

Ер. 6.7  
290

TALLINNA POLÜTEHNILISE  
INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО  
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

№ 290

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

СБОРНИК СТАТЕЙ

X







Ср. 6.7

СЕРИЯ А № 290 1970

И. П. Элика, Я. П. Занд, Я. М. Хууст  
НЕКОТОРЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО  
ИССЛЕДОВАНИЯ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ  
КОРРОЗИИ ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЬНЫХ СТАТЕЙ  
В СРЕДЕ ПРОДУКТОВ СГОРАНИЯ СЕРНИСТОГО

### ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

Сборник статей

X

Под общей редакцией  
проф. И. П. Элика

Sp. 10021



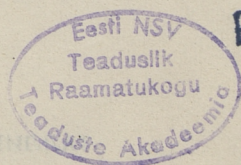
1970 26 200 A 814 11

TEADUSRIIETUS

1970

X

1970



Ep. 10051



УДК 620.193.53

*П. И. Ансон, Я. П. Лайд, Л. М. Христич*

## НЕКОТОРЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ИССЛЕДОВАНИЯ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ КОРРОЗИИ ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЬНЫХ СТАЛЕЙ В СРЕДЕ ПРОДУКТОВ СГОРАНИЯ СЕРНИСТОГО МАЗУТА\*

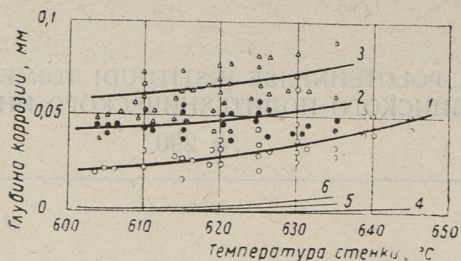
В работе [1] излагалась методика экспериментального исследования высокотемпературной коррозии в среде натуральных продуктов сгорания на охлаждаемых образцах и обсуждалась целесообразность и актуальность проведения таких испытаний. Ниже приводятся некоторые результаты коррозионных испытаний сталей 12X1МФ и 12X2МФСР, проведенных в соответствии с указанной методикой.

Опыты проводились в среде продуктов сгорания топочного мазута 100 (содержание серы 1,24%) при коэффициенте избытка воздуха 1,7 в диапазоне температур стенки (металла)  $t = 530 \div 650^\circ\text{C}$  и температур продуктов сгорания  $\vartheta = 800 \div 970^\circ\text{C}$  при длительности 24, 72, 120 и 187 часов. Величина коррозии определялась методом измерения толщины стенки образцов до и после опытов, после снятия слоя окислов.

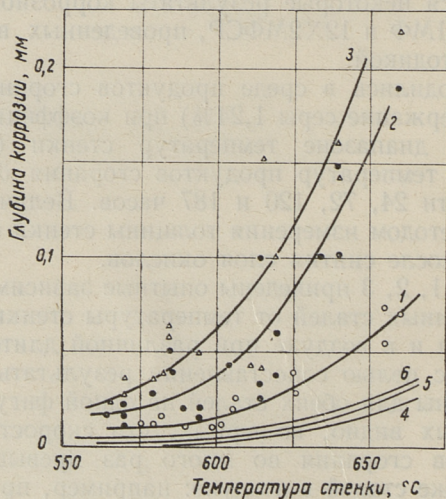
На фигурах 1, 2, 3 приведены опытные зависимости глубины коррозии указанных сталей от температуры стенки в среде продуктов сгорания и в воздухе при различной длительности опытов. При этом с целью сопоставления результаты 187 часовых опытов приведены для обеих сталей на одной фигуре 3. Из приведенных данных видно, во-первых, что скорость коррозии в среде продуктов сгорания во много раз превышает скорость коррозии этих же сталей в воздухе: например, при температуре металла  $600^\circ\text{C}$  и длительности опытов 187 часов для стали 12X1МФ примерно  $8 \div 10$  раз, а для стали 12X2МФСР —  $15 \div 18$  раз. Очевидно, что результаты коррозионных испытаний в воз-

\* В проведении опытов и обработке результатов принимали участие студенты ТПИ А. Карки и В. Елисеев.



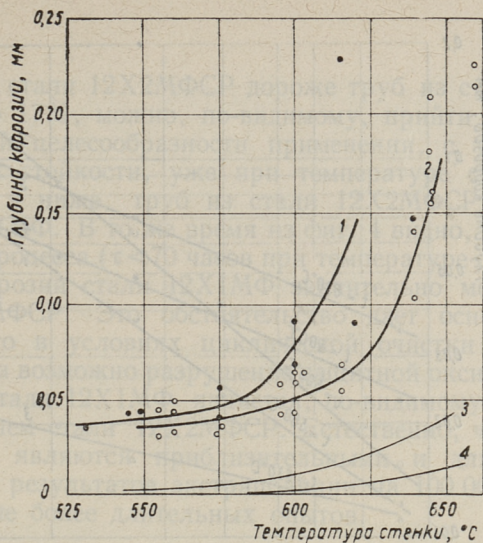


Фиг. 1. Зависимость глубины коррозии стали 12X2MFSP в продуктах сгорания мазута при длительности опыта 24 часа — 1, 72 часа — 2, 120 часов — 3 и в воздухе при 24 часа — 4, 72 часа — 5, 120 часов — 6 от температуры стенки. Температура продуктов сгорания 780—810°C



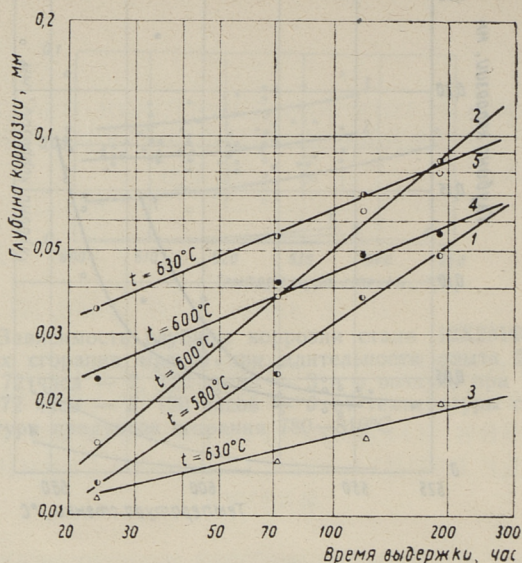
Фиг. 2. Зависимость глубины коррозии стали 12X1MF в продуктах сгорания мазута при длительности опыта 24 часа — 1, 72 часа — 2, 120 часов — 3 и в воздухе при 24 часа — 4, 72 часа — 5, 120 часов — 6 от температуры стенки. Температура продуктов сгорания 920—970°C





Фиг. 3. Зависимость глубины коррозии сталей 12ХМБ и 12Х2МФСР от температуры стенки при длительности опыта 187 часов, 1 — сталь 12Х1МФ в продуктах сгорания с температурой  $\vartheta = 920 - 975^\circ\text{C}$ ; 2 — сталь 12Х2МФСР в продуктах сгорания с температурой  $\vartheta = 860 - 890^\circ\text{C}$ ; 3 — сталь 12Х1МФ в воздухе; 4 — сталь 12Х2МФСР в воздухе

духе при высоких температурах металла не могут являться представительными для суждения о коррозионной стойкости труб высокотемпературных поверхностей нагрева, работающих в среде продуктов сгорания органических топлив. Из графиков на фиг. 3 видно также, что для каждой из исследованных сталей имеется определенная, с точки зрения коррозионной стойкости, критическая температура металла, при превышении которой интенсивность коррозии резко возрастает. Для стали 12Х1МФ эта температура равна примерно  $575 \div 580^\circ\text{C}$ , а для стали 12Х2МФСР —  $620 \div 625^\circ\text{C}$ . Связано это, по-видимому, с фазовыми превращениями в слое окислов [2] и его нестабильностью и разрушением. На последнее обстоятельство указывают как визуальные наблюдения, так и большой разброс опытных точек у стали 12Х1МФ в закритической области температур. Очевидно, что указанные критические температуры определяют температурный предел применимости сталей в рабочих условиях.



Фиг. 4. Зависимость глубины коррозии от времени выдержки. Сталь 12Х1МФ: в продуктах сгорания — 1 и 2, в воздухе — 3. Сталь 12Х2МФСР в продуктах сгорания 4 и 5

На фиг. 4 приведены зависимости глубины коррозии от времени, построенные по усредненным данным фигур 1, 2, 3. Там же для сопоставления приведена зависимость от времени глубины коррозии стали 12Х1МФ в воздухе. Видно, что даже при  $t=630^{\circ}\text{C}$  скорость коррозии этой стали в воздухе значительно ниже, чем в продуктах сгорания при более низких температурах. Видно также, что скорость коррозии стали 12Х1МФ существенно больше, чем у стали 12Х2МФСР. При температуре металла  $580^{\circ}\text{C}$  полученная зависимость для первой стали аппроксимируется формулой

$$K=0,001415 \cdot \tau^{0,69}, \text{ мм},$$

где  $K$  — глубина коррозии, мм;

$\tau$  — время, час.

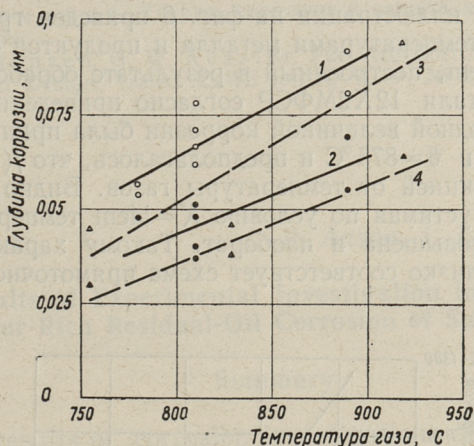
При экстраполяции результата на 100 000 часов получим глубину коррозии около 4 мм. Очевидно, что применение этой стали при более высоких температурах экономически не обосновано. При  $t=600^{\circ}\text{C}$  зависимость глубины коррозии стали 12Х2МФСР аппроксимируется формулой

$$K=0,0076 \tau^{0,384}, \text{ мм},$$

что дает за 100 000 часов величину 0,64 мм, то есть примерно в 6 раз меньшую, чем для первой стали при  $t=580^{\circ}\text{C}$ . Учитывая,



что трубы из стали 12Х2МФСР дороже труб из стали 12Х1МФ только около 17%, можно, по-видимому, прийти к выводу об экономической целесообразности применения, с точки зрения коррозионной стойкости, уже при температуре стенки 580°C, а возможно, и ниже, труб из стали 12Х2МФСР вместо труб из стали 12Х1МФ. В то же время из фиг. 4 видно, что в начальный период процесса ( $\tau < 70$  часов при температуре стенки 600°C) скорость коррозии стали 12Х1МФ значительно меньше, чем у стали 12Х2МФСР. Это обстоятельство дает основание предположить, что в условиях циклической очистки поверхности нагрева, когда возможно разрушение защитной оксидной пленки, применение стали 12Х1МФ является, по-видимому, более целесообразным, чем стали 12Х2МФСР. Естественно, что приведенные расчеты являются приблизительными и для получения более точных результатов экстраполяции на 100 000 часов требуются данные более длительных опытов.



Фиг. 5. Зависимость глубины коррозии от температуры продуктов сгорания при температуре стенки 615°C. Сталь 12Х2МФСР: длительность опыта 120 часов — 1; 72 часа — 2; сталь 12Х1МФ: 120 часов — 3, 72 часа — 4

На фиг. 5 приведены зависимости коррозии рассматриваемых сталей от температуры продуктов сгорания при постоянных температурах металла. Видно, что по крайней мере при высоких температурах, интенсивность коррозии зависит не только от температуры металла, но также существенно от температуры газов. На это указывалось также в [3]. Так, например, при повышении температуры газов на 100°C (в пределах от 800°C

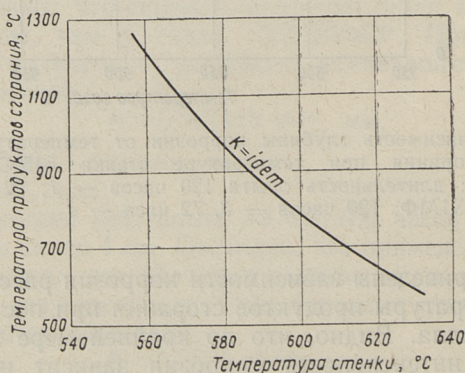


до 900 °С) коррозия стали 12Х2МФСР при  $t=615^\circ\text{C}$  увеличивается при длительности опыта 120 часов в 1,4 раза, а стали 12Х1МФ — в 1,5 раза. Очевидно, что при определении коррозионной стойкости это обстоятельство нельзя не учитывать. Обобщенное уравнение, описывающее процесс коррозии, может быть записано в этом случае в виде

$$K = f(\vartheta^m) \cdot \tau^n \cdot \exp\left(-\frac{B}{T}\right),$$

где  $f(\vartheta^m)$  — функция, характеризующая зависимость интенсивности коррозии от температуры газов  $\vartheta$ ;  
 $T$  — абсолютная температура металла;  
 $B, n$  — величины, определяемые опытным путем;  
 $\exp\left(-\frac{B}{T}\right)$  — функция, характеризующая зависимость интенсивности коррозии от температуры стали.

В качестве иллюстрации на фиг. 6 приведен график зависимости между температурами металла и продуктов сгорания для случая  $K = \text{idem}$ , построенный в результате обработки опытных данных для стали 12Х2МФСР согласно приведенной формулы. При этом исходной величиной коррозии была принята коррозия при  $t=590^\circ\text{C}$  и  $\vartheta=875^\circ\text{C}$  и предполагалось, что  $f(\vartheta^m)$  является линейной функцией от температуры газов. Видно, что с понижением  $\vartheta$  допустимая по условию  $K = \text{idem}$  температура стенки может быть повышена и наоборот. Такому характеру зависимости более близко соответствует схема прямоточного движения



Фиг. 6. График зависимости между температурами металла и газов при условии  $k = \text{idem}$  для стали 12Х2МФСР



теплообменивающихся сред. Применение такой компоновки, например для высокотемпературных выходных пакетов пароперегревателей паровых котлов высокого давления, может обеспечить существенное уменьшение коррозии или же возможность применения более дешевых сталей. Расчеты показывают, что экономический эффект от уменьшения расхода металла или его стоимости может получаться значительный, даже с учетом весьма небольшого уменьшения среднего температурного напора.

Работы в этом направлении должны быть продолжены с целью получения более полных экспериментальных данных, могущих являться основой для практических расчетов при проектировании.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. П. И. Ансон, Я. П. Лайд. Стенд для исследования высокотемпературной коррозии жаропрочных сталей в среде продуктов сгорания жидких топлив. Труды ТПИ, серия А, № 277, 1969.
2. Н. Д. Томашов. Теория коррозии и защита металлов. Изд. АН СССР, 1959.
3. W. A. Hansen, G. W. Kessler. Fuel-Ash Corrosion and Its Effect on Boiler Design. Trans. ASME ser. A, V, 87, № 2, 1965.

*P. Anson, J. Laid, L. Hristitch*

### **Some Results of Experimental Investigation in High-Temperature Sulphur-Rich Residual-Oil Corrosion of Superheater Steels**

#### Summary

Some results of corrosion investigations of steels 12x1МФ and 12x2МФСР in the medium of natural combustion products are presented. In experiments air-cooled probes of steel have been applied. Influence of the temperature of metal as well as the temperature of products of combustion and time of exposure on the loss of wall thickness is shown.





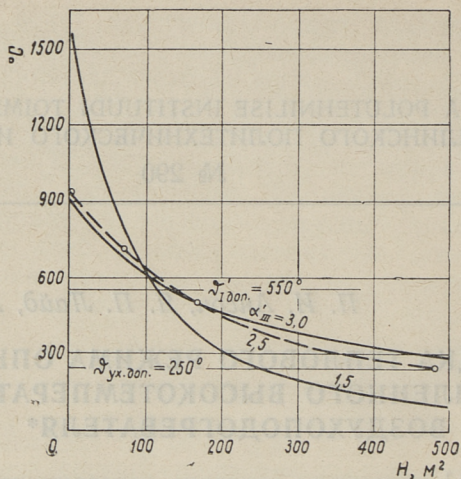
*П. И. Ансон, Я. П. Лайд, А. П. Пообус*

### НАЛАДКА ТЕПЛООВОГО РЕЖИМА ОПЫТНО-ПРОМЫШЛЕННОГО ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО ВОЗДУХОПОДОГРЕВАТЕЛЯ\*

В статье [1] приведены описание конструкции и некоторые результаты длительной проверки опытно-промышленного высокотемпературного рекуперативного воздухоподогревателя, предназначенного для подогрева  $3500\text{--}5000 \frac{\text{н} \cdot \text{м}^3}{\text{ч}}$  воздуха до  $800^\circ\text{C}$  при давлении, близком атмосферному. Ниже приводятся некоторые данные по наладке режима работы этой установки. Целью наладки в данном случае являлось обеспечение оптимального, с точки зрения надежности и долговечности, теплового режима при заданных параметрах подогреваемого воздуха. Надежность и долговечность работы подобного рода рекуперативного высокотемпературного теплообменника определяется, в первую очередь, максимальной температурой металла труб поверхности нагрева, которая при заданных параметрах подогреваемого воздуха (расход, температура и давление) в существующей установке зависит только от удельной тепловой нагрузки поверхности нагрева  $q$ , зависящей при прочих равных условиях от величины коэффициента избытка воздуха  $\alpha$ . Очевидно, что с повышением  $\alpha$  температура газов на входе в пучок в данном случае снижается, а температура уходящих газов повышается. Расчетные графики изменения температуры газов по ступеням воздухоподогревателя при значениях коэффициента  $\alpha=1,5$  и  $3,0$  на входе в пучок приведены на фиг. 1. При этом с изменением  $\alpha$  происходит существенное перераспределение суммарного тепловосприятия между отдельными ступенями воздухоподогревателя: с ростом  $\alpha$  тепловосприятие III ступени, а следовательно и ее тепловые нагрузки уменьшаются, а I ступени соответственно увеличиваются. Зави-

\* В проведении опытов и выполнении расчетных работ принимал участие студент ТПИ В. Пуненко.

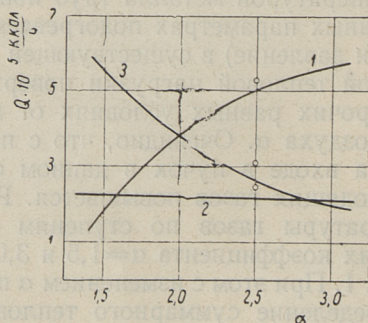




Фиг. 1. Графики изменения температуры газов  $\vartheta$  по ступеням воздухоподогревателя:

$H$  — поверхность нагрева;  $\vartheta_{1\text{доп}}$  — допустимая температура газов перед 1 ступенью;  $\vartheta_{\text{ух. доп.}}$  — то же, перед дымососом;

$\alpha'_{\text{III}}$  — коэффициент избытка воздуха; ———— — расчетные графики при температуре подогреваемого воздуха  $t_{\text{г. в.}} = 800^\circ\text{C}$  и расходе  $V_{\text{в.}} = 4310 \text{ нм}^3/\text{ч}$ ; - - - - - опытный график (после наладки) при  $t_{\text{г. в.}} = 795^\circ\text{C}$  и  $V_{\text{в.}} = 4800 \text{ нм}^3/\text{ч}$

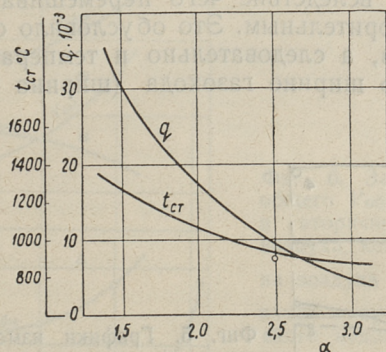


Фиг. 2. Зависимость расчетных значений тепловосприятий  $Q$  основных поверхностей нагрева ступеней воздухоподогревателя от коэффициента избытка воздуха  $\alpha$ .

1, 2 и 3 — расчетные зависимости соответственно I, II и III ступеней при  $t_{\text{г. в.}} = 800^\circ\text{C}$ ,  $V_{\text{в.}} 4310 \text{ нм}^3/\text{ч}$ ;  $\circ$  — опытные точки при  $t_{\text{г. в.}} = 795^\circ\text{C}$ ,  $V_{\text{в.}} = 4800 \text{ нм}^3/\text{ч}$ .



симость расчетных значений тепловосприятностей основных поверхностей нагрева (без опорных труб) ступеней воздухоподогревателя от  $\alpha$  приведена на фиг. 2. Видно, что с ростом  $\alpha$  существенно снижается и тепловая нагрузка  $q$  наиболее нагретых первых рядов труб поверхности нагрева III ступени на входе газов, а следовательно и максимальная температура металла этих труб. На фиг. 3 приводятся расчетные зависимости тепловой нагрузки  $q$  указанных выше участков труб и их температуры от  $\alpha$  при подогреве  $4800 \frac{\text{н} \cdot \text{м}^3}{\text{ч}}$  воздуха до  $800^\circ\text{C}$ . Повышение  $\alpha$  могут лимитировать допустимые температуры газов перед первой ступенью воздухоподогревателя, выполненной из углеродистой стали, и перед дымососом, которые не должны превышать соответственно  $550$  и  $250^\circ\text{C}$  (фиг. 1). Испытания показали, что осуществленная по проекту схема подачи и распределения топочного воздуха (фиг. 4а) не обеспечивала возможность работы воздухоподогревателя при оптимальных тепловых режимах. Как видно из приведенной схемы, от общего количества воздуха, подаваемого топочным вентилятором, только часть направлялась в топку 5 через воздухораспределительное устройство в качестве первичного воздуха. Другая часть воздуха направлялась с целью охлаждения футеровки топки через каналы обмуровки топочной камеры и сбрасывалась через шлицы в выходное сечение топки.

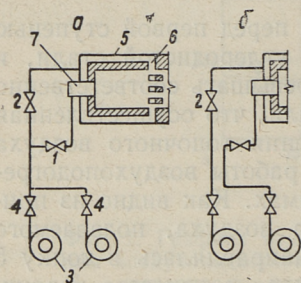


Фиг. 3. Зависимость расчетных значений удельной тепловой нагрузки  $q$  и температуры стенки  $t_{ст}$   $^\circ\text{C}$  первых рядов труб III ступени от коэффициента избытка воздуха  $\alpha$ .

⊙ — максимальная замеренная температура после наладки при  $t_{г.в.} = 795^\circ\text{C}$ ,  $V_{в} = 4800 \text{ нм}^3/\text{ч}$

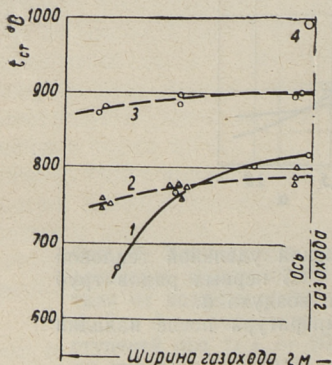


Расходы первичного и вторичного (охлаждающего) воздуха предполагалось регулировать заслонками 1 и 2. При этом было установлено два дутьевых вентилятора 3 (производительность каждого  $3500 \frac{\text{н} \cdot \text{м}^3}{\text{ч}}$  при напоре  $350 \text{ кгс/м}^2$ ) и предусмотрена возможность как параллельной работы обоих вентиляторов, так и независимая работа каждого из них в отдельности на общую магистраль топочного воздуха.



Фиг. 4. Схема подачи и распределения топочного воздуха: а) по проекту, б) после модернизации: 1 — заслонка первичного воздуха; 2 — заслонка вторичного воздуха; 3 — вентиляторы; 4 — заслонки для выключения отдельных вентиляторов; 5 — топка; 6 — шлицы для вторичного воздуха; 7 — воздухораспределительное устройство

При работе установки, однако, выяснилось, что сопротивления трактов первичного и вторичного воздуха не соизмеримы, вследствие чего расход последнего значительно превосходил расход первичного даже при полностью открытой заслонке 1 (фиг.4а). Несмотря на это, скорости вторичного воздуха в шлицах оказались низкими, вследствие чего перемешивание его с газами было неудовлетворительным. Это обусловило сильную разверку температур газов, а следовательно и температур труб поверхности нагрева по ширине газохода (ширина газохода — 2 м)



Фиг. 5. Графики изменения температуры стенки  $t_{ст}$  первого по ходу газов ряда труб III ступени по ширине газохода: 1 — до наладки теплового режима при  $t_{г.в.} = 600^\circ\text{C}$  и  $V_B = 4750 \text{ нм}^3/\text{ч}$ ; 2 — после наладки при  $t_{г.в.} = 700^\circ\text{C}$ ,  $V_B = 4800 \text{ нм}^3/\text{ч}$ ; 3 — то же, при  $t_{г.в.} = 800^\circ\text{C}$ ; 4 — проектная точка

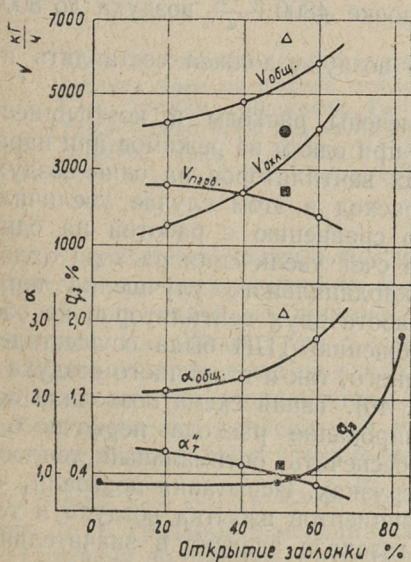


В качестве иллюстрации на фиг. 5 приведен график температур первого по ходу газов, ряда труб поверхности нагрева воздухоподогревателя по ширине газохода при режиме подогрева

$4750 \frac{\text{н} \cdot \text{м}^3}{\text{ч}}$  воздуха до  $600^\circ\text{C}$ , построенный по опытным данным.

Видно, что температура труб в середине газохода примерно на  $200^\circ\text{C}$  выше, чем у крайних, расположенных возле боковых стен. При этом максимальная температура стенки превышает среднюю температуру воздуха более чем на  $200^\circ\text{C}$ .

С целью выравнивания температур потока и труб по ширине газохода по предложению Ленинградского филиала института Оргэнергострой сечение шлиц вторичного воздуха было уменьшено в 4 раза. В результате этого тепловая разверка по ширине газохода при некоторых режимах уменьшилась, но недостаток связанной схемы регулирования — влияние изменения одного регулируемого параметра на другой — сохранился. На фиг. 6 приведены опытные зависимости расхода топочного воздуха от относительной величины открытия заслонки 2 (фиг. 4а) вторичного воздуха при полностью открытой заслонке первичного воздуха I для случая работы одного топочного вентилятора и



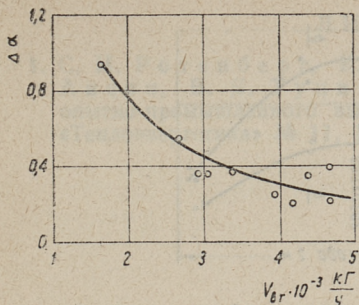
Фиг. 6. Зависимости расхода общего  $V_{\text{общ}}$ , первичного  $V_{\text{пер}}$  и вторичного  $V_{\text{охл}}$  топочного воздуха, коэффициентов избытка воздуха в топке  $\alpha''_{\text{T}}$  и на входе в пучок  $\alpha_{\text{общ}}$  и химического недожога  $\alpha_{\text{з}}$  от относительной величины открытия заслонки вторичного воздуха для случая работы одного вентилятора. При параллельной работе двух вентиляторов получены точки  $\Delta$ ,  $\bullet$  и  $\blacksquare$  для  $V_{\text{общ}}$ ,  $V_{\text{охл}}$  и  $V_{\text{пер}}$  соответственно.



при режиме подогрева  $4800 \frac{\text{н} \cdot \text{м}^3}{\text{ч}}$  воздуха до  $600^\circ\text{C}$ . Видно, что с увеличением открытия заслонки вторичного воздуха количество первичного воздуха снижается, хотя суммарное количество воздуха увеличивается. На фиг. 6 также приведены графики изменения средних значений коэффициентов избытка воздуха на входе в газоход поверхности нагрева  $\alpha_{\text{общ}}$  и в топке  $\alpha'_t$ , соответствующих вышеприведенным расходам. При этом  $\alpha_{\text{общ}}$  определялся по газовому анализу, а  $\alpha'_t$  пересчетом, исходя из относительного количества первичного воздуха. Из графика видно, что даже при полностью открытой регулирующей заслонке первичного воздуха уже при 50% открытии заслонки вторичного воздуха  $\alpha'_t$  становится равным 1 и продолжает снижаться при увеличении суммарного расхода воздуха. На той же фигуре приведена соответствующая зависимость изменения величины химического недожога  $q_3$ . Так как работу топки при  $\alpha'_t < 1$  вряд ли можно считать приемлемой, то суммарный расход топочного воздуха ограничивается примерно  $5000 \text{ кг/ч}$ . Этого количества, однако, недостаточно для надежной работы установки при подогреве воздуха до более высокой температуры. Например, при подогреве в данной установке  $4800 \frac{\text{н} \cdot \text{м}^3}{\text{ч}}$  воздуха до  $800^\circ\text{C}$  суммарный расход топочного воздуха должен составлять при  $\alpha_{\text{общ}} \approx 2,45$  около  $7250 \text{ кг/ч}$ .

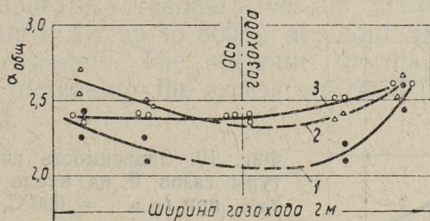
На графиках фиг. 6 отмечены расходы и коэффициенты избытка воздуха, полученные при одном из режимов при параллельной работе двух дутьевых вентиляторов на один воздухопровод. Видно, что общий расход в этом случае увеличился примерно только на 20% по сравнению с работой на одном вентиляторе, и в основном за счет увеличения расхода охлаждающего воздуха, так что кардинального улучшения теплового режима параллельная работа двух вентиляторов не обеспечивала. Поэтому по предложению ТПИ была осуществлена отдельная подача как первичного, так и вторичного воздуха от отдельных вентиляторов (фиг. 4б). Такая схема позволила осуществлять автономное регулирование расхода первичного и охлаждающего воздуха и обеспечить оптимальный тепловой режим работы при любых нагрузках. Испытания показали, что неравномерность полей коэффициентов избытка воздуха и температуры газов по ширине газохода зависит в значительной





Фиг. 7. Опытная зависимость изменения разности между максимальным и минимальным значением коэффициента избытка воздуха  $\Delta\alpha$  по ширине газохода от расхода вторичного воздуха  $V_{вт}$

мере от расхода вторичного воздуха. Опытная зависимость изменения разности между максимальным и минимальным значениями коэффициентов избытка воздуха  $\Delta\alpha$  по ширине газохода от расхода вторичного воздуха  $V_{вт}$  приведена на фиг. 7. На

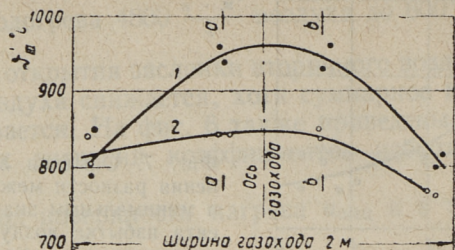


Фиг. 8. Опытные графики распределения общего избытка воздуха  $\alpha_{общ}$  по ширине газохода:

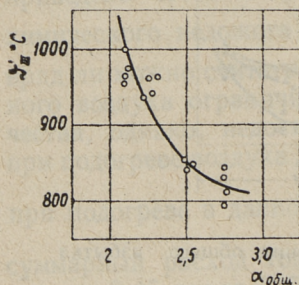
1 — режим подогрева  $V_{в} = 4800 \text{ нм}^3/\text{ч}$ ,  $t_{г.в.} = 600^\circ\text{C}$ ,  $V_{втор} = 2690 \text{ кг}/\text{ч}$ ,  $\Delta\alpha_1 = 0,52$ ; 2 —  $V_{в} = 4800 \text{ нм}^3/\text{ч}$ ,  $t_{г.в.} = 588^\circ\text{C}$ ,  $V_{втор} = 3390 \text{ кг}/\text{ч}$ ,  $\Delta\alpha_2 = 0,325$ ; 3 —  $V_{в} = 4800 \text{ нм}^3/\text{ч}$ ,  $t_{г.в.} = 800^\circ\text{C}$ ,  $V_{втор} = 4685 \text{ кг}/\text{ч}$ ,  $\Delta\alpha_3 = 0,2$

фиг. 8 приведены опытные графики распределения  $\alpha$  по ширине газохода при трех значениях  $V_{вт}$ , а на фиг. 9 — графики температурных полей по ширине газохода при двух различных расходах  $V_{вт}$ . Видно, что с увеличением  $V_{вт}$  неравномерность полей температур газов на входе в III ступень и коэффициентов избытка воздуха уменьшается. На фиг. 10 приведена зависимость изменения температуры газов в средних сечениях газохода на входе в III ступень (сечения *a-a* и *в-в* на фиг. 9) от  $\alpha_{общ}$  ( $\alpha'_т \approx 1,1-1,3$ ) при режиме подогрева воздуха до  $600^\circ\text{C}$  и на фиг. 5 — графики изменения температуры труб первого ряда III ступени по ширине газохода после наладки теплового режима





Фиг. 9. Графики температурных полей газов  $t$  по ширине газохода при  $t_{г.в.} = 600^{\circ}\text{C}$ ,  $V_{в} = 4800 \text{ н.м}^3/\text{ч}$ : 1 —  $V_{втор} = 2690 \text{ кг}/\text{ч}$ ; 2 —  $V_{втор} = 3390 \text{ кг}/\text{ч}$



Фиг. 10. Зависимость изменения температуры газов  $t$  на входе в III ступень от  $\alpha_{общ}$  при  $t_{г.в.} = 600^{\circ}\text{C}$ ,  $V_{в} = 4800 \text{ н.м}^3/\text{ч}$

работы воздухоподогревателя при подогреве воздуха до  $700^{\circ}\text{C}$  (кривая 2) и до  $800^{\circ}\text{C}$  (кривая 3). Видно, что при подогреве воздуха, например, до  $800^{\circ}\text{C}$  разверка температуры труб уменьшилась до  $\sim 25^{\circ}\text{C}$  и максимальное ее значение в середине газохода не превосходит  $900^{\circ}\text{C}$ , что  $\sim$  на  $90^{\circ}\text{C}$  ниже расчетного проектного значения. График изменения температуры газов в пределах воздухоподогревателя, построенный по опытным данным, приведен на фиг. 1. Видно, что при режиме подогрева  $4800 \frac{\text{н.м}^3}{\text{ч}}$  воздуха до  $800^{\circ}\text{C}$  оптимальное значение  $\alpha_{общ} \cong 2,45$ — $2,5$ . При этом температура газов перед первой ступенью и перед дымососом остается в допустимых пределах, а наивысшая температура металла труб достигает возможно минимального значения.



## ЛИТЕРАТУРА

1. С. Н. Ротенберг, К. Н. Слоушер, С. А. Тагер, П. И. Ансон, В. Я. Тупикин. Разработка и длительная проверка опытно-промышленного высокотемпературного воздухоподогревателя. «Теплоэнергетика» № 11, 1967.

*P. Anson, J. Laid, A. Poobus*

### **The Adjustment of Thermal Conditions of the High-Temperature Pilot-Plant Air Preheater**

#### Summary

Some results about the adjustment of operating conditions of the high-temperature recuperative air preheater for heating 3500—5000 m<sup>3</sup>/h air up to 800°C at about atmospherical pressure are presented. The optimum thermal conditions were achieved by increasing the excess air ratio by separate secondary-air feed.





УДК 621.039.534.6/621.181.9

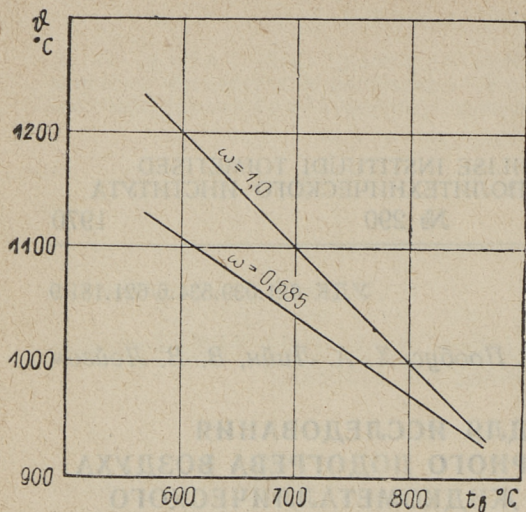
*П. И. Ансон, А. П. Пообус, Х. А. Лийн, В. В. Лойгом*

## УСТАНОВКА ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО ПОДОГРЕВА ВОЗДУХА С ПРИМЕНЕНИЕМ ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКОГО ПРОМЕЖУТОЧНОГО ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ

Вопросы, касающиеся технической целесообразности применения жидкометаллического промежуточного теплоносителя для высокотемпературного подогрева воздуха, приведены в ранее выполненной работе ТПИ [1]. Было отмечено, что преимущество и перспективность применения жидкометаллических промтеплоносителей обуславливается в первую очередь тем обстоятельством, что, вследствие свойственных жидким металлам весьма низких значений критерия  $Pr$ , температура труб поверхности нагрева определяется в этом случае температурой жидкометаллического теплоносителя (ЖМТ) и при любых возможных в парогенераторе тепловых нагрузках не превышает температуру теплоносителя более чем на  $20^{\circ}\text{C}$ . Поэтому такие поверхности могут быть размещены в зоне максимальных  $q$ , то есть в топочной камере в виде сравнительно небольших экранов или ширм.

Температура же стенки рекуперативных воздухоподогревателей зависит в сильной степени от температуры греющих газов, предельно допустимое значение которой определяется допустимой температурой стенки, соотношением коэффициентов теплоотдачи со стороны воздуха и газов  $\frac{\alpha_{\text{в}}}{\alpha_{\text{г}}} = \omega$  и температурой подогреваемого воздуха. В качестве иллюстрации на фиг. 1 приведен график зависимости этой температуры газов от температуры подогрева воздуха для случая  $\omega = 0,685$  и температура стенки  $t_{\text{ст}} = 900^{\circ}\text{C}$ . Видно, что с повышением температуры воздуха допустимая предельная температура газов снижается и



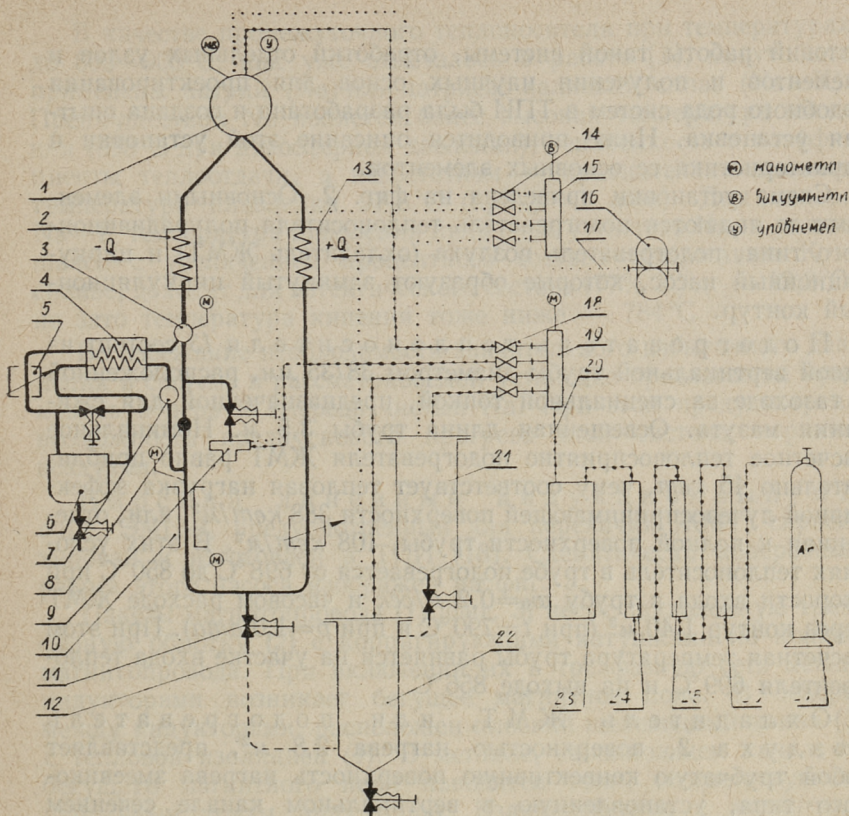


Фиг. 1. Изменение температуры нагреваемой среды в зависимости от температуры газов

например, при  $t_b = 800^{\circ}\text{C}$  не может превосходить в данном случае  $940^{\circ}\text{C}$ . Очевидно, что тепловые нагрузки таких воздухоподогревателей получаются низкими, а сами поверхности нагрева, изготовленные из дорогостоящих жаропрочных сталей, а следовательно и капитальные затраты, — огромными. При применении регенеративной схемы высокотемпературного подогрева воздуха с применением ЖМТ величина поверхностей нагрева сокращается в несколько раз. Кроме того, из тепловой схемы парогенератора исключаются огромные поперечно-омываемые трубные пучки воздухоподогревателя, опасные с точки зрения загрязнения или возможного забивания при сульфатизации отложений и это обстоятельство может оказаться решающим. К этому следует добавить, что при правильном выборе температуры ЖМТ и ее перепада в системе можно избежать опасного, с точки зрения сульфатной или ванадиевой коррозии, диапазона температур стенки в пределах поверхностей нагрева элементов регенеративного воздухоподогревателя, чего в рекуперативном высокотемпературном воздухоподогревателе сделать невозможно. Исследования же показывают, что, например, коррозия в продуктах сгорания сланцевого масла при температуре стенки  $680^{\circ}\text{C}$  больше коррозии той же самой стали при  $t_{\text{ст}} = 800^{\circ}\text{C}$  в 5 раз.

С целью опытной проверки возможности высокотемпературного подогрева воздуха с применением ЖМТ, исследования





Фиг. 2. Принципиальная схема установки:

1 — расширительный бак, 2 — подогреватель ЖМТ, 3 — коллектор, 4 — регенератор, 5 — кондукционный расходомер, 6 — холодная ловушка, 7 — горячая ловушка, 8 — дроссель, 9 — пробоотборник-дистиллятор, 10 — электромагнитный насос, 11 — вентиль ЖМТ, 12 — сливная труба, 13 — охладитель ЖМТ, 14 — вентиль вакуумный, 15 — коллектор вакуумный, 16 — форвакуумный насос, 17 — вакуумные линии, 18 — вентиль аргоновый, 19 — аргоновый коллектор, 20 — аргоновые линии, 21 — загрузочный бак, 22 — сливной бак, 23 — ресивер аргона, 24 — фильтр с ангидроном, 25 — фильтр с силикагелем, 26 — фильтр с медными стружками, 27 — баллон с аргоном.



условий работы такой системы, обработки отдельных узлов и элементов и получения научных основ для проектирования подобного рода систем в ТПИ была разработана и создана опытная установка. Ниже приводится описание этой установки и характеристика ее основных элементов.

Схема установки приведена на фиг. 2. Основными элементами ее являются подогреватель теплоносителя полурадационного типа, подогреватель воздуха (охладитель ЖМТ) и циркуляционный насос, которые образуют замкнутый циркуляционный контур.

Подогреватель теплоносителя 13 состоит из одной вертикальной трубы диаметром 38/35 мм, расположенной в газоходе за специальной топкой, предназначенной для сжигания мазута. Освещенная длина трубы 3,5 м. Номинальное расчетное тепловосприятие подогревателя ЖМТ равно приблизительно 45 кВт, чему соответствует тепловая нагрузка эффективной лучевоспринимающей поверхности 388 кВт/м<sup>2</sup>, или, отнесенная к полной поверхности трубы, 108 кВт/м<sup>2</sup>. В этих условиях теплоноситель в трубе подогревается от 698°C до 850°C при скорости входа в трубу  $w_0=0,2$  м/сек и часовом расходе ЖМТ через контур 1,40 м<sup>3</sup> (при  $t=790^\circ\text{C}$  и при  $p=1,0$  ата). При этом расчетная температура трубы равняется на участке входа теплоносителя 699°C и на выходе 856°C.

Охладитель ЖМТ, или подогреватель воздуха 2, поверхностью нагрева 2,8 м<sup>2</sup>, представляет собой трубчатую конвективную поверхность нагрева змеевикового типа, установленную в вертикальном канале сечением 0,1×1,0 м. Шаги труб  $S_1=50$  мм,  $S_2=150$  мм, диаметр труб 38/35 мм. Всего установлено два параллельных змеевика с коридорным расположением труб. ЖМТ движется внутри труб, а воздух омывает трубы снаружи поперечным потоком. Общее взаимное движение сред — противоточное. При средней скорости воздуха 6,6 м/сек в подогревателе осуществляется подогрев 266 нм<sup>3</sup>/ч воздуха от 30 до 600°C. При этом средняя тепловая нагрузка поверхности нагрева составляет 16 кВт/м<sup>2</sup>, а температуры стенки труб на входе и выходе соответственно 690 и 845°C.

С целью уменьшения количества сварных швов верхние концы трубы подогревателя ЖМТ и подогревателя воздуха приварены непосредственно к расширительному баку 1, расположенному в верхней точке контура. Нижние концы труб подогревателя воздуха вварены в коллектор 3, откуда охлажденный ЖМТ подается электромагнитным циркуляционным насосом 9 в подогреватель ЖМТ. Вследствие значительной высоты контура и расположения охладителя ЖМТ в верхней части возможна его работа с естественной циркуляцией.



В качестве промежуточного теплоносителя при температурах до 800—900°C, как уже отмечалось в работе [1], могут быть применены натрий (Na) или натриево-калиевый сплав (Na—K). Преимуществом Na является более высокая температура кипения (883°C при атмосферном давлении), теплоемкость и коэффициенты теплоотдачи, а недостатком — сравнительно высокая температура плавления 97,8°C (при  $p=1 \text{ атм}$ ). Для сплава Na—K температура плавления ниже, чем у чистого Na, и уменьшаясь с увеличением процентного состава содержания K в сплаве, доходит для эвтектического состава (77% K) до — 12,3°C, но зато температура кипения тоже ниже — 784°C.

Во избежание необходимости значительного избыточного давления в системе в рассматриваемой установке предлагается применить в первую очередь чистый Na. При этом предусмотрена возможность предпускового прогрева всей системы горячим воздухом.

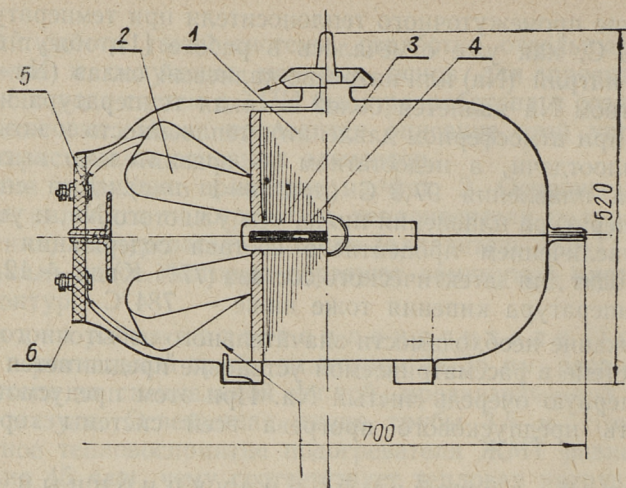
Плоский линейный индукционный насос ЭМН-9, предусмотренный для перекачки ЖМТ, спроектирован и изготовлен в ТПИ [18]. Схематически поперечный разрез этого насоса изображен на фиг. 3.

Пакеты магнитопровода (1) (фиг. 3) несут двухслойную трехфазную обмотку (2) с корректирующими катушками по концам магнитопровода. При включении их в трехфазную сеть между индукторами возникает бегущее магнитное поле. В зазоре, между индукторами, расположен плоский щелевидный канал (3) с тепловой изоляцией (4). В металле, заполняющем канал, от бегущего магнитного поля наводятся токи, соответствующие первичным токам индукторов. Взаимодействуя с магнитным полем, эти токи создают электромагнитную силу, направленную вдоль оси канала и нагнетающую жидкий металл в сторону напорного трубопровода. Если канал насоса будет постоянно заполняться жидким металлом, то установится процесс непрерывной перекачки его.

В стенках металлического канала так же, как и в жидком металле, наводятся электрические токи. Однако канал жестко закреплен в трубопровод установки между индукторами и не может смещаться. Таким образом, электромагнитный насос имеет как бы две вторичные системы: неподвижный канал, в котором электромагнитная энергия превращается в тепло и жидкий металл, в котором эта энергия превращается в кинетическую энергию движения металла и в тепло. Благодаря этому канал не нуждается в нагревательных элементах. Он нагревается до температуры плавления натрия и даже выше за счет передаваемой от индукторов электромагнитной энергии.

Канал насоса снабжен эффективной тепловой изоляцией 4 из





стр. 3. Электромагнитный насос переменного тока

миканита и стеклоткани. Лобовые части обмоток и пакеты магнитопровода охлаждаются воздухом, подаваемым снизу вентилятором.

Весь насос располагается в кожухе, который защищает обмотки от механических повреждений и одновременно образует вентиляционные каналы для охлаждающего воздуха.

Основные данные ЭМН-9: номинальная производительность  $10 \text{ м}^3/\text{час}$ ; номинальный напор  $1 \text{ атм}$ ; номинальное напряжение  $380 \text{ в}$  и номинальная рабочая температура натрия —  $700^\circ\text{C}$ .

Система очистки ЖМТ. Для очистки теплоносителя от кислорода окислов в контуре предусмотрены горячая (7) и холодная (6) ловушки, включенные в байпас между коллектором (3) и насосом (10). Расход теплоносителя через ловушки, а следовательно и степень его очистки, можно менять с помощью дросселя (8).

Сущность работы холодной ловушки основана на явлении понижения растворимости окисла натрия в жидком металле с уменьшением температуры [2, 3, 4]. Она представляет собой сосуд, заполненный стружкой из нержавеющей стали, охлаждаемый снаружи толуолом. При прохождении ЖМТ через ловушку он охлаждается до температуры  $100\text{—}150^\circ\text{C}$ . Раствор становится перенасыщенным, окислы выпадают на поверхности



набивки, а теплоноситель, очищенный от основного количества окислов — до 0,005% по весу [3, 4] — направляется через промежуточный регенеративный подогреватель в горячую ловушку, где осуществляется его окончательная очистка.

Работа горячей ловушки основана на связывании кислорода цирконием [6, 7, 8]. Для этого ЖМТ подогревается перед ловушкой в специальном электрическом подогревателе до 750°C и направляется в сосуд с набивкой из циркониевой фольги. Температура регулируется с помощью электронного автоматического потенциометра ЭПР-09МЗ. По имеющимся данным возможная глубина очистки достигает  $10^{-6}$ % кислорода по весу [3].

Концентрация кислорода в теплоносителе определяется при помощи вакуумной дистилляции [4, 9, 12]. Проба Na отбирается из контура при помощи специального пробоотборника в молибденовый стакан, помещенный в вакуумной камере. Затем Na из стакана отгоняется при температуре 530—540°C и при остаточном давлении  $10^{-2}$  мм рт.ст. Оставшиеся окислы растворяются в воде. Щелочность раствора, а следовательно и количество окислов в пробе определяются титрованием.

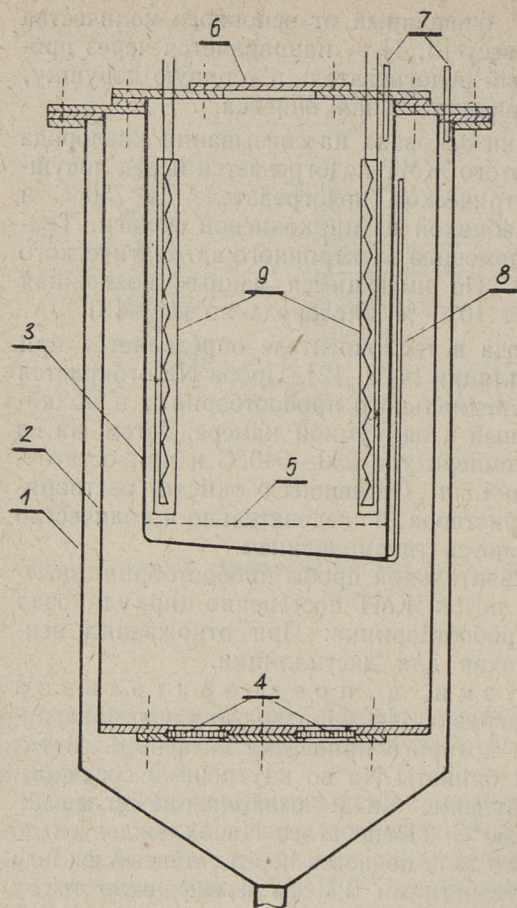
Для получения представительной пробы пробоотборник построен так, чтобы основной поток ЖМТ постепенно циркулировал через корпус вентиля пробоотборника. При открывании вентиля Na поступает в стакан для дистилляции.

Система загрузки и предварительной очистки ЖМТ. Загрузка Na производится через загрузочный бак, конструкция которого приведена на фиг. 4. Через крышку (6) загружаются брикеты Na во внутренний сосуд (3), где производится расплавление Na и выпаривание углеводородов при температуре 260°C. После этого Na охлаждается до 120°C и напором инертного газа подается через сетчатый фильтр грубой очистки (5), с отверстиями 0,1 мм и сифонную трубу (8) в средний сосуд (2). На дне этого сосуда установлен металло-керамический фильтр тонкой очистки с размером пор не выше 15 мкм. Na через фильтр тонкой очистки подается напором инертного газа в сосуд (1), откуда самотеком поступает в сливной бак (22) (фиг. 2), предназначенный для сбора и аварийного спуска Na из системы.

Система защитного газа. Во избежание контакта ЖМТ с воздухом вся система, включая и загрузочный, сливной и расширительный баки, заполнена аргоном.

С целью очистки от кислорода и воды перед использованием аргон пропускается последовательно через фильтр (26) (фиг. 2), заполненный медными стружками, при температуре 600°C и через фильтры (25) и (24), заполненные соответственно силикагелем и ангидроном.





Фиг. 4. Загрузочный бак:  
 1 — наружный бак, 2 —  
 средний бак, 3 — внутренний  
 бак, 4 — металлокерамиче-  
 ские фильтры, 5 — сеточный  
 фильтр, 6 — крышка, 7 —  
 трубки для подвода аргона  
 и вакуумирования, 8 — си-  
 фонная труба

Измерение скорости течения ЖМТ производится с помощью электромагнитных расходомеров на трубопроводе, установленных в зоне низких температур. Наиболее перспективными при измерении скорости в системах с жидким металлом являются кондукционные датчики [13, 14, 15], благодаря линейной статической характеристике, хорошим динамическим свойствам [16] и малой температурной зависимости.

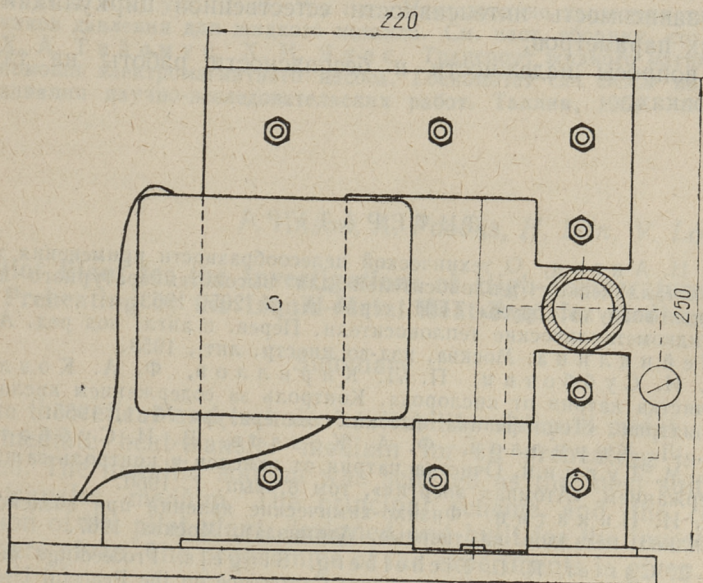
Принцип действия такого датчика основан на явлении электромагнитной индукции. В жидком металле, движущемся в магнитном поле, возникает э.д.с., которая действует в направ-



лении, перпендикулярном движению и действию магнитного поля. Магнитное поле создается при помощи электромагнита постоянного тока, а индуцированная э.д.с. снимается приваренными на трубопровод контактами. Конструкция такого расходомера приведена на фиг. 5.

Измерение давления ЖМТ производится при помощи датчика давления, конструкция и характеристики которого приведены в отдельной статье настоящего сборника.

Тепловая изоляция и обеспечение пожарной безопасности. Все элементы натриевого контура, кроме загрузочного бака и пробоотборника, расположены в герметичном металлическом кожухе, изолированном снаружи слоем минеральной ваты. Такая конструкция позволяет осуществить разогрев системы горячим воздухом, который подается вентилятором через электрический подогреватель воздуха в короб сливного бака. Применение герметичного кожуха обеспечивает безопасные условия работы обслуживающего пер-



Фиг. 5. Кондукционный расходомер.



сонала. В случае появления течи и возникновения пожара подача воздуха в систему прекращается и пространство внутри кожуха может быть заполнено аргоном.

В спроектированной и сооруженной установке возможно варьирование разных параметров в довольно широких пределах: скорость циркуляции примерно от 0,2 до 6 м/сек; температура жидкого металла — от 500 до 900°C; перепад температуры в системе от 50 до 300°C; тепловые нагрузки от 6,5 квт/м<sup>2</sup> до 840 квт/м<sup>2</sup>; и степень очистки до 10<sup>-6</sup>% O<sub>2</sub>.

Характеристики и параметры стенда обуславливают возможность проведения в условиях, соответствующих реальным рабочим установкам в промышленности, широкого круга исследований. В первую очередь отметим здесь:

1) коррозия, растворение разных конструкционных материалов и перенос массы в зависимости от температуры, перепада температуры в системе, от скорости потока и степени чистоты Na;

2) обработка и проверка отдельных узлов из элементов конструкции;

3) определить оптимальные тепловые нагрузки огневых подогревателей ЖМТ;

4) зависимость интенсивности естественной циркуляции от разных параметров;

5) вопросы надежности и безопасности работы на таких установках.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. П. И. Ансо́н. О технической целесообразности применения жидкометаллических теплоносителей для высокотемпературного подогрева воздуха. Труды ТПИ, серия А, № 205, 1963.
2. Жидкометаллические теплоносители. Перев. с англ. под ред. А. Е. Шейндлина. Москва, изд-во иностр. лит., 1958.
3. В. И. Субботин, П. Л. Кириллов, Ф. А. Козлов. Очистка натрия от кислорода. Контроль за содержанием кислорода в натрии. «Теплофизика высоких температур» № 1, 1965.
4. П. Л. Кириллов, Ф. А. Козлов, В. И. Субботин, Н. М. Турчин. Очистка натрия от окислов и контроль за их содержанием. «Атомная энергия», том 8, вып. I, 1960.
5. В. И. Никитин. Физико-химические явления при воздействии жидких металлов на твердые. Атомиздат, Москва 1967.
6. R. L. Carter, R. L. Eichelberg, Siegels. Proceedings of the Second United Nations International Conference on the Peaceful Uses of Atomic Energy, held in Geneva. V. 7, Reactor Technology, p. 72, Geneva, United Nations, 1958.
7. M. Davis, A. Draycott. Proceedings of the Second United Nations, International Conference on the Peaceful of Atomic Energy, held in Geneva. V. 7, Reactor Technology, p. 94, Geneva, United Nations, 1958.



8. Ф. А. Козлов, Э. К. Кузнецов. Очистка натрия от кислорода с помощью горячих ловушек. Жидкие металлы. Сборник статей. Под редакцией канд. техн. наук П. Л. Кириллова, доктора техн. наук В. И. Субботина, П. Л. Ушакова. Атомиздат, Москва 1967.
9. И. Б. Дмитриева, Ф. А. Козлов, Э. А. Кузнецов. Определение содержания кислорода в натрии и сплаве натрия — калий методом вакуумной дистилляции. Там же.
10. С. С. Кутателадзе, В. М. Боршанский, И. И. Новиков, О. С. Федынский. Жидкометаллические теплоносители. Атомиздат, Москва 1958.
11. М. Ситтиг. Натрий, его свойства и применение. Госатомиздат, Москва 1961.
12. Р. Г. Перельман. Проектирование и эксплуатация жидкометаллических систем. Атомиздат, Москва 1968.
13. Л. М. Корсунский. Электромагнитные гидрометрические приборы. Стандартгиз, Москва 1964.
14. Дж. Шерклиф. Теория электромагнитного измерения расхода. Мир, Москва 1968.
15. П. Л. Кириллов, В. Д. Колесников, В. А. Кузнецов, Н. М. Турчин. Приборы для измерения расхода и уровня расплавленных щелочных металлов. «Атомная энергия», том 9, вып. 3, 1960.
16. Б. Д. Жилкин. Исследование электроиндукционного расходомера для измерения быстропеременного расхода жидкостей. ИВУЗ-ов «Авиационная техника» № 3, 1958.
17. А. П. Пообус, Т. В. Мяги. Исследование характеристик датчиков давления для жидкого металла. См. наст. сборник, стр. 33.
18. Х. А. Тийсмус, Х. И. Янес. Транспорт жидкого магния при помощи электромагнитного насоса. Госкомитет СМ ЭССР по координации научно-исследовательских работ. Таллин, 1964.

*P. Anson, A. Poobus, H. Liin, V. Loigom*

## **A Pilot Plant for the Investigations of High-Temperature Air Preheating by the Liquid-Metal Heat-Transfer Medium**

### **Summary**

The theoretical and technical suitability of liquid metal as an intermediate heat-transfer medium for air preheating is discussed. The metallic sodium was selected as the most suitable heat-transfer medium. The principal scheme and the construction of the pilot plant, designed and built for the investigations are given. The programme of the experiments is given.







*А. П. Пообус, Т. В. Мяги*

## ИССЛЕДОВАНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ДАТЧИКОВ ДАВЛЕНИЯ ДЛЯ ЖИДКОГО МЕТАЛЛА

В качестве прибора для измерения давления на лабораторной установке [1] в среде жидкого натрия при высоких температурах был выбран датчик с мембранной коробкой и дифференциально-трансформаторной индукционной передачей показаний к вторичному прибору, конструкция которого разработана в ЦКТИ им. Ползунова.

Целью исследований было получение экспериментальных данных об изменении упругих деформаций мембранных коробок в зависимости от температуры при заданном давлении.

Конструкция датчика давления приведена на фиг. 1. В качестве чувствительного элемента применялась нижняя мембранная коробка с наружным диаметром 107 мм для дифманометра типа ДМ-6, выпускаемого заводом «Манометр»; вторичным прибором служил электронный прибор ВЭП-2 с линейным кулачком и относительной шкалой.

Для исследования датчика был сооружен специальный стенд, который должен удовлетворять следующим требованиям.

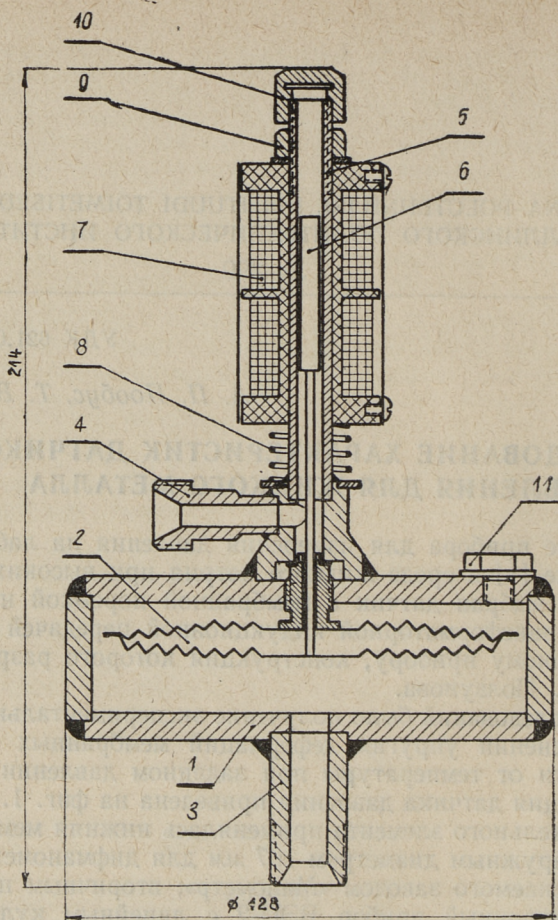
1) Давление, создаваемое в корпусе датчика, должно быть легко регулируемым и точно определяемым.

2) Должно быть обеспечено точное регулирование и поддержание заданной температуры в течение всего опыта.

Принципиальная схема стенда, схемы регулирования и измерений приведены на фиг. 2.

К нижнему штуцеру датчика давления (8) присоединяется напорная труба (2) из нержавеющей стали 1Х18Н9Т с внутренним диаметром 8 мм. Весь корпус и напорная труба заполняются ртутью. Давление в корпусе датчика изменяется при помощи добавления или выпускания из напорной трубы ртути. Внутрен-





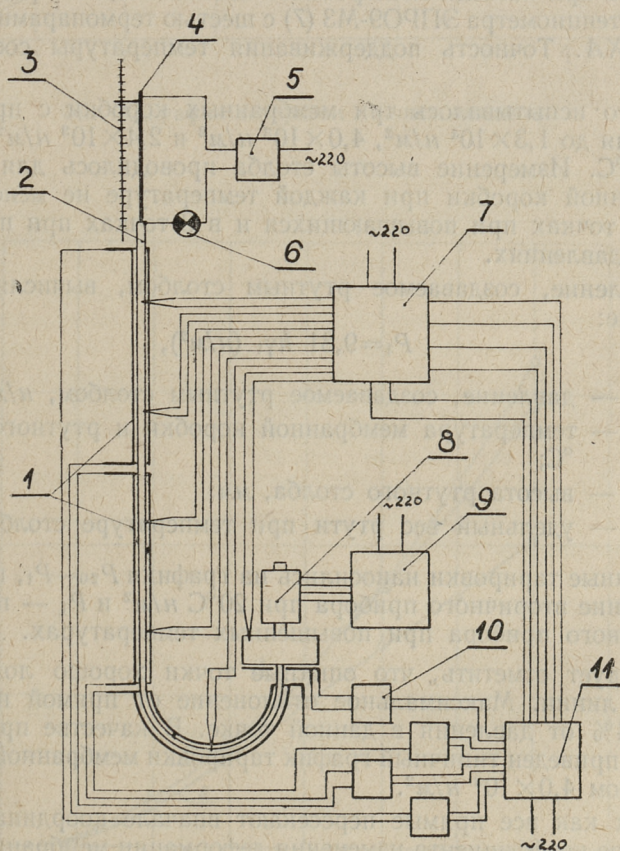
Фиг. 1. Датчик давления с мембранной коробкой:

1 — корпус, 2 — мембранная коробка, 3 — нижний штуцер, 4 — штуцер для подвода аргона, 5 — разделительная труба, 6 — сердечник, 7 — индукционная катушка, 8 — пружина, 9 — гайка, 10 — пробка разделительной трубы, 11 — пробка

няя полость мембранной коробки и верхний конец напорной трубы были непосредственно соединены с атмосферой. Нулевое давление в корпусе датчика, а следовательно и нулевое положение стрелки вторичного прибора определялись следующим образом: пробка (11) (фиг. 1) полностью вывинчивалась из



гнезда, корпус датчика, а следовательно и нижняя часть напорной трубы, заполнялись ртутью до нижней кромки отверстия пробки (11). При этом с помощью медного измерительного стержня (4) (фиг. 2), изолированного снаружи фарфоровыми трубками, определялась высота ртутного столба в напорной трубе. Нижний конец стержня острый и без изоляции, к верхнему концу прикреплена стрелка измерения и один конец электрической цепи, в которую входят трансформатор (5) и сигнальная лампа (6). Второй конец цепи подключен к напорной трубе.



Фиг. 2. Принципиальная схема стенда



При соприкосновении голого конца измерительного стержня с ртутью электрическая цепь замыкается и загорается сигнальная лампа. При многократном замыкании и размыкании электрической цепи точно определялось нулевое положение измерительной линейки (3) и стрелки вторичного прибора. В качестве измерительной линейки применялась металлическая линейка ГОСТ 427-56. После этого пробка (11) (фиг. 1) герметично закрывалась.

Для нагрева и поддержания требуемой температуры вся напорная труба и корпус датчика снабжены четырьмя независимыми нагревательными элементами (1) (фиг. 2), питающимися через автотрансформаторы (10) и блок регулирования (11). Измерение и регулирование температуры всей установки производилось при помощи электронного автоматического регулирующего потенциометра ЭПРО9-М3 (7) с шестью термопарами градуировки ХА. Точность поддержания температуры составляла  $\pm 5^\circ\text{C}$ .

Всего испытывалось три мембранных коробки с пределами давления до  $1,3 \times 10^4 \text{ н/м}^2$ ,  $4,0 \times 10^3 \text{ н/м}^2$  и  $2,4 \times 10^3 \text{ н/м}^2$  от  $20^\circ\text{C}$  до  $350^\circ\text{C}$ . Измерение высоты столба проводилось для каждой мембранной коробки при каждой температуре не менее чем в восьми точках при повышающихся и в 8 точках при понижающихся давлениях.

Давление, создаваемое ртутным столбом, вычислялось по формуле:

$$P_t = 9,81 h \gamma_t \text{ (н/м}^2\text{)},$$

где  $P_t$  — давление, создаваемое ртутным столбом,  $\text{н/м}^2$ ;

$t$  — температура мембранной коробки и ртутного столба,  $^\circ\text{C}$ ;

$h$  — высота ртутного столба,  $\text{мм}$ ;

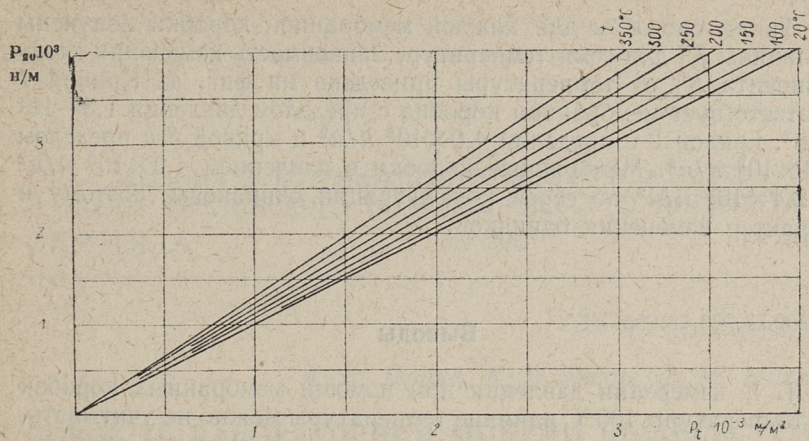
$\gamma_t$  — удельный вес ртути при температуре столба,  $\text{кг/м}^3$ .

Данные тарировки наносились на графики  $P_{20} - P_t$ , где  $P_{20}$  — показание вторичного прибора при  $20^\circ\text{C}$   $\text{н/м}^2$  и  $P_t$  — показание вторичного прибора при повышенных температурах.

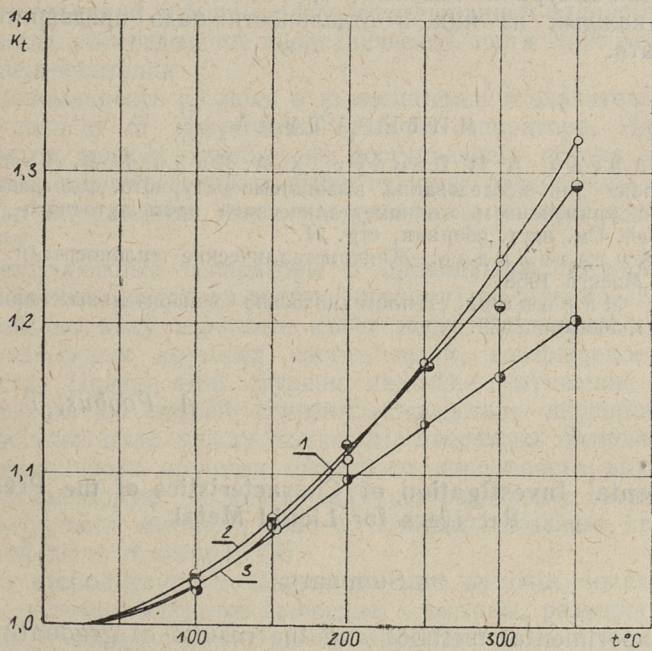
Следует отметить, что опытные точки хорошо ложатся на одной линии. Максимальное отклонение от прямой не превышает 4% от давления в данной точке. В качестве примера на фиг. 3 приведен типичный график тарировки мембранной коробки пределом  $4,0 \times 10^3 \text{ н/м}^2$ .

Так как все прямые пересекают вначале координаты, то в качестве коэффициента изменения деформации мембранных коробок в зависимости от температуры  $K_t$  использовался тангенс угла между осью  $P_{20}$  и изотермой.





Фиг. 3. График тарировки датчика давления



Фиг. 4. График изменения  $K_t$  от температуры



Таким способом для каждой мембранной коробки получены величины  $K_t$  для семи температур. Зависимость изменения коэффициента  $K_t$  от температуры приведена на фиг. 4. Кривой 1 соответствует мембранная коробка с пределом давления  $1,3 \cdot 10^4$  н/м<sup>2</sup>, кривой 2 с пределом  $4,0 \cdot 10^3$  н/м<sup>2</sup> и кривой 3 с пределом  $2,4 \cdot 10^3$  н/м<sup>2</sup>. Мембранные коробки с давлением  $4,0 \cdot 10^3$  н/м<sup>2</sup> и  $2,4 \cdot 10^3$  н/м<sup>2</sup> по своей конфигурации одинаковы, поэтому и характер изменения одинаков.

## Выводы

1. В измерении давления при помощи мембранных коробок до температуры 100 °С влияние температуры можно не учитывать, так как ошибка при этом будет в пределах точности прибора.

2. Коэффициент  $K_t$ , полученный при тарировке, зависит не только от температуры, но и от конфигурации мембранных коробок.

3. Датчики давления с мембранными коробками можно применять для измерения давления при повышенных температурах, однако каждый из них в отдельности надо предварительно тарировать.

## ЛИТЕРАТУРА

1. П. И. Ансон, А. П. Пообус, Х. А. Лийн, В. В. Лойгом. Установка для исследования высокотемпературного подогрева воздуха с применением жидкометаллического промежуточного теплоносителя. См. наст. сборник, стр. 21.
2. С. С. Кутателадзе. Жидкометаллические теплоносители. Атомиздат, Москва 1958.
3. К. А. Мионов. Теплотехнические измерительные приборы. Машгиз, Москва 1959.

*A. Poobus, T. Mägi*

## Experimental Investigation of Characteristics of the Pressure Receivers for Liquid Metal

### Summary

The experimental methods and the results of graduating of the pressure receivers for liquid sodium are presented. The construction of the pressure receiver and the test rig are shown.



*А. В. Прикк, К. Э. Раюр, Л. М. Ыйснуу*

## **О РАБОТЕ ЛАБОРАТОРНОЙ МОДЕЛИ ПЫЛЕСИСТЕМЫ С ШБМ ПРИ ИЗМЕНЕНИИ ЗАКРУТКИ В СЕПАРАТОРЕ**

В статье изучается работа ШБМ и центробежного сепаратора на лабораторной модели пылесистемы при изменении закрутки в сепараторе. Размалывались эстонские горючие сланцы шахтной и карьерной добычи с разным содержанием балласта. Также изучалось распределение неорганической части горючего сланца в пылеотделителях.

Экономичность размола в пылесистемах в значительной степени зависит от эффективной работы сепаратора. Идеальный сепаратор должен отделить из поступающего потока пыли все частицы, диаметр которых выше границы разделения  $d_t$  [1, 2]. Однако осуществить такое разделение не удастся ввиду ряда причин.

Центробежные сепараторы с проходящим потоком имеют обыкновенно двухступенчатую систему разделения. В первой ступени по ходу аэропыли имеет место предварительное разделение самых крупных частиц пыли, совершаемое силами тяжести. Целью этой ступени является улучшение условий разделения во второй ступени. Вследствие неравномерности скоростного поля между конусами сепаратора возможно передвижение части крупных частиц по поверхности внутреннего конуса во вторую ступень и частичное разделение готовой пыли у поверхности внешнего конуса, а также попадание этой части готовой пыли в возврат [3].

Во второй ступени сепаратора при помощи лопаток аэромесь получает вихревое движение, и частицы, размеры которых больше границы разделения  $d_t$ , выделяются из потока центробежной и гравитационной силами. В создании поля центробежных сил принимает участие только часть воздуха. Остальная



часть изгибается вниз через промежуток между лопатками и при движении в направлении выходного патрубка захватывает с собой часть крупных частиц пыли. Доля этого воздуха увеличивается с повышением аэродинамического сопротивления регулирующего аппарата сепаратора при закрытии лопаток или при увеличении вентиляции пылесистемы [4].

При размоле эстонских горючих сланцев измельчаемый материал состоит из нескольких компонентов с различными плотностями и различной твердостью (органическая, карбонатная и терригенная). Каждый компонент может иметь разную границу разделения. По Кайзеру [1] границу разделения можно выразить следующими формулами:

1) в границах действия закона Стокса

$$d_{\tau} = \text{const} \cdot \frac{\sqrt{W_{\text{отн}}}}{\rho \cdot a} \quad \text{и}$$

2) в границах действия квадратичного сопротивления

$$d_{\tau} = \text{const} \cdot \frac{W_{\text{отн}}}{\rho \cdot a}, \quad \text{где}$$

$W_{\text{отн}}$  — относительная скорость частицы в потоке;

$\rho$  — плотность материала и

$a$  — ускорение частицы.

Как видно из этих формул, минеральная часть сланцев ( $\rho = 2,0 \cdot 10^3 - 2,5 \cdot 10^3 \text{ кг/см}^3$ ) должна иметь более мелкую границу разделения, чем органическая часть ( $\rho = 1,0 \cdot 10^3 - 1,1 \cdot 10^3 \text{ кг/см}^3$ ).

В связи с вышесказанным изучение процессов сепарации сланцевой пыли в лабораторной пылесистеме представляет довольно большой интерес.

### Описание проведенных опытов и методика анализа

Для исследования процессов измельчения и сепарации в данной работе использована лабораторная пылеприготовительная система с шаровой барабанной мельницей 40МЛ с рабочим объемом 7 литров и с центробежным сепаратором ЦККБ диаметром 0,23 м [2]. Размолу подвергались эстонские горючие сланцы с разным содержанием балласта: из шахты № 4 с  $Q_{\text{н}}^{\text{с}} = 11844 \text{ кДж/кг}$  и № 7 с  $Q_{\text{н}}^{\text{с}} = 12303 \text{ кДж/кг}$  и из карьера Сиргала с  $Q_{\text{н}}^{\text{с}} = 9098 \text{ кДж/кг}$ . При всех размолах загрузка мельницы шарами была постоянной. Исходный материал был предварительно раздроблен до прохода через сито 5 мм и подсушен до воздушносухого состояния.



Для исследования процессов размола и сепарации при изменении закрутки в сепараторе проведена серия опытов с постоянной вентиляцией ( $\omega_{\text{вх}}=6,45$  м/сек). Закрутка регулировалась при помощи регулирующих лопаток сепаратора в диапазоне  $\alpha=14,0^\circ-52,8^\circ$ . При радиальном положении  $\alpha=0^\circ$ .

При всех опытах определялось количественное распределение пыли в пылеотделителях (два циклона и электрофильтр) и количество возврата грубой пыли. Ситовому анализу на 12 ситах с размерами ячеек 0,04—5,0 мм подвергались средние пробы готового продукта, исходного материала и пробы обоих возвратов грубой пыли. Для пыли из пылеотделителей, из-под электрофильтра и ряда возвратов грубой пыли, а также и для исходного материала определялись зольность  $A^c$  и содержание карбонатной углекислоты  $(\text{CO}_2)_k^c$ , позволяющие определить распределение органической, карбонатной и терригенной частей в пробах.

Дальнейшая обработка данных для исследования влияния закрутки проводилась на диаграмме КФЖ [5] при помощи кривых Тромпа [1, 2].

Раздельный анализ работы барабана и обоих конусов сепаратора основан на количественном и качественном анализе потоков в пылесистеме, обозначенных на фиг. 1.

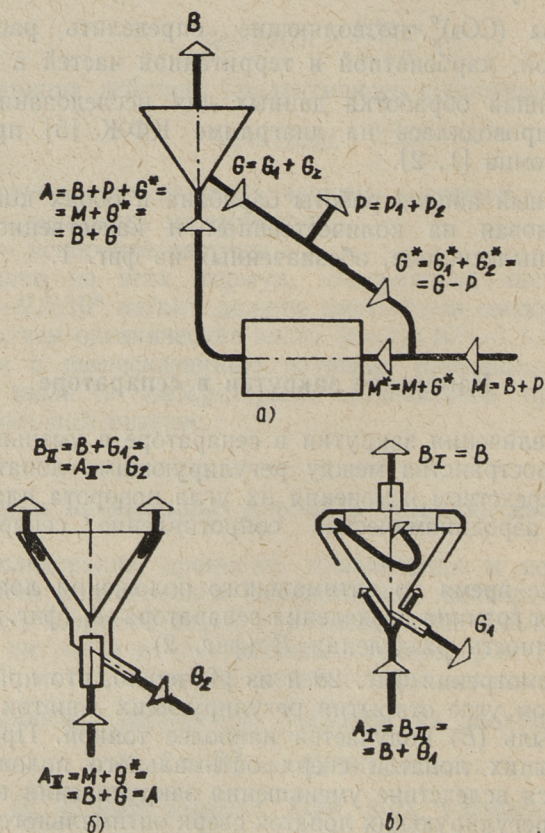
### Изменение закрутки в сепараторе

При увеличении закрутки в сепараторе с уменьшением свободного пространства между регулируемыми лопатками сепаратора посредством изменения их угла поворота плавно увеличивается аэродинамическое сопротивление сепаратора  $\Delta h_s$  (фиг. 2а).

В то же время до оптимального положения лопаток резко понижается граница разделения сепаратора  $d_t$  (фиг. 2б) и повышается точность разделения  $E$  (фиг. 2).

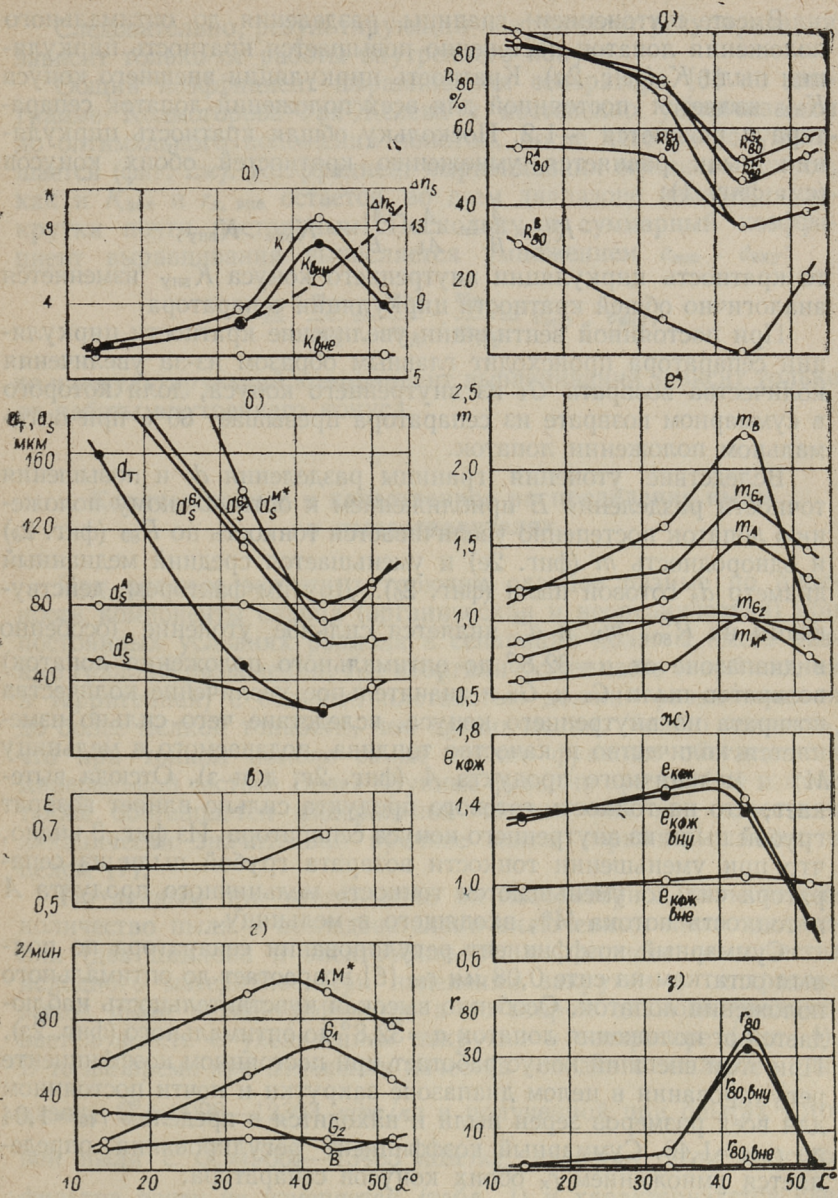
Из рассмотрения фиг. 2д и из [4] видно, что при некотором оптимальном угле открытия регулирующих лопаток сепаратора готовая пыль ( $B$ ) получается наиболее тонкой. При открытии регулирующих лопаток сверх оптимального положения пыль угрубляется вследствие уменьшения закручивания потока. При закрытии регулирующих лопаток сверх оптимального положения из-за повышенного аэродинамического сопротивления сепаратора  $\Delta h_s$  только часть потока получает закручивание, а остальная часть изгибается вниз через промежуток между лопатками.





Фиг. 1. Схема потоков пыли: а) в пылесистеме, б) во внешнем конусе и в) во внутреннем конусе сепаратора





Фиг. 2. Количественные и качественные характеристики пылесистемы при изменении закрутки ( $\alpha^\circ$ ) в сепараторе при постоянной вентиляции



Вместе с утонением границы разделения до оптимального положения лопаток постепенно повышается кратность циркуляции пыли  $K$  (фиг. 2а). Кратность циркуляции внешнего конуса  $K_{\text{вне}}$  является постоянной для всех положений лопаток сепаратора и равняется  $\sim 1,2$ . Поскольку общая кратность циркуляции пыли равняется умножению кратностей обоих конусов (см. фиг. 1):

$$K = \frac{A}{B} = \frac{A}{A_1} \cdot \frac{A_1}{B} = K_{\text{вне}} \cdot K_{\text{вну}},$$

то кратность циркуляции внутреннего конуса  $K_{\text{вну}}$  изменяется аналогично общей кратности циркуляции сепаратора.

При постоянной вентиляции увеличение кратности циркуляции сепаратора происходит главным образом из-за увеличения количества возврата  $G_1$  из внутреннего конуса, доля которого в суммарном возврате из сепаратора превышает 80% при оптимальном положении лопаток.

Вследствие утонения границы разделения  $d_t$  и повышения точности разделения  $E$  приближением к оптимальному положению лопаток постепенно увеличивается тонкость по  $R_{80}$  (фиг. 2а) и однородность  $m$  (фиг. 2е) и уменьшается средний медианный диаметр  $d_s$  готовой пыли (фиг. 2с). Другим фактором, действующим на  $R_{80}^B$ ,  $m_B$  и  $d_s^B$  является сильное утонение (особенно в диапазоне от  $\alpha = 32,8^\circ$  до оптимального положения лопаток) возвратов пыли  $G_1$  и  $G_2$  и значительное увеличение количества возврата из внутреннего конуса, вследствие чего сильно изменяется количество и качество топлива, подаваемого в мельницу  $M^*$  и мельничного продукта  $A$  (фиг. 2г, д и з). Отсюда вытекает, что на тонкость готового продукта сильно влияет возврат грубой пыли из внутреннего конуса сепаратора. Из фиг. 3 видно, что при уменьшении тонкости возврата грубой пыли из сепаратора сильно уменьшаются тонкость мельничного продукта  $A$  и тонкость потока  $M^*$ , входящего в мельницу.

Суммарный коэффициент регулирования сепаратора по полным остаткам на сите 0,08 мм  $r_{80}$  [6] возрастает до оптимального положения лопаток. Особенно высокая чувствительность наблюдается от положения лопаток  $\alpha = 32,8^\circ$  до оптимального (фиг. 2з). При этом внешний конус работает при постоянном коэффициенте регулирования в целом диапазоне закрутки и почти постоянном для всех размеров зерен пыли и находится в пределах  $r_{40} = 1,04$  до  $r_{200} = 1,40$ . Суммарный коэффициент регулирования определяется умножением  $r_x$  обоих конусов сепаратора:

$$r_x = \frac{R_x^A}{R_x^B} = \frac{R_x^A}{R_x^{AI}} \cdot \frac{R_x^{AI}}{R_x^B} = r_{x, \text{вне}} \cdot r_{x, \text{вну}}.$$



Следовательно, результирующий коэффициент регулирования зависит только от работы внутреннего конуса.

Общий коэффициент выравнивания сепаратора [6] по диаграмме Колмогорова-Фая-Желева  $e$  постепенно увеличивается до оптимального положения лопаток, после чего резко уменьшается (фиг. 2ж). Коэффициент выравнивания внешнего конуса, как и  $K_{\text{вне}}$  и  $r_{x, \text{вне}}$  остается во всем диапазоне изменения закрутки почти постоянным. Поскольку и суммарный коэффициент выравнивания вычисляется умножением  $e_{\text{вне}} \cdot e_{\text{вну}}$ :

$$e = \frac{m_B}{m_A} = \frac{m_{A1}}{m_A} \cdot \frac{m_B}{m_{A1}} = e_{\text{вне}} \cdot e_{\text{вну}},$$

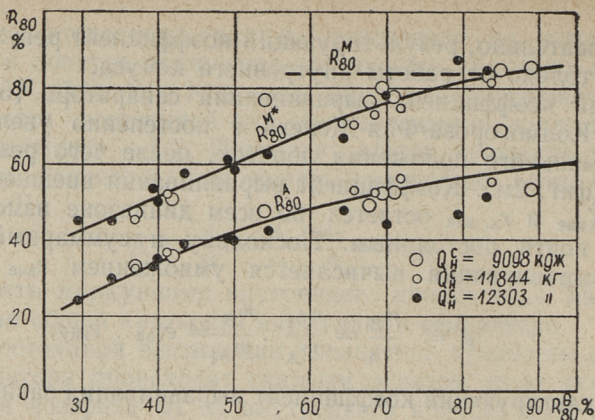
то и результирующий коэффициент выравнивания зависит только от работы внутреннего конуса.

### Количественное и качественное распределение пыли в пылеотделителях

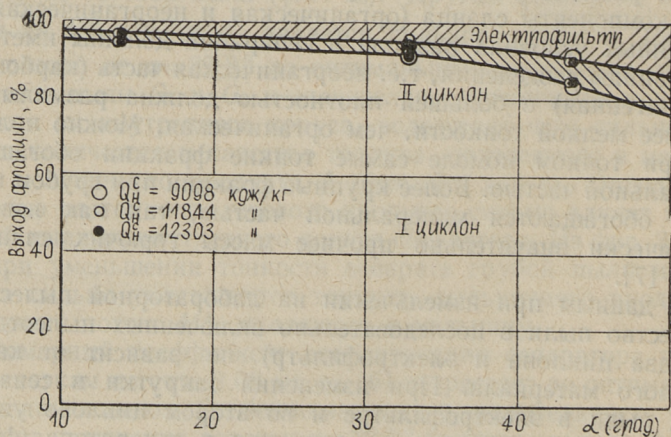
При размоле эстонских горючих сланцев разные по плотности компоненты сланца (органическая и неорганическая) при постоянных условиях размола и сепарации должны иметь разные границы разделения, т.е. неорганическая часть (карбонатная и терригенная) с большей плотностью должна размалываться до более мелкой тонкости, чем органическая. Можно полагать, что при тонком помоле самые тонкие фракции обогащаются минеральной частью. Более крупные фракции при грубом помоле также обогащаются минеральной частью, так как известняк механически значительно прочнее массы горючих сланцев в целом [7].

По данным при измельчении на лабораторной пылесистеме количество пыли в последовательно включенных пылеотделителях (два циклона и электрофильтр) не зависит от качества исходного материала. При изменении закрутки в сепараторе выход пыли в электрофильтре и во втором циклоне увеличивается вместе с увеличением закрутки в сепараторе (фиг. 4). В то же время при изменении качества исходного топлива в диапазоне  $Q_{\text{н}}^c = 9098 - 12303$  кдж/кг и полученной при опытах готовой пыли с  $Q_{\text{н}}^c = 9665 - 13485$  кдж/кг, качество пыли электрофильтра почти не изменяется (табл. 1) и характеризуется следующими средними показателями:  $A^c = 70,26\%$ ,  $(\text{CO}_2)_K^c = 20,75\%$ ,  $G^c = 8,88\%$ ,  $\rho = 2,33 \cdot 10^3$  кг/см<sup>3</sup>,  $Q_{\text{н}}^c = 4132$  кдж/кг.





Фиг. 3. Тонкость топлива, поступающего в мельницу  $M^*$  и мельничного продукта  $A$  в зависимости от тонкости возврата грубой пыли  $R_{80}^B$



Фиг. 4. Распределение готовой пыли по пылеуловителям в зависимости от закрутки ( $\alpha^\circ$ ) в сепараторе

Разница в теплотах сгорания исходного топлива и полученной при размоле пыли связана с выводом из пылесистемы части возврата  $P$  из сепаратора.



## Характеристики сланцевой пыли по пылеуловителям

Температура сланцевой пыли, $^{\circ}\text{C}/\text{кг}$	Угол закрутки лопаток сепаратора ( $град$ )	Общий выход готовой пыли*, %	Средняя тонкость помола, $\text{R}_{80}$ , %	Температура сланцевой пыли, $^{\circ}\text{C}/\text{кг}$	Пылеуловит.	Зольность $\text{As}$ , %	Содерж. карб. углекислоты $(\text{CO}_2)$ , %	Содерж. горючих масел, %	Плотность, $\text{г}/\text{см}^3$	Температура сланцевой пыли, $^{\circ}\text{C}/\text{кг}$	Распредел. фракц. пыли, %
9098	43,5	51,8	0,74	9665	Пылеуловит.	50,36	19,78	29,86	1,854	10586	83,88
9098	32,8	63,7	9,38	11136	Эл. фильтр	62,96	19,62	8,76	2,338	4213	8,27
11844	14,0	88,5	27,41	11626	Эл. фильтр	71,62	19,55	10,33	2,293	4697	5,68
11844	32,8	82,0	11,35	12203	Эл. фильтр	47,79	20,58	8,50	2,345	3961	4,33
11844	43,5	58,5	0,75	11023	Пылеуловит.	49,14	16,17	35,60	1,755	12798	92,54
12303	14,0	79,7	29,72	12388	Эл. фильтр	64,58	20,94	16,78	2,127	6548	2,24
12303	32,8	69,5	9,40	13458	Эл. фильтр	47,64	21,46	8,57	1,751	12812	94,58
12303	43,5	58,7	0,90	12184	Эл. фильтр	68,67	22,05	9,28	2,323	4053	5,48
12303	32,8	69,5	9,40	13458	Эл. фильтр	62,14	22,05	9,28	2,323	4053	5,48
12303	43,5	58,7	0,90	12184	Эл. фильтр	46,97	21,21	9,46	2,318	4217	9,23

\*) Уменьшены за счет вывода из пылесистемы части возврата P по схеме на фиг. I.



Данные в табл. 1 показывают на возможность увеличения качества размолотого горючего сланца с удалением из пылесистемы пыли из-под электрофильтра и пыли из—под второго циклона с высокими содержаниями неорганической части. Для выяснения диапазона и других характеристик обогащения сланцевой пыли этими путями необходимо поставить специальные опыты без вывода части возврата из пылесистемы.

## Выводы

Проведенные опыты подтверждают и подчеркивают тесную связь между процессами измельчения в барабане и разделения пыли в сепараторе.

1. Изменение закрутки в сепараторе существенно не влияет на работу его внешнего конуса. Количество и качество пыли, выпускаемой внешним конусом, зависит только от соответствующих показателей мельничного продукта, так как коэффициенты циркуляции, регулирования и выравнивания внешнего конуса остаются постоянными.

2. Все изменения величин, характеризующих работу сепаратора и мельницы, происходят главным образом в зависимости от количества и качества возврата грубой пыли из внутреннего конуса.

3. Работа барабана мельницы сильно зависит от количества и зернового состава возврата грубой пыли, особенно из внутреннего конуса.

4. Показана возможность обогащения сланцевой пыли при многоступенчатой системе пылеулавливания путем вывода тонких многозольных фракций пыли из последних ступеней.

## ЛИТЕРАТУРА

1. В. Кайзер. Точность разделения материала и кривые разделения. Труды Европейского совещания по измельчению. Москва 1966, стр. 545—549.
2. И. П. Эпик, А. В. Прикк, Л. М. Ыйспуу. Изучение работы сепаратора пылеприготовительной установки. Труды Таллинского политехнического института, серия А, № 277.
3. М. Е. Белоусов, Н. П. Мингалев, А. М. Бондарев, В. И. Рубис. О влиянии некоторых факторов на экономичность работы пылесистем с ШБМ. Электрические станции, № 8, 1966.
4. М. Л. Кисельгоф. К вопросу о выборе сепаратора пыли для АШ к шаровой барабанной мельнице. Теплоэнергетика, № 6, 1955.



5. Л. М. Ыйспуу. Использование диаграммы Колмогорова-Фая-Желева при исследовании некоторых рассевов эстонских горючих сланцев. Труды Таллинского политехнического института, серия А, № 226.
6. М. Л. Кисельгоф. Работа центробежных сепараторов пыли. Электрические станции, № 2, 1956.
7. И. П. Эпик. Влияние минеральной части сланцев на условия работы котлоагрегата. Эстонское Государственное Издательство, Таллин 1961.

*A. Prikk, K. Rajur, L. Oispuu*

### **About the Work of a Laboratory Model of a Pulverization System with a Ball-race Pulverizer by Different Position of Blades of the Classifier**

#### **Summary**

The work of a ball-race pulverizer and a centrifugal classifier is analyzed in the paper. Estonian oil-shale of different inorganic content has been used, and data are given about distribution of the inorganic part of the fuel between the dust filter and cyclones.







## ЗАВИСИМОСТЬ ИНТЕНСИВНОСТИ ЛУЧИСТОГО ТЕПЛООБМЕНА ОТ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ОТЛОЖЕНИЙ НА ПОВЕРХНОСТЯХ НАГРЕВА

Наружные отложения на поверхностях нагрева значительно и различным образом влияют на теплообмен. При этом не всегда ясны причины интенсивного изменения тепловосприятости, особенно в условиях преобладания лучистой теплопередачи (например, в энергетических топках), где кроме температуры наружной поверхности отложения  $T_0$  большое значение имеют еще его поглощательные и лучеиспускающие способности.

Исходя из теплового баланса на поверхности отложения (фиг. 1)

$$q_b = a_0 q_n - q_{\text{соб}} \quad (1)$$

и закона Стефана—Больцмана, по которому собственное излучение поверхности отложения

$$q_{\text{соб}} = \varepsilon \sigma_0 T_0^4, \quad (2)$$

получим для  $T_0$  следующее уравнение:  $T_0 = \sqrt[4]{\frac{a_0 q_n - q_b}{\varepsilon \sigma_0}}$  (3)

С другой стороны, из известной формулы теплопроводности выходит, что

$$T_0 = R q_b + T_{\text{ст}}, \quad (4),$$

где термическое сопротивление  $R = \sigma / \lambda$ .

Совершенство теплообмена характеризует безразмерный коэффициент тепловой эффективности  $\psi$  [1]

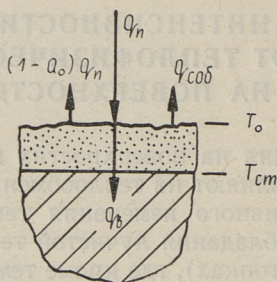
$$\psi = \frac{q_b}{q_n}. \quad (5)$$



Принимая в первом приближении  $a_0 = \varepsilon$ , получим из (1), (2) и (5)

$$\psi = a_0 \left( 1 - \frac{\sigma_0 T_0^4}{q_n} \right). \quad (6)$$

Если ранее считали, что поглощательная способность  $a_0$  (= степени черноты  $\varepsilon$ ) для золовых отложений имеет величину порядка  $0,9 \div 0,95$  [2, 12], то исследования последних лет [4] показывают, что  $a_0$  может иметь и более низкую величину и что обычно  $a_0$  при повышении  $T_0$  уменьшается. На фиг. 2 при-



Фиг. 1.

ведены некоторые данные зависимости  $a_0 = f(T_0)$  по данным разных авторов [3, 4, 5, 6, 12] и показаны наиболее вероятные пределы изменения  $a_0$  для золовых отложений (заштрихованная часть), а также рекомендуемая на основе этих данных линейная зависимость (кривая б)

$$a_0 = 0,9 - 0,3 \cdot 10^{-3} (T_0 - 500) \quad (7)$$

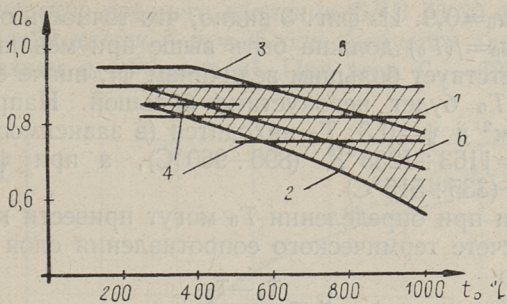
для использования в приближенных расчетах в диапазоне  $T_0 = 500 \div 1250^\circ \text{K}$ .

Приведенные на фиг. 2 данные и уравнение (7) относятся к золовым загрязнениям, где поверхность отложения уже сформировалась и не происходит резких изменений в составе и шероховатости поверхности. Что же касается эксплуатации слабозагрязняющихся поверхностей нагрева (сжигание природного газа в топке и др.), то там нужно учитывать, что  $a_0$  может сильно зависеть от процесса образования первичных отложений [7].

Когда имеется зависимость  $a_0 = f(T_0)$  для данного типа отложения (можно определить в лабораторных условиях), тогда при известных  $q_в$  и  $q_n$  температура  $T_0$  может быть определена по (3) методом приближения.

Нужно подчеркнуть, что температура наружной поверхности отложения  $T_0$  является величиной, которую непосредственно измерить практически невозможно, но от которой во многом

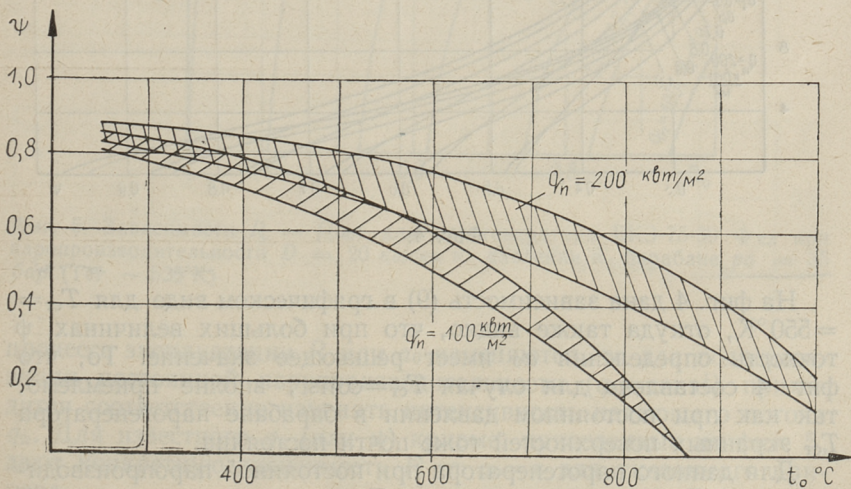




Фиг. 2. Зависимости поглощательной способности (= степени черноты) от температуры наружной поверхности золотых отложений: 1 — [3]; 2 — [4]; 3 — [5]; 4 — [6]; 5 — [12]; 6 —  $a_0 = 0,9 - 0,3 \cdot 10^{-3} (T_0 - 500)$ , где  $T_0$  (°К)

зависит не только  $q_{\text{собр}}$  и отражение от поверхности отложения, а также дальнейшее развитие процесса загрязнения, в ходе которого изменяется как  $a_0$  так и  $T_0$ , что в конечном счете может привести к прогрессирующему загрязнению с резкими изменениями тепловосприятости.

На фиг. 3 приведена зависимость  $\psi = f(T_0, a_0, q_n)$ , полученная по уравнению (6). Заштрихованные части соответствуют заштрихованной части на фиг. 2, причем для верхней границы



Фиг. 3.



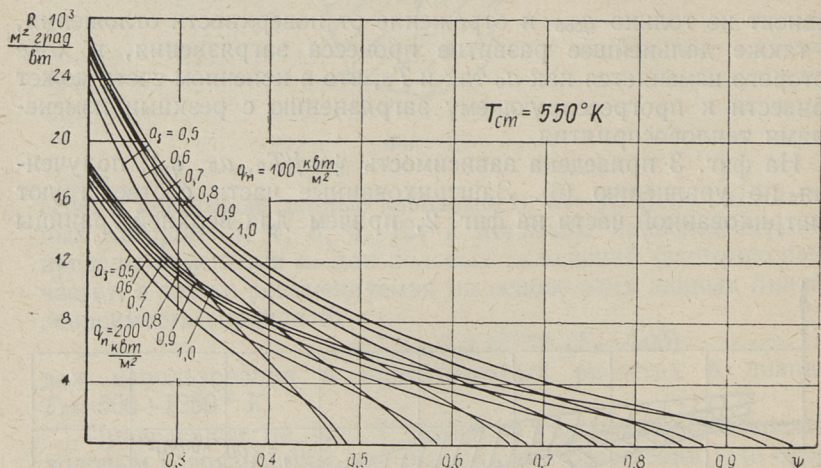
обеих частей  $a_0=0,9$ . Из фиг. 3 видно, что точность определения зависимости  $a_0=f(T_0)$  должна быть выше при меньших величинах  $T_0$  (соответствует большим величинам  $\psi$ ), иначе ошибка при определении  $T_0$  будет недопустимо большой. Например, при  $q_n=200 \text{ кВт/м}^2$  и  $\psi=0,3$ ,  $T_0$  находится (в зависимости от  $a_0$ ) в пределах  $T_0=1163\div 1233^\circ\text{K}$  ( $890\div 960^\circ\text{C}$ ), а при  $\psi=0,8$   $T_0=608\div 788^\circ\text{K}$  ( $335\div 515^\circ\text{C}$ ).

Неточности при определении  $T_0$  могут привести к заблуждениям при расчете термического сопротивления слоя отложения по уравнению

$$R = \frac{T_0 - T_{\text{ст}}}{q_{\text{в}}} \quad (8)$$

$$R = \frac{\sqrt[4]{\frac{(a_0 - \psi) q_n}{\varepsilon \sigma_0}} - T_{\text{ст}}}{\psi q_n} \quad (9)$$

ИЛИ



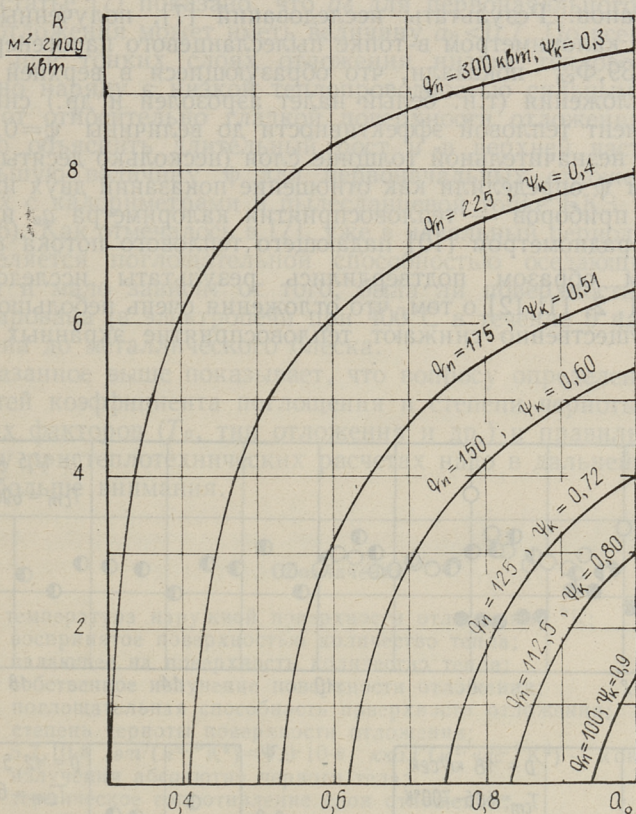
Фиг. 4.

На фиг. 4 дана зависимость (9) в графическом виде для  $T_{\text{ст}}=550^\circ\text{K}$ , откуда также видно, что при больших величинах  $\psi$  точность определения  $a_0$  имеет решающее значение. То, что фиг. 4 составлена для случая  $T_{\text{ст}}=\text{const}$ , вполне приемлемо, так как при постоянном давлении в барабане парогенератора  $T_{\text{ст}}$  экранных поверхностей тоже почти постоянна.

Для данного парогенератора при постоянной паропроизводительности  $D$  можно считать кроме  $T_{\text{ст}}$  постоянным еще воспринятое поверхностью тепло  $q_{\text{в}}$ . В таком случае можно найти



связь между  $a_0$  и  $R$  в зависимости от  $q_n$  или  $\psi$ . К примеру возьмем парогенератор среднего давления БКЗ 75-39 Фсл, для которого при  $D=20$  кг/сек и  $p_6=35$  бар требуется для парообразования в среднем  $q_b=90$  квт/м<sup>2</sup>. При этом  $T_{ст} \sim 525^\circ\text{K}$ . Если в



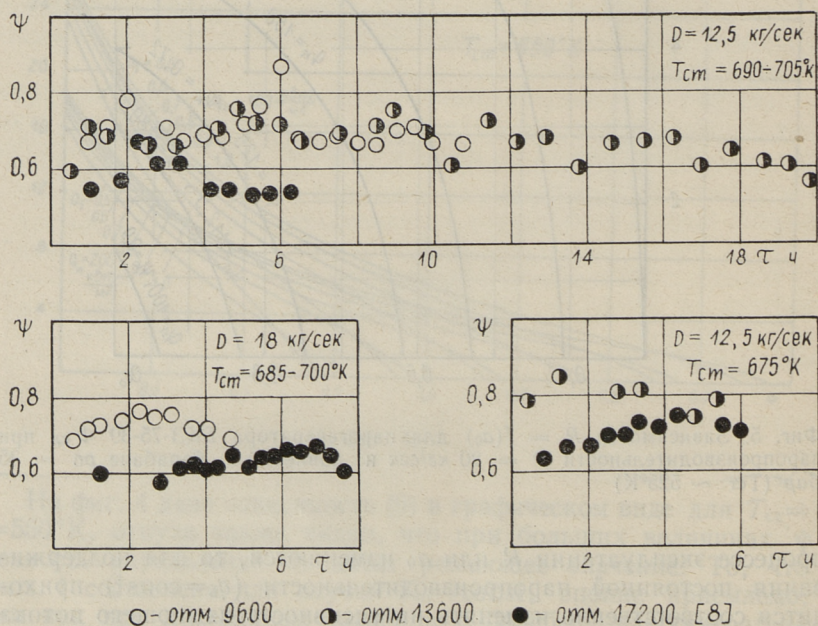
Фиг. 5. Зависимости  $R = f(a_0)$  для парогенератора БКЗ-75-39 Фсл при паропроизводительности  $D = 20$  кг/сек и давлении в барабане  $p_6 = 35$  бар ( $T_{ст} \sim 525^\circ\text{K}$ )

процессе эксплуатации  $R$  или  $a_0$  изменяются, то для поддержания постоянной паропроизводительности ( $q_b = \text{const}$ ) придется соответственно изменять интенсивность падающего потока  $q_n$ . Для известного  $q_n$  (или  $\psi$ ) кривые, приведенные на фиг. 5, дают конкретную зависимость  $R$  от  $a_0 = \varepsilon$  для указанного примера.



Для изучения условий образования загрязняющих отложений на тепловоспринимающих поверхностях в топке, в лаборатории промышленной теплоэнергетики Таллинского политехнического института была разработана конструкция зонда-калориметра [8, 9], при помощи которого имитировалась работа топочных экранов. Результаты исследований [7], полученные при опытах с калориметром в топке пылесланцевого парогенератора БКЗ 75-39,  $\Phi_{\text{сл}}$  - показали, что образующиеся в верхней части топки отложения (т.н. белый налет аэрозолей и др.) снижают коэффициент тепловой эффективности до величины  $\psi = 0,5 \div 0,6$  уже при незначительной толщине слоя (несколько десятых мм). При этом  $\psi$  определили как отношение показаний двух измерительных приборов — тепловосприятия калориметра  $q_{\text{в}}$  и измеряемого радиометром [10] падающего теплового потока  $q_{\text{п}}$ .

Таким образом подтвердились результаты исследований ЦКТИ [1, 2, 11, 12] о том, что отложения очень небольшой толщины существенно снижают тепловосприятие экранных труб.



Фиг. 6. Относительное тепловосприятие зонда-калориметра в зависимости от места его расположения по высоте топки



Но объяснение низкого значения  $\psi$  при отложении толщиной  $\delta = 0,1 \div 0,4$  мм только низким коэффициентом теплопроводности  $\lambda$  недостаточно обосновано, так как отсутствуют надежные данные о поглотательной способности  $a_0$  и о степени черноты  $\varepsilon$  для тонкого налета пылеобразных частиц.

В статье [7] показано, что  $a_0$  для первоначального тонкого слоя отложения может иметь величину  $a_0 < 0,7$ . По всей вероятности при тонких слоях отложения низкое тепловосприятие вызвано наряду с низкой теплопроводностью сильным отражением от относительно гладкой поверхности отложения. Иначе трудно объяснить длительный рост и в верхней части топки небольшую величину  $\psi$  для первоначальных отложений при опытах с калориметрами в пылесланцевой топке БКЗ 75-39 Ф<sub>ст</sub> (фиг. 6). Как отмечалось в [7], уже в начальный период опыта  $\psi$  определяется поглотательной способностью оседающих отложений и мало зависит от того, была ли поверхность заранее окислирована (в электротопке при 400°C в течение 5 часов) или окислена до металлического блеска.

Сказанное выше показывает, что вопросу определения зависимостей коэффициента поглощения и степени черноты от различных факторов ( $T_0$ , тип отложения и др.) и правильному их выбору при теплотехнических расчетах надо в дальнейшем уделять больше внимания.

#### Обозначения

- $T_0$  — температура наружной поверхности отложения, °К;  
 $q_v$  — воспринятое поверхностью количество тепла;  
 $q_p$  — падающее на поверхность количество тепла;  
 $q_{\text{соб}}$  — собственное излучение поверхности отложения;  
 $a_0$  — поглотательная способность поверхности отложения;  
 $\varepsilon$  — степень черноты поверхности отложения;  
 $\sigma_0$  —  $5,7 \cdot 10^{-8} \text{ вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{°К}^4) = 4,9 \cdot 10^{-8} \text{ ккал}/(\text{м}^2 \cdot \text{час} \cdot \text{°К}^4)$  — константа излучения абсолютно черного тела;  
 $R$  — термическое сопротивление слоя отложения;  
 $\delta$  — толщина слоя отложения;  
 $\lambda$  — коэффициент теплопроводности отложения;  
 $T_{\text{ст}}$  — температура стенки поверхности нагрева, °К;  
 $\psi$  — коэффициент тепловой эффективности;  
 $D$  — паропроизводительность парогенератора;  
 $p_6$  — давление в барабане парогенератора.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. А. М. Гурвич, В. В. Митро. Энергомашиностроение, № 2, 5 (1957).
2. А. М. Гурвич, Р. С. Прасолов. Теплоэнергетика. № 7, 80. (1960).



3. Тепловой расчет котельных агрегатов (нормативный метод). Госэнергоиздат (1957).
4. M. F. R. Mulcahy, J. Boow, P. R. C. Goard. J. Inst. Fuel, № 308, 385 (1966).
5. Р. С. Прасолов. Массо- и теплоперенос в топочных устройствах. Энергия (1964).
6. Э. С. Карасина, А. С. Невский, С. С. Филимонов, В. Н. Адрианов, Б. А. Хрусталеv. Теплоэнергетика, № 2, 10 (1968).
7. В. А. Сельг. Изв. АН ЭССР, Физ.-Матем., 17, № 4, 442 (1968).
8. В. А. Сельг. Тр. Таллинск. политехн. ин-та, сер. А, № 240, 55 (1966).
9. И. Эпик, А. Отс. Энергетическое использование эстонских сланцев, ч. I. Изд. «Валгус» (1967).
10. И. Эпик, А. Отс. Изв. АН ЭССР, Сер. техн. и физ.-матем. наук, 12, № 1, 75 (1963).
11. А. М. Гурвич, Г. Е. Ожигов. Теплоэнергетика, № 12, 9 (1957).
12. В. Н. Головин. Энергомашностроение, № 6, 11 (1964).

V. Selg

## Die Abhängigkeit der Intensität des Strahlungswärmeaustausches von den wärmephysikalischen Eigenschaften der Ablagerungen auf den Heizoberflächen

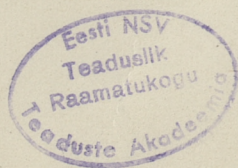
### Zusammenfassung

In diesem Artikel wird gezeigt, daß die Intensität des Strahlungswärmeaustausches bei Ablagerungen der Flugasche auf den Heizoberflächen in hohem Grade von dem Absorbierungsvermögen der Ablagerungsschicht abhängt. In Zukunft ist es erforderlich, größere Aufmerksamkeit der Ermittlung des Absorptionskoeffizienten (in Abhängigkeit von der Temperatur der äußeren Ablagerungsschicht, der Charakteristik der Ablagerung u.s.w.) zu schenken.



## СОДЕРЖАНИЕ

1. П. И. Ансон, Я. П. Лайд, Л. М. Христич. Некоторые результаты экспериментального исследования высокотемпературной коррозии пароперегревательных сталей в среде продуктов сгорания топочного сернистого мазута .....	3
2. П. И. Ансон, Я. П. Лайд, А. П. Пообус. Наладка теплового режима опытно-промышленного высокотемпературного воздухоподогревателя .....	11
3. П. И. Ансон, А. П. Пообус, Х. А. Лийн, В. В. Лойгом. Установка для исследования высокотемпературного подогрева воздуха с применением жидкометаллического промежуточного теплоносителя ...	21
4. А. П. Пообус, Т. В. Мяги. Исследование характеристик датчиков давления для жидкого металла	33
5. А. В. Прикк, К. Э. Раюр, Л. М. Ыйспу. О работе лабораторной модели пылесистемы с ШБМ и центробежным сепаратором при изменении закрутки в сепараторе .....	39
6. В. А. Сельг. Зависимость интенсивности лучистого теплообмена от теплофизических свойств отложений на поверхностях нагрева .....	51





ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

Сборник статей X

Таллинский политехнический институт

Редактор В. Ратник.

Технический редактор **И. Мыттус.**

Сдано в набор 9/VI 1969 г. Подписано к печати  
4/VIII 1970 г. Бумага 60×90/16. Печатных листов 3,75  
+ приложение, Учетно-издательских листов 3,05.

Тираж 400. МВ-06074, Заказ № 2104.

Типография «Пунане Тяхт».

Таллин, ул. Пикк, 54/58.

Цена 31 коп.







Цена 31 коп.

2