кондуктивных потоков был принят второй вариант. Использовалась схема с компенсационным обогревом [1]. Медный тепловод 1 имеет спиральную канавку для укладки нагревательной спирали и покрыт путем плазменного напыления слоем  $Al_2O_3$ ; после навивки спирали для электроподогрева и изоляции установлен в медной трубе 2. Спираль компенсационного обогрева смонтирована аналогичным образом на медной трубе 3. На внешней поверхности трубы 2 и внутренней поверхности трубы 3 смонтированы по две хромель-копелевых термопары;

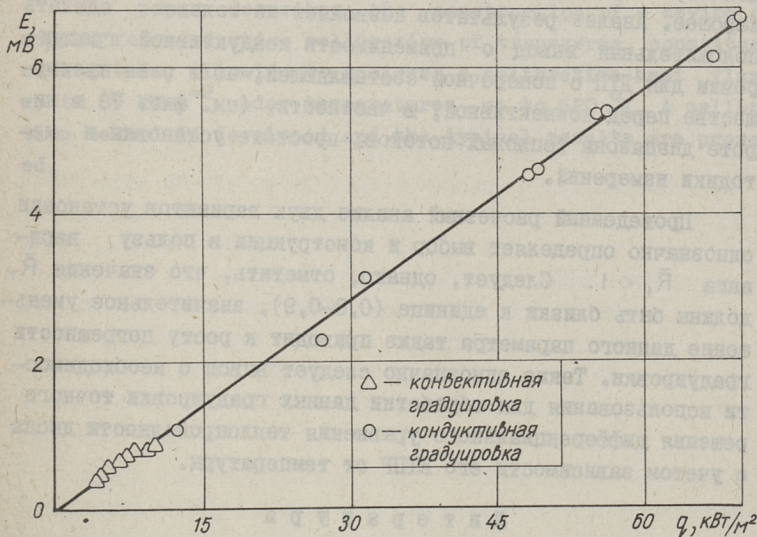


Фиг. 6. Конструкция градуировочного стеида.

перепад температур между ними поддерживался в пределах 0,2 К. Однако, как показал эксперимент, полной компенсации потерь тепла тепловодом добиться при этом не удалось, поэтому был поставлен специальный опыт по определению потерь тепловода. В этом опыте на место термозонда к контактной поверхности насадки тепловода 4 присоединяли обогреваемый цилиндр равного с зондом диаметра, снабженный, как и насадка, X-K термопарой, и проводили калориметрирование тепловода при различных температурах. Между цилиндром и тепловодом устанавливалась фторопластовая прокладка  $S = 1$  мм, температура цилиндра поддерживалась равной температуре насадки.



При проведении градуировочных измерений между градуируемым ДТП термовозда и насадкой тепловода устанавливались фторопластовые прокладки  $S = 0,4$  мм, обеспечивающие ограничение коэффициента теплопередачи в пределах  $600 \text{ Вт} \cdot \text{м}^2 \cdot \text{К}^{-1}$ . Такие значения  $k$  позволяют при умеренных температурах тепловода (до 620 К) получить необходимый уровень плотности теплового потока (в пересчете на постоянный тепловой поток до  $85 \text{ кВт/м}^2$ ) и сигнала ДТП.



Фиг. 7. Типичные результаты градуировочных измерений.

Для выравнивания теплового контакта по поверхности ДТП последний покрывался слоем теплопроводящей пасты КТП-8 ГОСТ 19783-74, имеющей значительно более высокий КТПР, чем фторопласт. Эффективность этой меры была подтверждена тем, что при повторных установках ДТП на градуировочную установку расчетная величина чувствительности не менялась.

Обработка результатов градуировочных измерений проводилась по методике, приведенной выше для второго варианта конструкции тепловода ( $\bar{R}_T < 1$ ), на ЭВМ "Мир-2". Типичный

график результатов градуировочных измерений приведен на фиг. 7. Видно, что разброс точек невелик и они хорошо укладываются на прямую, проходящую через начало координат, как и следует из решения дифференциального уравнения теплопроводности диска при постоянной по поверхности плотности воспринятого теплового потока (4). Для сравнения здесь приведены также точки, полученные при конвективной градуировке термовонда в аэродинамическом канале. Совпадение данных, полученных по двум различным методикам, достаточно хорошее. Анализ результатов позволяет не только сделать положительный вывод о применимости кондуктивной градуировки для ДТТ с поперечной составляющей, но и о ее преимуществе перед конвективной, в частности, (см. фиг. 7) в широте диапазона тепловых потоков, простоте установки и методики измерений.

Проведенный расчетный анализ двух вариантов установки однозначно определяет выбор и конструкции в пользу варианта  $\bar{R}_1 < 1$ . Следует, однако, отметить, что значения  $\bar{R}_1$  должны быть близки к единице (0,8–0,9), значительное уменьшение данного параметра также приводит к росту погрешности градуировки. Также однозначно следует вывод о необходимости использования для обработки данных градуировки точного решения дифференциального уравнения теплопроводности диска с учетом зависимости его КТПР от температуры.

#### Л и т е р а т у р а

1. Г е р а щ е н к о О.А. Основы теплотермии. Киев, Наукова думка, 1971. 192 с.

2. М и к к И.Р., К л е в ц о в И.А. Термовонд. А.с. СССР № 679823. Опубл. в БИ № 30. 15.08.79.

3. Д е в я т о в В.И. и др. Исследование теплоотдачи методом тонкого диска. — Изв. вузов. Авиац. техника, № 3, 1974, с. 42–48.

4. G a r d o n, R. An Instrument for the Direct Measurement of Intense Thermal Radiation. — RSI, 1953, v. 24, N 5, pp. 366–370.



## Conductive Calibration of a Transverse Constituent Radiometer

Summary A. A. Beck, A. E. Klevtsov

The paper describes the construction of a device designed for conductive calibration of transverse constituent radiometers, allowing to achieve a calibrative heat flux up to  $85 \text{ kW}\cdot\text{m}^{-2}$  under temperatures up to  $620^\circ\text{K}$ . A calibration method is developed and the typical results are presented.

Экспериментально исследованы различные конструкции устройств для калибровки радиометров с помощью теплового потока. В результате получены данные о влиянии различных параметров на точность измерений. Показано, что наиболее точные результаты можно получить при использовании радиометров с плоскими датчиками. Это связано с тем, что плоские датчики имеют наименьшие погрешности измерения. Кроме того, показано, что для калибровки радиометров с плоскими датчиками необходимо использовать устройства с плоскими датчиками. Это связано с тем, что плоские датчики имеют наименьшие погрешности измерения. Показано, что наиболее точные результаты можно получить при использовании радиометров с плоскими датчиками. Это связано с тем, что плоские датчики имеют наименьшие погрешности измерения.

Модель исследована теоретически и экспериментально. Модель состоит из теплопроводящего элемента, к которому с одной стороны приложена область с известной температурой, а с другой стороны — радиометр. Показано, что для калибровки радиометров с плоскими датчиками необходимо использовать устройства с плоскими датчиками. Это связано с тем, что плоские датчики имеют наименьшие погрешности измерения. Показано, что наиболее точные результаты можно получить при использовании радиометров с плоскими датчиками. Это связано с тем, что плоские датчики имеют наименьшие погрешности измерения.



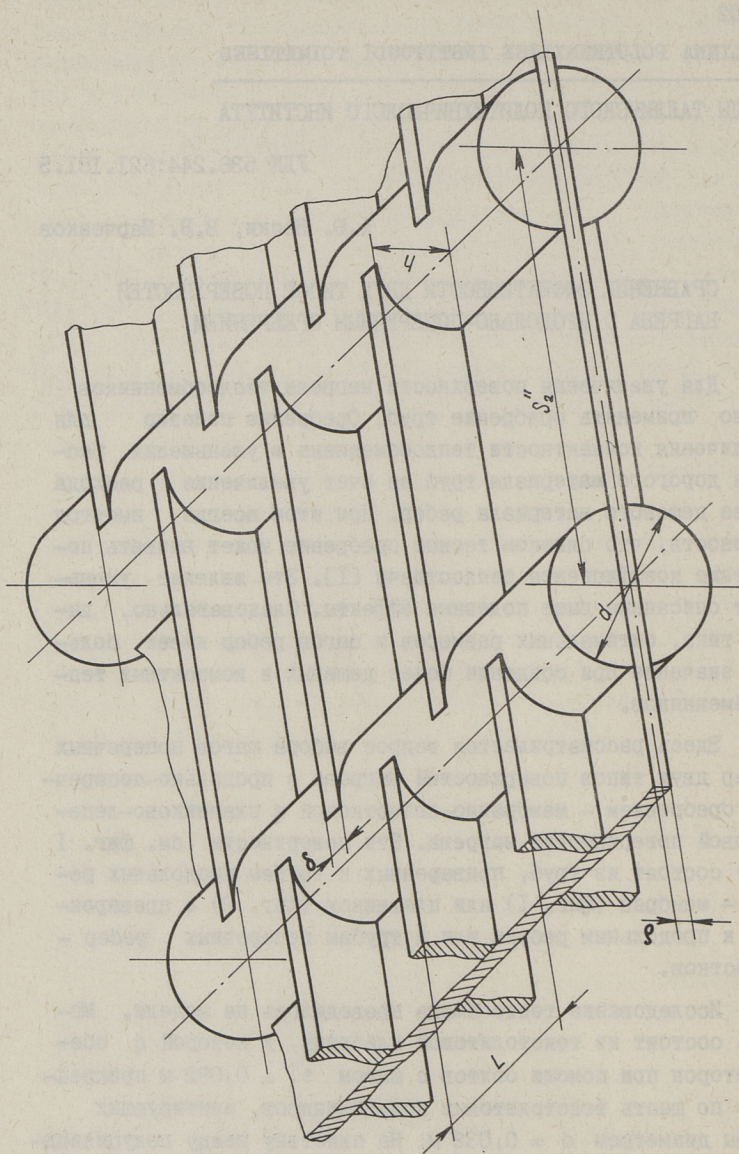


СРАВНЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ДВУХ ТИПОВ ПОВЕРХНОСТЕЙ  
НАГРЕВА С ПРОДОЛЬНО-ПОПЕРЕЧНЫМ ОРЕБРЕНИЕМ

Для увеличения поверхности нагрева теплообменников можно применять оребрение труб. Оребрение полезно для увеличения компактности теплообменника и уменьшения расхода дорогого материала труб за счет увеличения расхода более дешевого материала ребер. При этом всегда имеется опасность, что слишком тесное оребрение может вызвать понижение коэффициента теплоотдачи [1]. Это явление уменьшает описанные выше полезные эффекты. Следовательно, выбор типа, оптимальных размеров и шагов ребер имеет большое значение при создании более дешевых и компактных теплообменников.

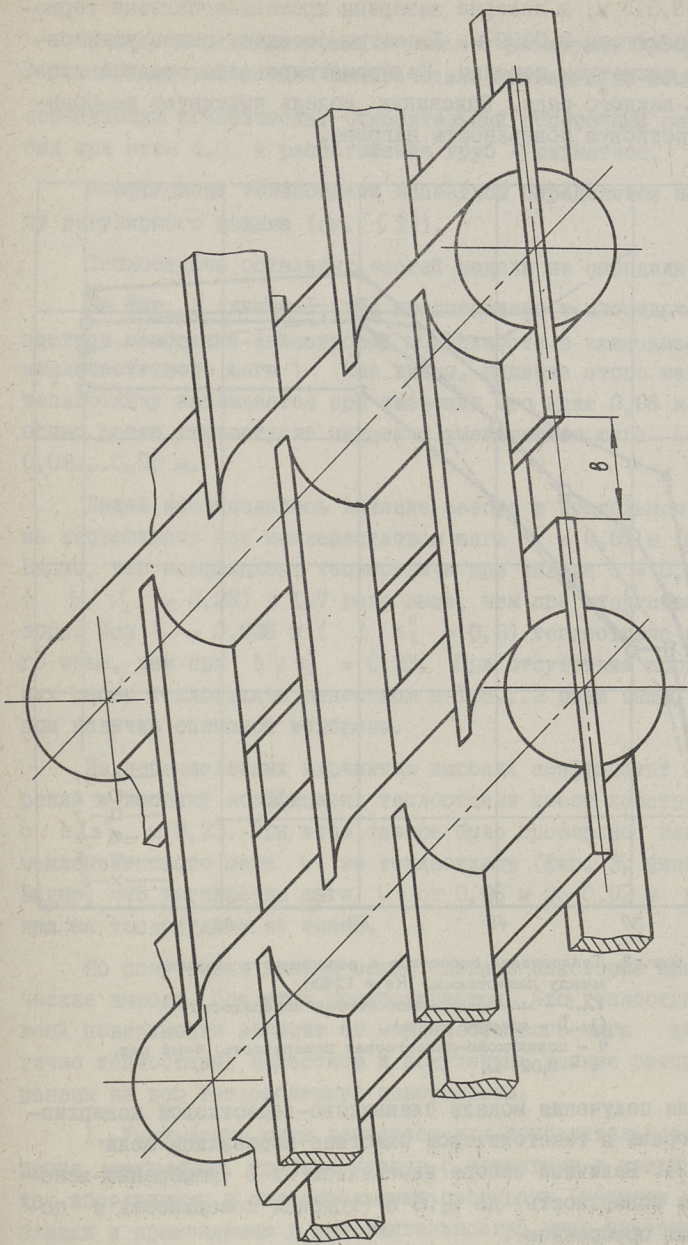
Здесь рассматривается вопрос выбора шагов поперечных ребер двух типов поверхностей нагрева с продольно-поперечным оребрением — мембранно-лепестковой и плавниково-лепестковой поверхностей нагрева. Эти поверхности (см. фиг. 1 и 2) состоят из труб, приваренных к трубам продольных ребер — мембран (фиг. 1) или плавников (фиг. 2) и приваренных к продольным ребрам или к трубам поперечных ребер — лепестков.

Исследование теплообмена проводилось на модели. Модель состоит из текстолитовой пластины, к которой с обеих сторон при помощи болтов с шагом  $s_2'' = 0,092$  м прикреплено по шесть текстолитовых полуцилиндров, имитирующих трубы диаметром  $d = 0,032$  м. На пластину между полуцилиндрами (на мембраны) установлены с помощью шурупов ребра (лепестки), изготовленные из углеродистой стали. Для измерения температуры лепестков в них высверлены отверстия гду-



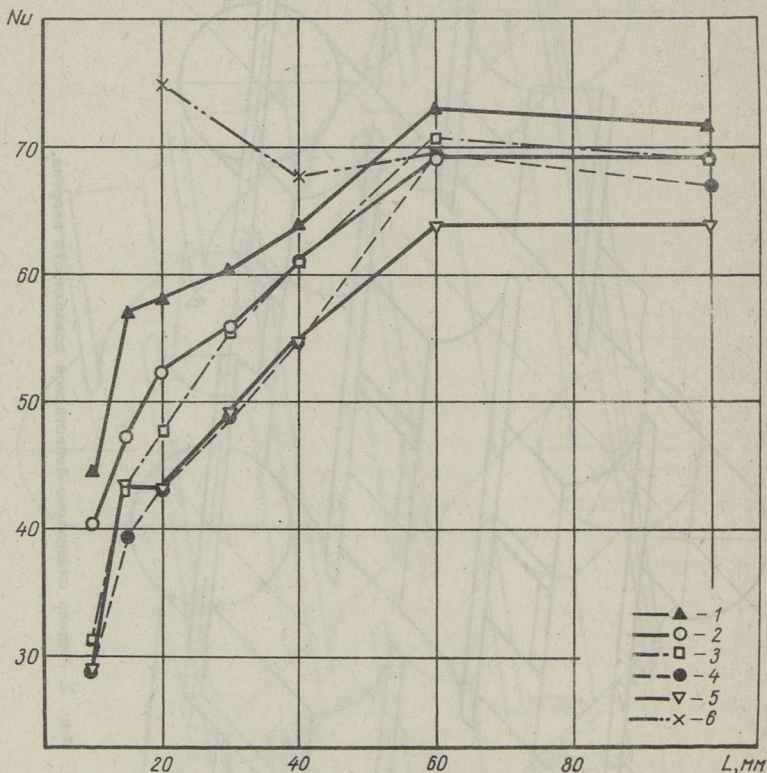
Фиг. 1. Модель мембранно-плестковой поверхности нагрева.





Фиг. 2. Модель плавниково-деревастой поверхности нагрева.

биной 0,015 м, в которые заварены хромель-копелевые термопары диаметром 0,0002 м. Лепестки соседних рядов установлены в шахматном порядке. Калориметрировался средний лепесток каждого ряда. Описанная модель имитирует мембранно-лепестковую поверхность нагрева.



Фиг. 3. Теплоотдача лепестков в зависимости от шага между лепестками.  $Re = 12800$ .  
 1...5 - мембранно-лепестковая поверхность (1...5 - номера рядов)  
 6 - плавниково-лепестковая поверхность, 4-ый ряд,  
 $\delta = 0,021$  м.

Для получения модели плавниково-лепестковой поверхности нагрева в текстолитовой пластине вырезались щели (фиг. 2). Величина зазора изменялась от 0 (мембранно-лепестковая поверхность) до 0,06 м (трубная поверхность с поперечным оребрением).



Модель устанавливалась в канал с размерами  $0,14 \times 0,26$  м. Верхняя и нижняя стенки канала также имитировали мембранно-лепестковую поверхность. Относительный поперечный шаг  $s_1/d$  был при этом 4,3, а расположение труб – шахматное.

Коэффициент теплоотдачи лепестков определялся по методу регулярного режима (см. [2]).

Теплоотдача остальных частей модели не определялась.

На фиг. 3 (линии 1...5) представлена теплоотдача лепестков мембранно-лепестковой поверхности в зависимости от межлепесткового шага  $L$ . Как видно, влияние этого шага на теплоотдачу наблюдается при значении его ниже 0,06 м. Особенно резко теплоотдача падает с уменьшением шага  $L$  ниже 0,02...0,15 м.

Далее исследовалось влияние зазора в продольном ребре на теплоотдачу при межлепестковом шаге  $L = 0,02$  м (фиг. 4). Видно, что коэффициент теплоотдачи при зазоре  $b = 0,021$  м ( $b/s_2'' = 0,23$ ) в 1,7 раза выше, чем при отсутствии зазора. При  $b = 0,028$  м ( $b/s_2'' = 0,3$ ) теплоотдача немного ниже, чем при  $b/s_2'' = 0,23$ . При отсутствии продольных ребер теплоотдача лепестков в 1,8...2 раза выше, чем при наличии сплошной мембраны.

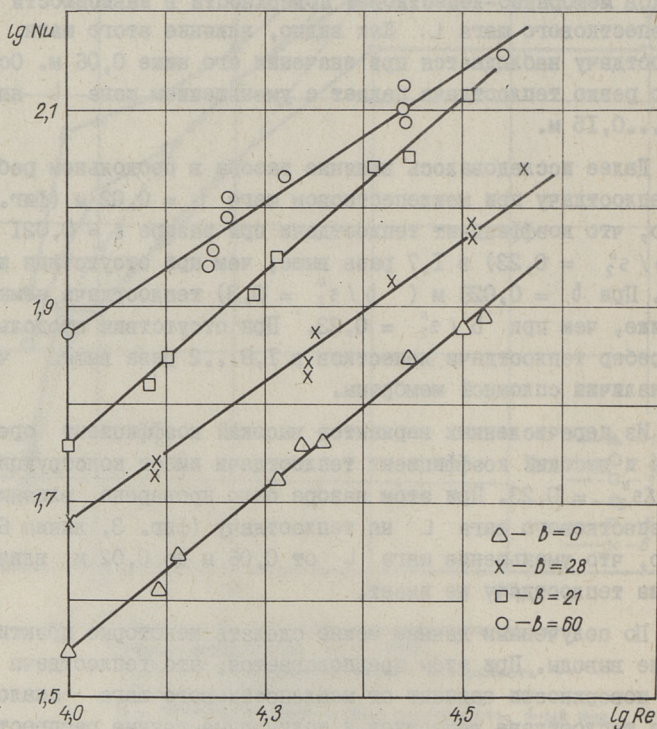
Из перечисленных вариантов высокий коэффициент охлаждения и высокий коэффициент теплоотдачи имеет конструкция с  $b/s_2'' = 0,23$ . При этом зазоре было проверено влияние межлепесткового шага  $L$  на теплоотдачу (фиг. 3, линия 6). Видно, что уменьшение шага  $L$  от 0,06 м до 0,02 м влияния на теплоотдачу не имеет.

По полученным данным можно сделать некоторые практические выводы. При этом предполагается, что теплоотдача всей поверхности зависит от межлепесткового шага аналогично теплоотдаче лепестков и полученные данные распространены на всю теплообменную поверхность.

1. Уменьшение шага лепестков для дополнительного охлаждения мембранных трубных пучков с принятыми в наших опытах абсолютными и относительными размерами (размеры модели близки к применяемым в действительности) ниже значения  $L = 0,05...0,06$  м ( $L/s_2''$  около 0,6) нецелесообразно.

Увеличение теплообменной поверхности за счет более тесного размещения последних приводит почти к пропорциональному уменьшению коэффициента теплоотдачи.

2. Плавниково-лепестковые поверхности можно снабжать более тесными ребрами – к понижению коэффициента теплоотдачи это не приводит. Минимальные шаги лепестков определяются при этом конструктивными соображениями.



Фиг. 4. Теплоотдача лепестков при различных зазорах между плавниками.

3. Плавниково-лепестковые поверхности нагрева можно выполнить более компактными, чем мембранно-лепестковые и



сэкономить при этом по сравнению с последними значительное количество труб (выше 30 %).

### Л и т е р а т у р а

1. Локшин В.А., Лисейкин И.Д., Зоз В.И., Андреева А.Я. Эффективность мембранно-лепестковых шахматных пучков труб. - Теплоэнергетика, 1977, № 10, с. 55-59.

2. Вески А.Ю., Микк И.Р. Исследование конвективной теплоотдачи ширм при разных углах атаки газового потока. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, серия А, 1971, № 316.

A. Veski, V. Marchenkov

#### Comparison of Efficiency of Two Types of Heating Surfaces with Far and Wide Ribbing

##### Summary

Efficiency of membrane-petal and fin-petal surfaces is compared. In the case of the first one tightening of petal step leads to significant lowering of average convective heat transfer coefficient. The second one can be constructed with tight petal arrangement which does not lead to the lowering of average convective heat transfer coefficient.

## С о д е р ж а н и е

1.	А.А. Отс, Р.В. Тоуарт. Износ труб радиационного пароперегревателя плесланцевого парогенератора при водяной очистке. . . . .	3
2.	А.А. Пайст. Коррозионная стойкость котельных сталей в продуктах сгорания березовского угля . . . . .	9
3.	А.В. Прикк, И.А. Щучкин. Золотой износ труб водяного экономайзера котла БКЗ-75-395 <sub>сл</sub> с вихревым топочным устройством. . . . .	19
4.	А.М. Куля, А.Э. Сийрде. Исследование водной струи обмывочного аппарата. . . . .	29
5.	А.А. Отс, Х.И. Талларме, К.И. Ингерманн, А.И. Ингерма, Р.В. Тоуарт, А.Э. Сийрде, В.К. Столяревский, В.И. Серебряков, Л.Ф. Григорьев, В.К. Шнайдер. Тепловая эффективность пароперегревателей в условиях длительной комбинированной очистки. . . . .	41
6.	И.Р. Вийльман, И.Р. Микк, Т.Б. Тийкма. Лабораторная установка для исследования спектральной излучательной способности материалов в широком температурном интервале. . . . .	53
7.	И.Р. Микк, И.А. Клевцов. Исследование внешнего теплообмена в термических печах зондовым методом. . . . .	61
8.	И.А. Клевцов. Кондуктивная градуировка датчиков теплового потока с поперечной составляющей . . . . .	69
9.	А.Д. Вески, В.В. Марченко. Сравнение эффективности двух типов поверхностей нагрева с продольно-поперечным оребрением. . . . .	81





Цена 75 коп.