

316

TALLINNA POLÜTEHNILISE
INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

№ 316

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

СБОРНИК СТАТЕЙ

XII

Ер. 6.7

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED
ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

№ 316

1971

УДК 621.18+662.6/9

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

СБОРНИК СТАТЕЙ

XII

С о д е р ж а н и е

	Стр.
1. И.П. Эпик, Э.Л. Томани, Арво А. Отс. Лабораторное исследование кинетики окисления котельных сталей в среде продуктов сгорания сланцев.	3
2. Х.И. Таллермо, Арво А. Отс. Влияние циклического охлаждения металла на интенсивность износа труб пароперегревателей.	21
3. А.Ф. Гаврилов, Арво А. Отс, Т.А. Пиркер, Х.О. Мээлак, А.Н. Семенов. Комбинированный воздухоподогреватель.	33
4. Агу А. Отс. Исследование осаждения калиевых соединений на цилиндрическую поверхность.	41
5. А.Ю. Вески, И.Р. Микк. Исследование конвективной теплоотдачи ширм при разных углах атаки газового потока.	47
6. В.А. Осипова, Х.А. Кяр. Теплофизические свойства металлокерамических композиций системы $Al_2O_3 - Nb$	63
7. Арво А. Отс. А.Х. Кони. Исследование кинетики выгорания летучих веществ сланцев.	71



УДК 620.193.53;
621.181.8

И.П. Эпик, Э.Л. Томанн, Арво А. Отс

ЛАБОРАТОРНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ КИНЕТИКИ
ОКИСЛЕНИЯ КОТЕЛЬНЫХ СТАЛЕЙ В СРЕДЕ
ПРОДУКТОВ СГОРАНИЯ СЛАНЦЕВ

Из опыта эксплуатации парогенераторов, сжигающих эстонские сланцы, известно, что зола сланцев значительно ускоряет окисление стали. Жаростойкость котельных сталей в среде продуктов сгорания сланцев сильно понижается по сравнению с жаростойкостью в воздушной или в газовой атмосфере. Повышение температуры труб в пароперегревателе выше 500–600 °С ставит металл в условия, когда его жаростойкость становится основным фактором, определяющим выбор марки стали для поверхностей нагрева.

В течение ряда лет в Таллинском политехническом институте были проведены лабораторные исследования жаростойкости котельных сталей в воздушной и газовой атмосфере в присутствии золы эстонских сланцев [1–3]. Эти опыты были кратковременные, с продолжительностью от 2 до 200 часов. Такие кратковременные опыты представляют интерес при анализе коррозии сталей в условиях частой и интенсивной очистки поверхностей нагрева от золовых отложений, когда происходят периодические разрушения и удаления оксидных пленок на трубах. Однако такие кратковременные опыты не могут быть основой для построения кинетических характеристик жаростойкости котельных сталей на более длительный период работы металла.

В статье приводятся данные лабораторных исследований жаростойкости котельных сталей I2XIMФ, I2X2MФCP, ЭИ-53I (I2X2MФБ), ЭИ-756 (IXI2B2MФ) и IXI8H12T в атмосфере продуктов сгорания газа в присутствии сланцевой золы с дли-

тельностью от 50 до 5000 часов. Настоящая работа является одной частью из комплексной темы "Изучение жаростойкости котельных марок сталей", координируемой ЦНИИТМАШ.

Учитывая имеющийся опыт проведения лабораторных исследований жаростойкости котельных сталей и особенности поведения сланцевой золы при нагревании, была разработана методика проведения лабораторных коррозионных опытов, принципы которых изложены в [3]. Основные принципы проведения лабораторных исследований были следующие:

1. Атмосфера – продукты сгорания бытового газа без присадки двуокиси серы.

2. Периодическая смена сланцевой золы на образцах через каждые 10 часов.

3. Длительность испытаний от 50 до 5000 часов.

4. Диапазон температуры для сталей 12Х1МФ, 12Х2МФСР и ЭИ-531 – 500 – 620 °С; для сталей ЭИ-756 и 1Х18Н12Т – 540–650 °С.

Лабораторная установка для исследования жаростойкости котельных сталей состояла из пяти параллельно работающих вертикально расположенных трубчатых печей внутренним диаметром 60 мм (фиг. 1). Печи были между собой соединены коллекторной трубой, при помощи которой подавались в них продукты сгорания газа. Во избежание конденсации водяных паров, коллекторная труба нагревалась электрическим током. Газ сжигался в специальной камере сгорания, куда он подавался из сети, а воздух – при помощи вентилятора. Состав сжигаемого газа был следующий: CO – 9,7 %, H_2 – 20,2 %, CH_4 – 35,9 %, C_mH_n – 4,3 %, CO_2 – 12,6 %, O_2 – 0,7 %. Продукты сгорания содержали: CO_2 – 9,9 %, H_2O – 15,4 % и O_2 – 4,1 %. Газ сжигался при коэффициенте избытка воздуха 1,25–1,30. Скорость продуктов сгорания в печах колебалась от 15 до 18 см/с. Режим горения газа и коэффициент избытка воздуха проверялись по анализу продуктов сгорания (через каждый час).

При наладке установки для каждой печи была установлена изотермическая зона длиной не менее 100 мм. Поддержание постоянной температуры в изотермической зоне и измерение температуры проводилось двумя термомпарами, а в качест-

ве вторичных приборов использовались потенциометры ЭПР-09МЗ и ЭПП-09МЗ. Температура в печах поддерживалась с точностью ± 5 °С.

Исследования проводились плоскими шлифованными образцами $3 \times 10 \times 40$ мм. Образцы вырезались из труб специально отмеченных и установленных ЦНИИТМАШ для лабораторных исследований жаростойкости. Химический состав и механические свойства сталей (по данным Таллинского политехнического института), из которых изготовлялись опытные образцы, приведены в таблице I.

Образцы тщательно очищались и определялись их точные размеры и масса. Перед каждым циклом опытные образцы смазывались смазкой, которая состояла из сланцевой золы и спирта. Использовать смесь - зола с водой - было невозможно из-за потери активности сланцевой золы в воде. Смазанные образцы сушились при комнатной температуре в течение 1,5 часа. Комплекты образцов при помощи специальных стержней вставлялись в нагретые до предусмотренной в опыте температуры печи. После 10-часовой выдержки комплекты образцов вынимались из печей и охлаждались при комнатной температуре. Затем была удалена сработанная зола, образцы снова смазывались и т.д.

В опытах использовалась сланцевая зола из-под электрофильтра парогенератора ТП-17 Прибалтийской ГРЭС. Химический состав золы был следующий: SiO_2 - 31,81 %, Fe_2O_3 - 3,27 %, Al_2O_3 - 9,61 %, CaO - 39,85 %, MgO - 4,04 %, SO_3 общ. - 8,86 %, K_2O - 5,98 %, Na_2O - 0,24 %, Cl - 0,48 %.

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 ($\text{г}/\text{см}^2$) по полной первоначальной поверхности образца.

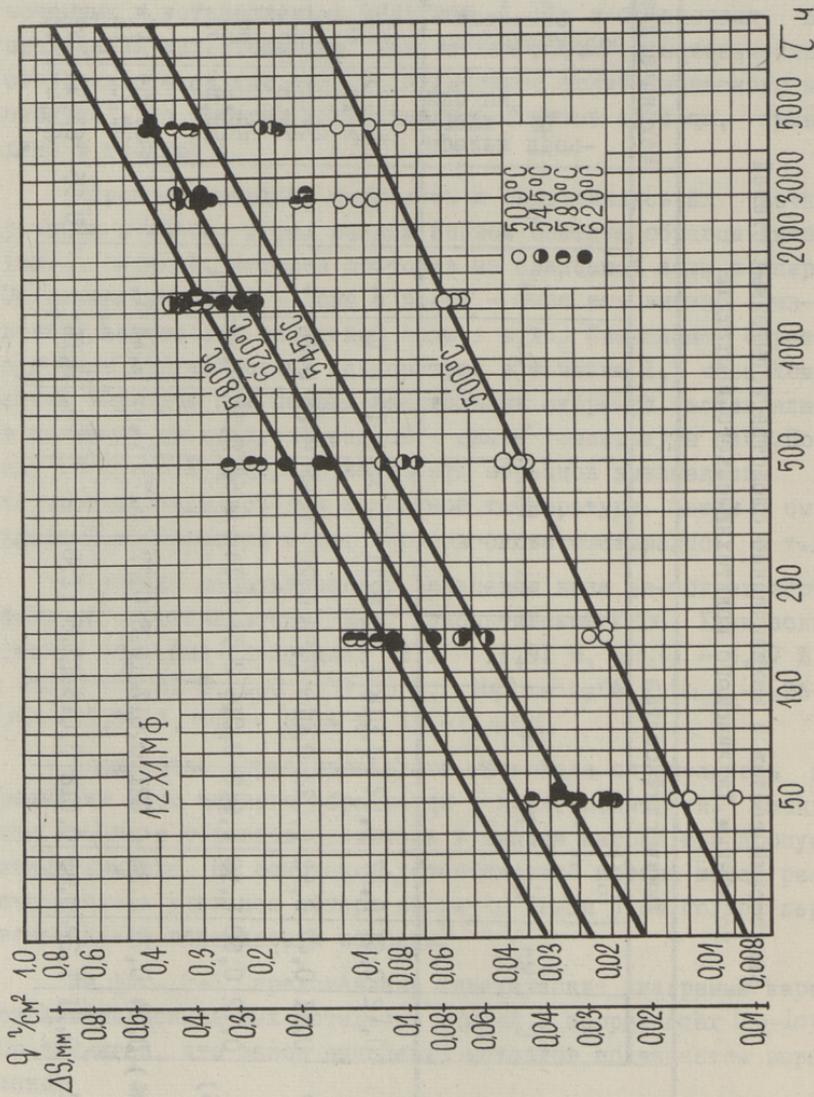
На фиг. 2-6 представлены кинетические диаграммы жаростойкости испытанных котельных сталей в координатах $\ln q - \ln \tau$. Предполагая, что закон окисления металлов подчиняется выражению

$$q = k \tau^n = k_0 e^{-\frac{Q}{RT}} \tau^n, \quad (I)$$

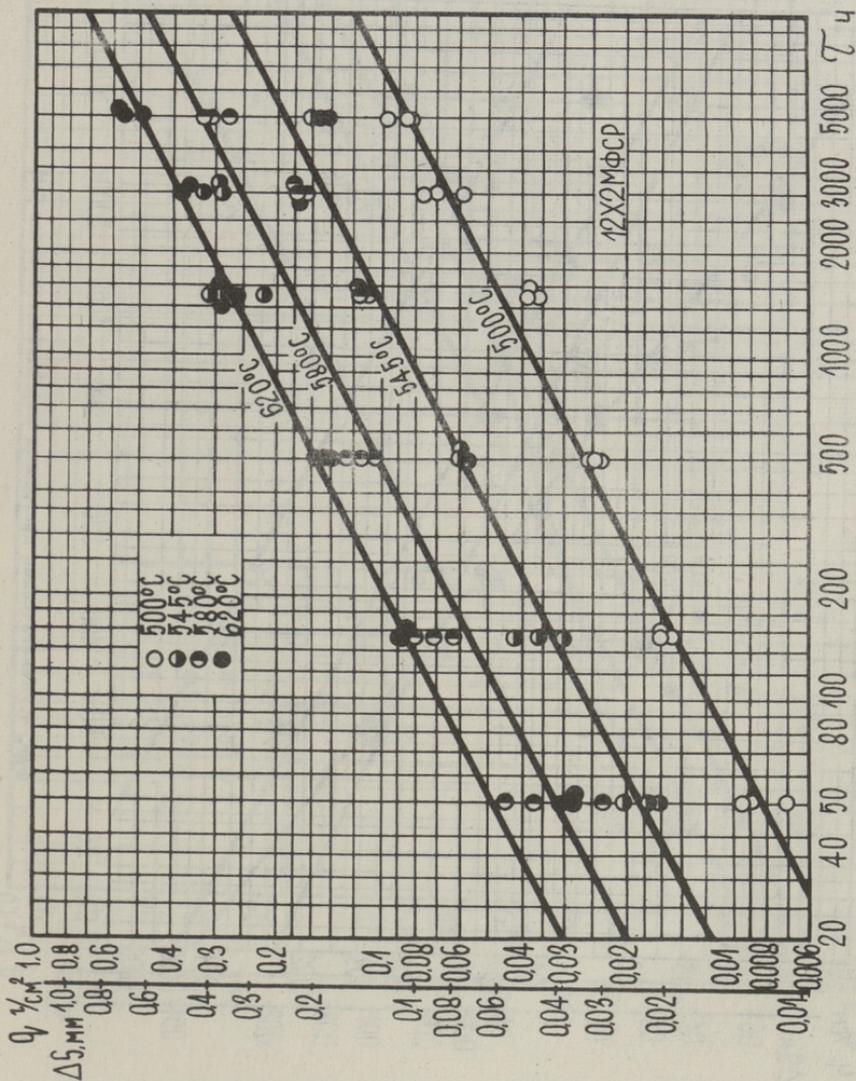
Таблица I

Химический состав и механические свойства испытанных сталей
по данным Таллинского политехнического института

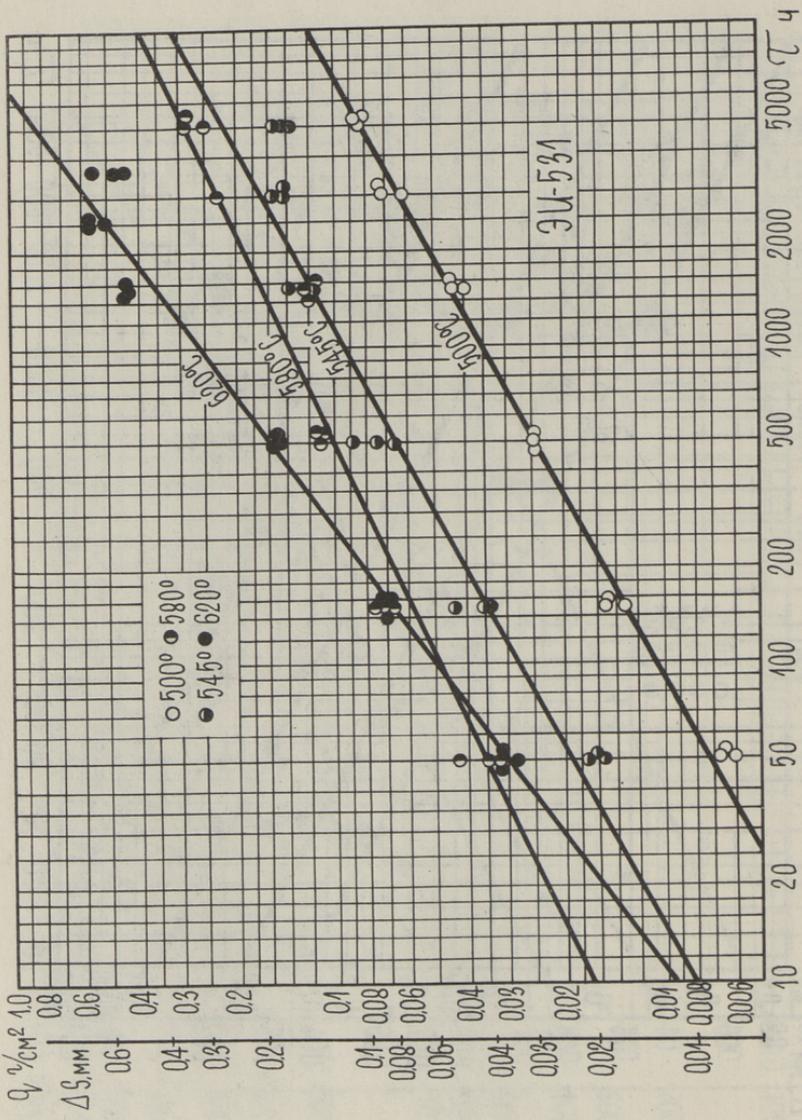
Марки сталей	Химический состав										Механические свойства					
	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	V	Cu	W	Ti	Предел прочности $\sigma_{0,2}$ кгс/мм ²	Относительное удлинение δ_5 %	Относительное сужение ψ %	Твердость по Бринеллю H_B
I2X1MФ	0,12	0,61	0,27	0,02	0,018	1,03	0,11	0,36	0,18	0,17	-	-	54,7- 55,6	23- 26	-	156- 161
I2X2MФCP	0,11	0,47	0,52	0,022	0,015	1,52	0,20	0,62	0,25	0,26	-	-	51,2- 53,6	27- 31	63- 66	156- 170
ЭИ-531 (I2X2MФБ)	0,12	0,50	0,58	0,018	0,016	2,33	0,14	0,62	0,35	0,12	-	-	58,0- 58,9	27- 30	55- 56	170
ЭИ-756 (IXI2B2MФ)	0,14	0,71	0,24	0,021	0,017	10,8	0,27	0,75	0,49	0,12	1,95	-	85,6- 89,0	17- 18	45- 47	229- 255
IXI8H12T	0,11	1,22	0,49	0,018	0,013	17,5	11,8	-	-	0,18	-	0,55	63,5- 64,4	39- 43	58- 61	143- 145



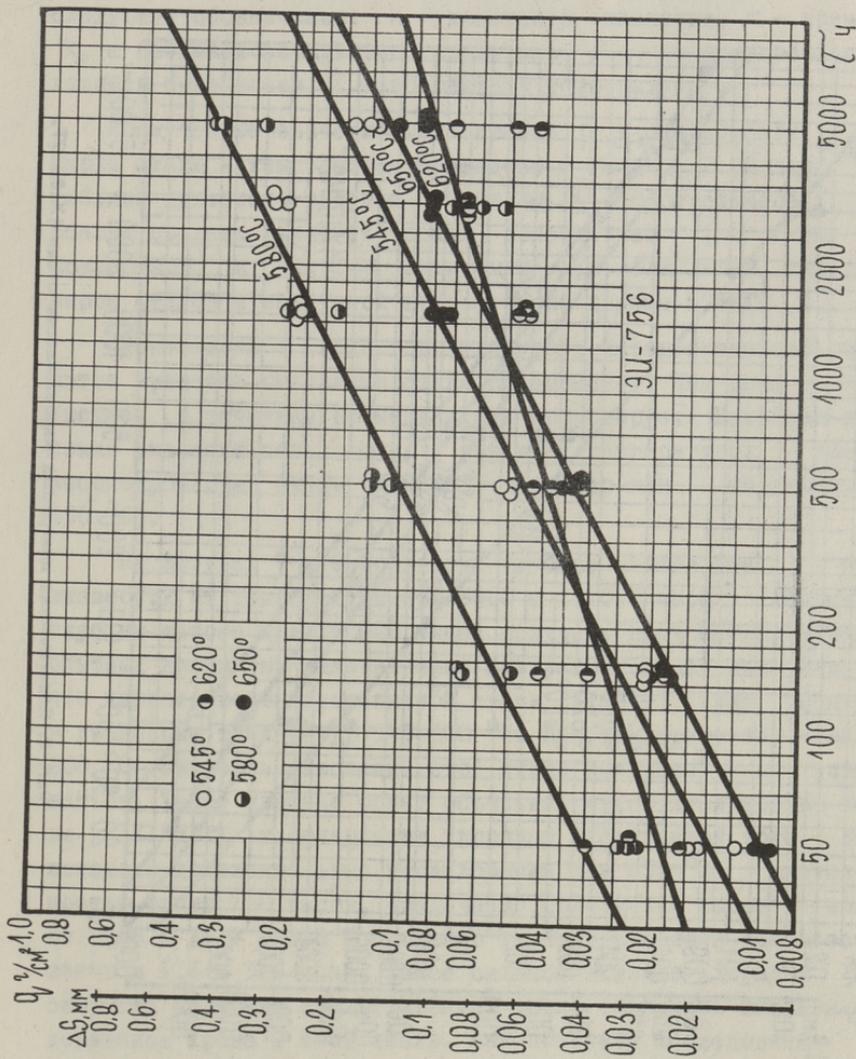
Фиг. 2. Кинетическая диаграмма жаростойкости стали 12X1Mφ.



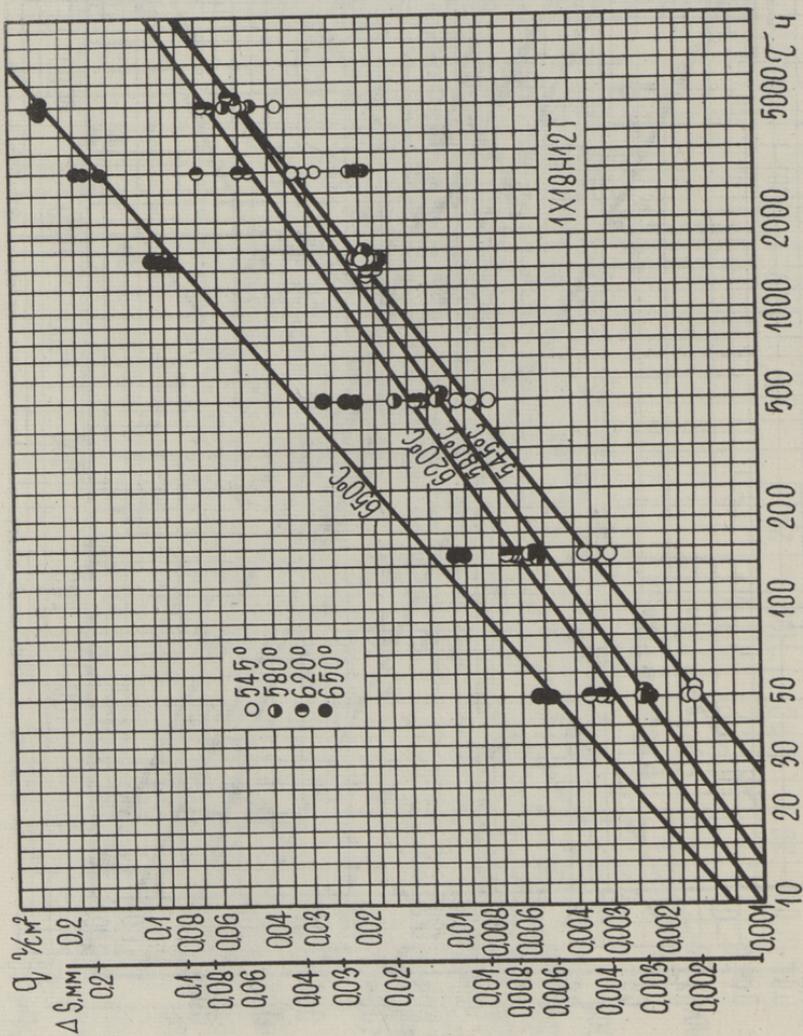
Фиг. 3. Кинетическая диаграмма жаростойкости стали 12Х2МФСР.



Фиг. 4. Кинетическая диаграмма жаростойкости стали 31-531.



Фиг. 5. Кинетическая диаграмма жаростойкости стали ЭИ-756.



Фиг. 6. Кинетическая диаграмма жаростойкости стали 1X18H12T.

имеется возможность определения энергии активации окисления Q и показателя n .

Кроме отмеченных величин, в выражении (I) использованы следующие обозначения: k - константа окисления, τ - время, k_0 - предэкспоненциальный множитель, R - универсальная газовая постоянная, T - абсолютная температура.

Полученные значения показателей n в зависимости от марки стали и температуры приведены в таблице 2. В этой же таблице приведены энергии активации Q , определенные на основе средних (арифметических) показателей n , а также и показатели, и энергии активации при окислении тех же марок сталей в воздушной атмосфере по данным МОЦКТИ [4].

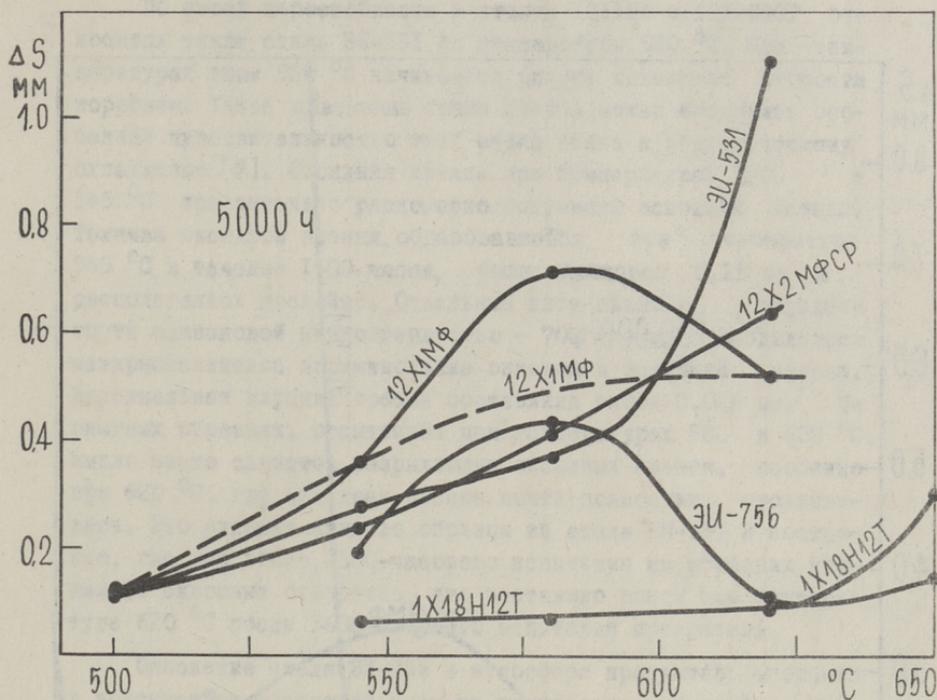
Показатель n является величиной, характеризующей развитие процесса окисления стали со временем. Чем выше n , тем быстрее с течением времени сталь корродирует. Наиболее высокие значения показателя n при всех температурах имеет высокохромистая сталь IX18H12T (особенно при температуре 650 °C).

На фигурах 7 и 8 приведена глубина износа сталей в зависимости от температуры при 5000 и 100000 часах. Значения глубины износа при 100000 часах получены экстраполированием опытных данных на кинетических диаграммах окисления. Видно, что жаростойкость аустенитной стали IX18H12T самая высокая в диапазоне температур 545-600 °C. При температурах выше 600 °C скорость окисления этой стали начинает резко повышаться. Такое явление можно объяснить чувствительностью стали IX18H12T к содержанию хлоридов в сланцевой золе. Как показали дополнительные исследования при 650 °C длительностью опыта 150 часов, увеличение содержания хлора в золе от 0,48 % до 1 и 1,8 % повышало глубину коррозии соответственно в 1,6 и 3,6 раза. Такое сильное влияние хлоридов на скорость коррозии стали IX18H12T можно объяснить высоким содержанием хрома в этой стали. Как показали исследования П. Джонстона [5] и П. Александера [6], в процессе окисления высокохромистых сталей под влиянием хлоридов может образоваться треххлористый хром, который улетучивается и тем самым разрушает оксидную пленку.

При всех опытах опытные образцы из стали IX18H12T были равномерно покрыты плотным без всяких рыхлостей слоем ока-

Показатель n и энергия активации Q (Дж/моль)
для разных марок котельных сталей

Марка стали	Показатель n					Энергия активации Q			
	500 °C	545 °C	580 °C	620 °C	650 °C	Среднее значение	В воздушной атмосфере [4]	В продуктах сгорания в присутствии сланцевой зо-лы	В воздушной атмосфере [4]
I2X1MФ	0,41	0,52	0,52	0,52	-	0,49	0,645	63 600	61 100
I2X2MФCP	0,50	0,50	0,50	0,50	-	0,50	0,625	86 040	70 800
ЭИ-531 (I2X2MФБ)	0,53	0,53	0,46	0,71	-	0,54	0,500	81 120	45 220
ЭИ-756 (IXI2B2MФ)	-	0,52	0,52	0,34	0,52	0,45	-	-	-
IXI8H12T	-	0,76	0,67	0,67	0,83	0,73	-	62 870	-

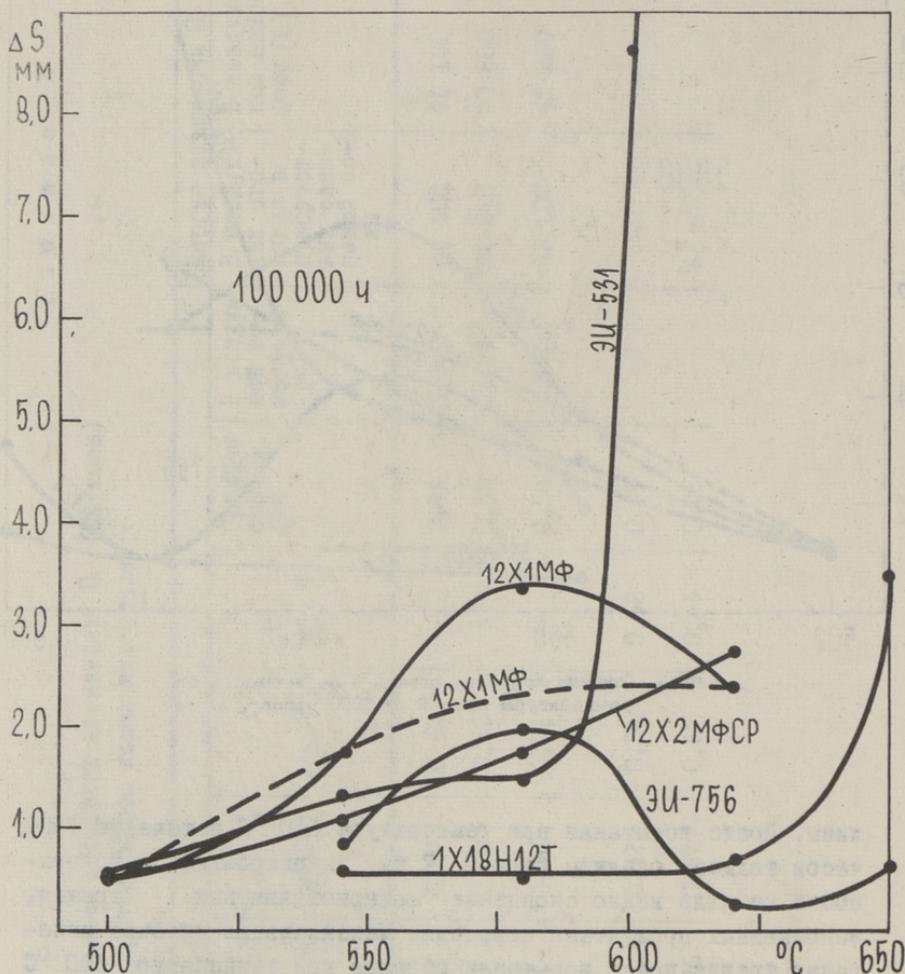


Фиг. 7. Глубина коррозии сталей в зависимости от температуры при $\tau = 5000$ часов.

лины. После испытания при температуре 650°C в течение 1500 часов толщина окалины была $0,17$ мм. На микрошлифе у поверхности металла видно скопление межкристаллитных трещин, заполненных продуктами коррозии. Максимальная глубина залегания трещин после испытания образца при температуре 650°C в течение 1500 часов достигает $0,2$ мм.

Стали 12X1МФ и 12X2МФСР окисляются почти одинаково. Жаростойкость стали 12X2МФСР несколько выше, чем у стали 12X1МФ. На фигурах 7 и 8 вероятный ход кривой окисления стали 12X1МФ изображен пунктирной линией, поскольку на кинетической диаграмме при температуре 580°C имеет место относительно большой разброс опытных точек.

Опытные образцы из стали 12X1МФ и 12X2МФСР после окисления имели одинаковый внешний вид и одинаковое по микроструктуре сцепление окалины с металлом. В ходе окисления



Фиг. 8. Глубина коррозии сталей в зависимости от температуры при $\tau = 100000$ часов.

внешние размеры образцов (по окалине) заметно увеличивались, имея сильно пористую структуру. Исследование микроструктуры окалины, образовавшейся в течение 1500 часов при температурах 580–620 °C на поверхности образцов из стали 12X1MΦ, показало, что она имеет толщину около 0,75 мм и располагается однослойно. Существуют неглубокие (0,02–0,04 мм) межкристаллитные трещины, заполненные продуктами коррозии. Микротвердость окалины составляет 550–580 кгс/мм².

По своей жаростойкости к сталям I2XIMФ и I2X2MФСР относится также сталь ЭИ-53I до температуры 580 °С. При температурах выше 580 °С начинается резкое повышение скорости коррозии. Такое поведение стали ЭИ-53I можно объяснить особенной чувствительностью этой марки стали к периодическому охлаждению [7]. Оксидная пленка при температурах 500 и 545 °С сравнительно равномерно покрывала основной металл. Толщина оксидной пленки, образовавшейся при температуре 545 °С в течение 1500 часов, была примерно 0,25 мм и располагалась послойно. Отдельные слои окалины обладали почти одинаковой микротвердостью - 700 кгс/мм². Наблюдалось межкристаллитное проникновение окислов в основной металл. Максимальная глубина трещин составляла около 0,026 мм. На опытных образцах, испытанных при температурах 580 и 620 °С, имело место слоистое разрыхление оксидных пленок, особенно при 620 °С, где оксидная пленка почти полностью отслаивалась. Это явление привело образцы из стали ЭИ-53I к состоянию, где уже после 2500-часового испытания на образцах появились сквозные отверстия, что заставило опыты при температуре 620 °С после 3600-часового испытания прекратить.

Окисление стали ЭИ-756 в атмосфере продуктов сгорания в присутствии сланцевой золы не подчиняется обычной закономерности окисления, т.е. с увеличением температуры скорость коррозии увеличивается. Поэтому не удалось определить для этой марки стали энергии активации окисления. Сталь ЭИ-756 обладает самой высокой скоростью коррозии при температуре 580 °С, а при температурах 620 и 650 °С интенсивность коррозии ниже.

Причины такого поведения стали ЭИ-756 пока еще не выяснены. Необходимо отметить, что поверхность окисленного при температурах 620 и 650 °С металла после снятия оксидной пленки была ровной, а при температуре 580 °С - неровной, изъязвленной. Микроструктурным анализом оксидных пленок было установлено, что под двухслойной окалиной выделяется обедненный легирующими элементами слой металла, толщина которого при температуре 580 °С была примерно в два раза больше, чем при других температурах.

Микроанализ окалины на образцах из стали ЭИ-756 при температуре 545 °С в течение 1500 часов показал, что внутренний

слой, прилегающий к основному металлу, был плотный и имел микротвердость 920 кгс/мм^2 . Максимальная толщина внутреннего слоя была около $0,30 \text{ мм}$. Наружный слой, толщиной около $0,25 \text{ мм}$, имел микротвердость 800 кгс/мм^2 . Располагавшийся под двухслойной окалиной обедненный легирующими элементами слой металла с микротвердостью 190 кгс/мм^2 имел толщину около $0,08 \text{ мм}$.

Испытанные образцы при температуре $580 \text{ }^\circ\text{C}$ в течение 1500 часов покрывались оксидной пленкой толщиной около 1 мм , толщина внутреннего слоя была около $0,42 \text{ мм}$ и толщина металла, обедненного легирующими элементами, достигла $0,07 - 0,14 \text{ мм}$.

Л и т е р а т у р а

1. И.П. Э п и к, Х.Х. А р р о, Э.Л. Т о м а н н. "Энергомашиностроение", № 10, 1964.
2. И.П. Э п и к, Э.Л. Т о м а н н. "Энергомашиностроение", № 3, 1966.
3. Х.Х. А р р о, Х.И. Т а л л е р м о, Э.Л. Т о м а н н, И.П. Э п и к. "Материалы конференции по процессам в минеральной части энергетического топлива", Таллин, 1969.
4. Руководящие указания "Методика расчета на окалиностойкость труб пароперегревателей из перлитных сталей", ЦКТИ, Ленинград, 1969.
5. Р. Ж а с к с о н "Mitt VGB", № 85, 1963.
6. Р. А л е х а н д е р. Mechanism of Corrosion Fuel Impurities, Butterworths, London, 1963.
7. А.З. К о н т о р о в с к и й, К.И. В а с ю ч к о в, Т.П. К у з н е ц о в а. "Теплоэнергетика", № 2, 1964.

A Laboratory Study of Oxidation of
Boiler Steel in the Combustion Products of
Oil-Shale

Summary

In this paper the results of laboratory investigations of high-temperature corrosion of steel 12X1MФ 12X2MФCP, ЭИ-758 and 1X18H12T are presented. The tests were carried out at temperatures in the range 500 - 650 °C and in 50 - 5000 h duration. The plots of weight loss with time were made. The constants for the formulas for calculating the loss of wall thickness are reported. On completion of the tests the oxide layers were examined metallographically.

УДК 620.193.53

621.181.8

Х.И. Таллермо, Арво А. Отс

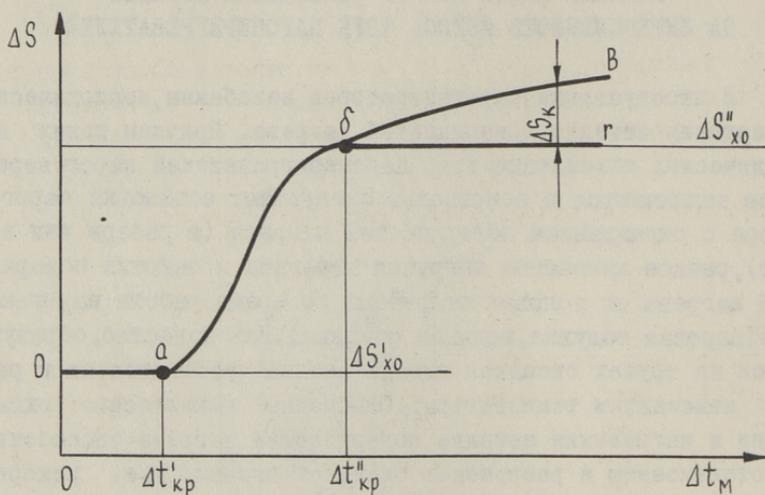
ВЛИЯНИЕ ЦИКЛИЧЕСКОГО ОХЛАЖДЕНИЯ МЕТАЛЛА НА ИНТЕНСИВНОСТЬ ИЗНОСА ТРУБ ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЕЙ

В эксплуатации парогенераторов неизбежны периодические охлаждения металла поверхностей нагрева. Причины таких периодических охладений труб пароперегревателей парогенераторов заключаются в основном в следующем: остановка парогенератора с охлаждением поверхностей нагрева (в резерв или в ремонт), резкое изменение нагрузки агрегата и очистка поверхностей нагрева от золовых отложений во время работы парогенератора (паровая обдувка, водяная обмывка). Как известно, образующаяся на трубах оксидная пленка весьма чувствительна к резким изменениям температуры. Отмеченные циклические охлаждения и нагревания металла поверхностей нагрева способствуют отслаиванию и разрушению оксидной пленки, т.е. ускоряют процесс коррозии труб. Если под воздействием резкого охлаждения металла оксидная пленка удаляется полностью, то после каждого удаления оксидной пленки коррозия начинает протекать снова с чистого металла и с максимальной скоростью. Поскольку интенсивность коррозии зависит от температуры поверхности по экспоненциальному закону, то такие периодические удаления (или разрушения) оксидной пленки крайне нежелательны, особенно для труб высокотемпературных поверхностей нагрева.

Можно предположить, что устойчивость оксидной пленки к циклическому охлаждению кроме глубины перепада температуры металла определяется также маркой стали, температурой поверхности нагрева и коррозионной активностью образующихся на трубах золовых отложений.

В настоящей работе рассматривается устойчивость оксидных пленок котельных сталей 12Х1МФ и 1Х18Н12Т к периодическому воздействию охлаждения труб обмывочной водяной струей и сделана попытка установить обобщенную зависимость интенсивности коррозии металла от перепада температур в трубе, возникающих при ее обмывке водой.

В условиях циклического охлаждения металла высокотемпературных поверхностей нагрева парогенераторов процесс износа труб можно теоретически выразить в виде схематической кривой, приведенной на фиг. 1.



Фиг. 1. Схематическая кривая зависимости износа от температурного перепада в металле.

На вертикальной оси нанесена глубина износа ΔS , а на горизонтальной оси максимальный перепад температуры в металле $\Delta t_M = t' - t''$ (t' — температура металла в стационарном состоянии, t'' — минимальная температура в цикле охлаждения металла), возникающий при его охлаждении. График построен для известного момента времени $\tau = m\tau_0$, где τ_0 обозначает период между циклами охлаждения и m — количество циклов.

При умеренных значениях Δt_M оксидная пленка на металле не разрушается и глубина износа не зависит от температурного перепада в металле (отрезок 0-а). Обозначаем Δt_M , отвечающем минимальному Δt_M , при котором начинается ускоряющее действие температурного перепада в металле на износ,

через $\Delta t'_{кр}$ и глубину износа в промежутке $0 - \Delta t'_{кр}$ через $\Delta S'_{x_0}$. Предполагая, что скорость коррозии подчиняется выражению

$$\Delta S = A\tau^n, \quad (1)$$

то глубину износа $\Delta S'_{x_0}$ выражаем формулой

$$\Delta S'_{x_0} = A(m\tau_0)^n. \quad (2)$$

Обозначаем температурный перепад в металле, при котором оксидная пленка разрушается полностью, через $\Delta t''_{кр}$ и соответствующую ему глубину износа через $\Delta S''_{x_0}$, тогда

$$\Delta S''_{x_0} = Am\tau_0^n. \quad (3)$$

В промежутке $\Delta t'_{кр} < \Delta t_m < \Delta t''_{кр}$ (отрезок а-б) происходит частичное разрушение оксидной пленки. В этом промежутке интенсивность износа труб с увеличением Δt_m увеличивается.

При заданной температуре металла отношение $\Delta S''_{x_0}/\Delta S'_{x_0}$ равно

$$\frac{\Delta S''_{x_0}}{\Delta S'_{x_0}} = \frac{1}{m^{n-1}}. \quad (4)$$

Видно, что отношение $\Delta S''_{x_0}/\Delta S'_{x_0}$ зависит только от количества циклов охлаждения металла m и показателя степени n . С увеличением n глубины износа $\Delta S''_{x_0}$ и $\Delta S'_{x_0}$ приближаются друг к другу и при кинетическом режиме окисления $\Delta S'_{x_0} = \Delta S''_{x_0}$. Таким образом, одним из основных факторов, определяющих интенсивность износа металла в условиях циклического охлаждения, кроме Δt_m является также чувствительность металла к воздействию коррозионно-активных компонентов продуктов сгорания топлива.

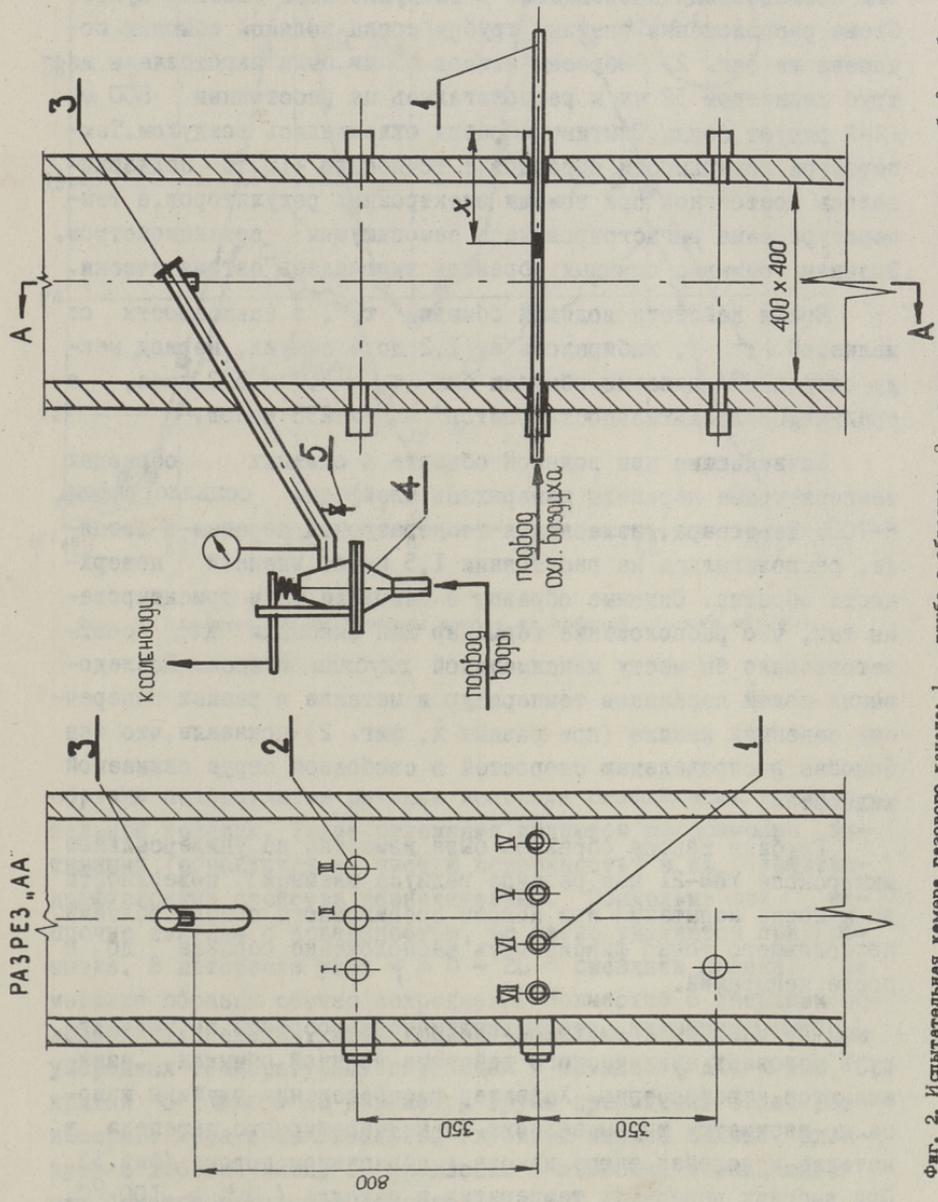
Изображенная на фиг. 1 кривая о-а-б-г характеризует износ таких металлов, которые являются нечувствительными к резким изменениям температуры. Однако для сталей, которые могут иметь межкристаллитную или транскристаллитную коррозию, глубина износа при $\Delta t_m > \Delta t''_{кр}$ может превышать величину $\Delta S''_{x_0}$ (отрезок б-в). Вследствие резкого изменения температуры связи между кристаллами могут ослабляться и металл выкрашивается. В таком случае к глубине износа $\Delta S''_{x_0}$ добавляется еще величина ΔS_k .

Для установления характера зависимости $\Delta S = F(\Delta t_m)$ в условиях циклического охлаждающего действия на металл струи воды, были проведены соответствующие исследования на газовом шунте, описание конструкции которого приведено в [1]. Опыты проводились в запыленном сланцевой золой потоке газов при температурах металла 500 и 600 °С. Температура газов, обтекающих в расположенные в шунт опытные образцы, была в пределах 725 - 800 °С и скорость 6-8 м/с. Исследование влияния Δt_m на характер износа высокотемпературных поверхностей нагрева состояла из двух этапов.

Целью первого этапа было установление влияния температуры металла и времени на глубину износа труб и определение входящих в выражение (I) коэффициентов A и n (необходимые для расчета $\Delta S'_{x_0}$ и $\Delta S''_{x_0}$) при отсутствии циклического охлаждения металла. Эти опыты проводились в интервале времени 2 - 130 часов. На основе обработки опытных данных было установлено, что для стали I2XIMФ показатель степени $n = 0,4$ и коэффициент $A = 4,1 \cdot 10^{-3}$ мм/ч при 500 °С и при температуре 600 °С - $A = 1,01 \cdot 10^{-2}$ мм/ч; для стали IXI8H12 соответствующие коэффициенты следующие: $n = 0,75$, $A = 2,2 \cdot 10^{-4}$ мм/ч при 500 °С и $A = 6,2 \cdot 10^{-4}$ мм/ч при 600 °С.

Из представленных данных видно, что сталь IXI8H12T имеет значительно более высокое значение n , чем сталь I2XIMФ. Такое заметное отличие в показателях n объясняется большой разницей содержания хрома в этих металлах. С повышением количества хрома в металле показатель степени n заметно увеличивается. Это, по-видимому, вызвано более сильным влиянием хлоридов на процесс коррозии высокохромистых сталей. Образовавшийся в течение 3-8 часов на опытных образцах тонкий первоначальный слой отложений сильно обогащается хлором (4,8 - 5,5 %), щелочными металлами (12,3 - 12,6 %) и серой (19,3 - 22,0 % при пересчете на SO_3). Как показали опыты Александра [2], под влиянием хлоридов в процессе окисления высокохромистых сталей может образовываться треххлористый хром, который улетучивается.

Поскольку показатель n у стали I2XIMФ ниже, чем у стали IXI8H12T, то соотношение $\Delta S''_{x_0} / \Delta S'_{x_0}$ в первом случае выше, т.е. влияние полного периодического снятия оксидной пленки на интенсивность коррозии стали I2XIMФ выше.



Фиг. 2. Испытательная камера газового канала: 1 - труба с образцом, 2 - отверстие для установки труб, 3 - обмы-
вочная труба с соломом, 4 - клапан, 5 - дренажный вентиль.

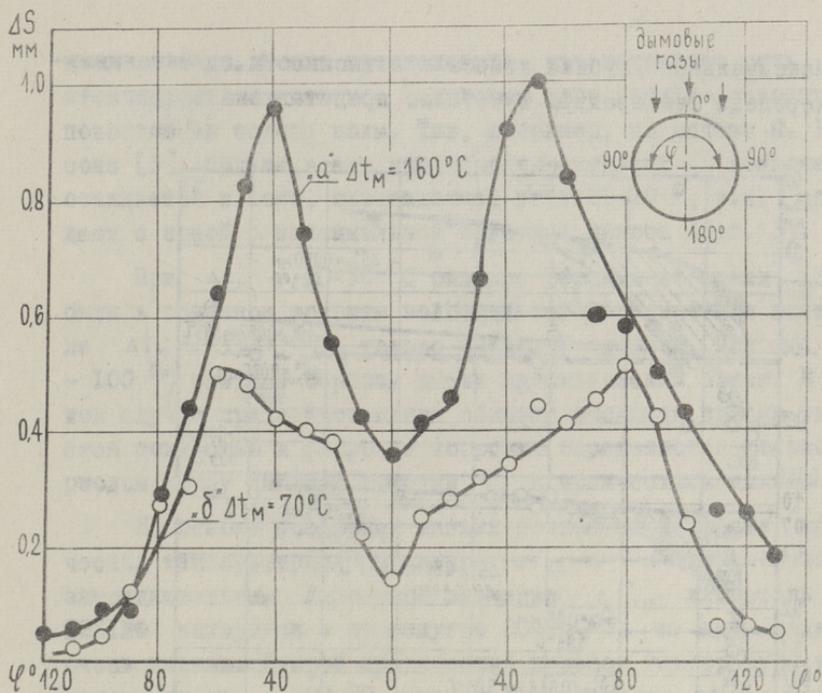
Целью второго этапа исследования было определение влияния циклического охлаждения металла на интенсивность износа. Эти исследования проводились в вышеуказанном газовом шунте. Схема расположения опытных труб и сопла водяной обмывки показана на фиг. 2. Образцы длиной 45 мм были изготовлены из труб диаметром 32 мм и располагались на расстоянии 800 мм (2-й ряд) от сопла. Опытные образцы охлаждались воздухом. Температура поверхности образцов с точностью $\pm 10^\circ\text{C}$ поддерживалась постоянной при помощи электронных регуляторов, а температура сама регистрировалась самопишущим потенциометром. Водяная обмывка опытных образцов включалась автоматически.

Время действия водяной обмывки τ_c , в зависимости от желаемой Δt_m , выбиралось от 1,2 до 4 секунд. Период между очередными циклами обмывки был $\tau_o = 4,7 - 5,2$ часа, а средняя продолжительность опытов $\tau_{оп} = 258$ часов.

Возникающие при водяной обмывке в опытных образцах температурные перепады измерялись шлейфовым осциллографом Н-700. Термопара, измеряющая температурный перепад в металле, располагалась на расстоянии 1,5 мм от внешней поверхности образца. Опытные образцы в газоходе были ориентированы так, что расположение термопар для фиксации Δt_m соответствовало бы месту максимальной глубины износа. Исследования полей перепадов температур в металле в разных поперечных сечениях канала (при разных x , фиг. 2) показали, что они подобны распределению скоростей в свободной струе сжимаемой жидкости.

Глубина износа образцов была измерена на универсальном микроскопе УИМ-2I как разница радиуса внешней поверхности до и после испытания при помощи специального приспособления, позволяющего точно фиксировать расположение образца до и после испытаний.

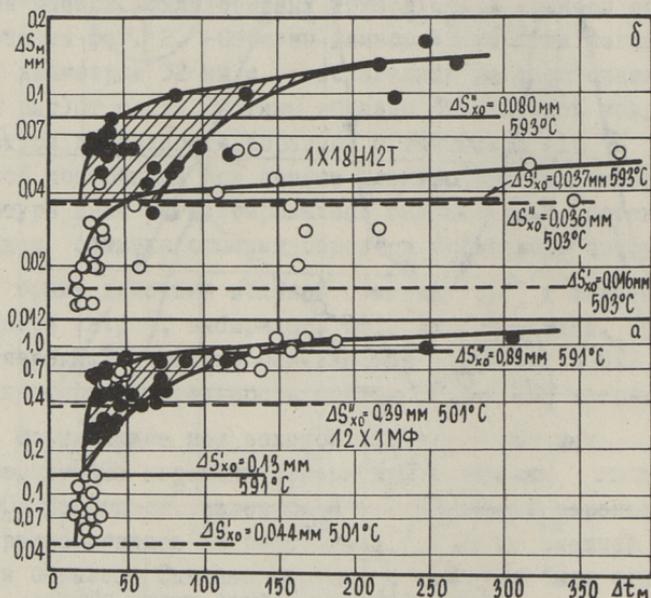
Опыты показали, что цилиндрические образцы по периметру в условиях циклического действия водяной обмывки изнашиваются неравномерно. Характер распределения глубины износа по периметру трубы зависит от температурного перепада в металле и подобен эпюре износа в абразивном потоке (фиг.3). При высоких перепадах температур в металле ($\Delta t_m \geq 100^\circ\text{C}$, кривая а) максимальная глубина износа располагается в пределах угла $30 - 70^\circ$ от лобовой линии. В этом пределе



Фиг. 3. Характер эпюры глубины износа на лобовой стороне образца.

образцы покрываются рыхлыми оловыми отложениями незначительной толщины. Такие отложения являются коррозионно активными (образуются на чистую поверхность) и их защитно-диффузионные свойства незначительны. Поскольку они непрочны связаны с поверхностью, то легко удаляются при обмывке. В интервале угла $\varphi = 0 - 20^\circ$ оксидная пленка на металле образца обычно сохраняется совместно с твердыми оловыми отложениями, имея хорошие защитные свойства. При умеренных температурных перепадах в металле ($\Delta t_M \leq 100^\circ\text{C}$, кривая б) износ по периметру трубы происходит более равномерно. Зона с максимальной глубиной износа больше сдвинута с лобовой линии по сравнению с износом, возникающим при больших перепадах температур.

Максимальная глубина износа в зависимости от максимального перепада температуры в металле представлена на фиг. 4.



Фиг. 4. Зависимость максимальной глубины износа от максимального температурного перепада в металле образца:
 а - сталь 12X1MΦ; б - сталь 1X18H12T;
 о - 501 - 503 $^{\circ}\text{C}$; ● - 591 - 593 $^{\circ}\text{C}$.

На этой фигуре в виде горизонтальных линий нанесены глубины износа $\Delta S'_{x0}$ и $\Delta S''_{x0}$, определенные соответственно по формулам (2) и (3) на основании установленных коэффициентов A и n .

Видно, что до $\Delta t_M = 20 - 30$ $^{\circ}\text{C}$ циклическое охлаждение металла на коррозию сталей 12X1MΦ и 1X18H12T заметно не влияет.

На максимальной глубине износа стали 12X1MΦ в зависимости от Δt_M температура металла заметного влияния не имеет (фиг. 4а). При средних температурах стенки 501 и 591 $^{\circ}\text{C}$ с увеличением Δt_M кривые $\Delta S_M = F(\Delta t_M)$ приближаются к горизонтальной прямой, соответствующей глубине износа $\Delta S''_{x0} = 0,89$ мм. Такая зависимость $\Delta S_M = F(\Delta t_M)$ для стали 12X1MΦ при температуре 500 $^{\circ}\text{C}$ требует дополнительного

исследования. Можно предположить, что известную роль при этом играет селективное осаждение коррозионно-активных компонентов из потока воды. Так, например, по данным П. Джексона [3], больше всего коррозионно-активных компонентов осаждается в зоне, охватывающей угол 20-70°, т.е. совпадает с зоной с максимальной глубиной износа (фиг. 3).

При $\Delta t_m < 20-30^\circ\text{C}$ опытные образцы из стали 12Х1МФ были в основном покрыты золотыми отложениями, а в интервале $\Delta t_m = 30-70^\circ\text{C}$ только оксидной пленкой. При $\Delta t_m > 70-100^\circ\text{C}$ опытные образцы имели металлический блеск. В таком случае при каждом цикле обмывки оксидная пленка удаляется полностью и скорость коррозии определяется только периодом между циклами очистки τ_0 и количеством циклов m .

На основе имеющихся данных точное определение критических температурных перепадов $\Delta t'_{кр}$ и $\Delta t''_{кр}$ оказалось затруднительным. Вероятное значение $\Delta t'_{кр}$ для стали 12Х1МФ находится в промежутке 20-30°C, то есть является очень низким. Второй критический перепад температуры в металле при $t_{ст} = 590^\circ\text{C}$ находится в пределах $\Delta t''_{кр} = 40-70^\circ\text{C}$. Второй критический перепад температуры, соответствующий температуре поверхности $t_{ст} = 501^\circ\text{C}$, определить трудно, поскольку кривая $\Delta S_m = F(\Delta t_m)$ не приближается к горизонтальной прямой, а пересекает ее. Точке пересечения кривой $\Delta S_m = F(\Delta t_m)$ с горизонтальной прямой $\Delta S''_{x0}$ при $t_{ст} = 501^\circ\text{C}$ соответствует область температурных перепадов $\Delta t_m = 30-40^\circ\text{C}$. Начиная от $\Delta t_m = 100-120^\circ\text{C}$ при $t_{ст} = 590^\circ\text{C}$ и $\Delta t_m = 40-50^\circ\text{C}$ при $t_{ст} = 501^\circ\text{C}$ глубина износа уже мало зависит от Δt_m .

Полное разрушение оксидной пленки стали 12Х1МФ при $m = 50$ ускоряет процесс износа в 6-9 раз (при 500 и 600°C).

Резюмируя сказанное, необходимо отметить, что сталь 12Х1МФ является очень чувствительной к температурным перепадам. Этим выводом можно объяснить и сильный износ труб из стали 12Х1МФ пароперегревателей пылесланцевых парогенераторов вблизи сопел обдувочных аппаратов, где имеют место резкие колебания температуры металла.

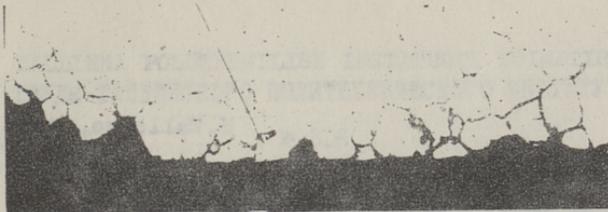
На фиг. 4б представлена зависимость глубины износа стали 1Х18Н12Т от Δt_m при температурах металла 503 и

593 °С. Характер расположения золотых отложений на поверхности образцов в зависимости от значений Δt_m такой же, как у стали I2XIMФ. Первый критический перепад температуры в металле при температуре стенки $t_{ст} = 503$ °С равен $\Delta t'_{кр} = 20-30$ °С и при $t_{ст} = 593$ °С — $\Delta t'_{кр} = 30-70$ °С. Имеет место заметное влияние температуры металла на глубину износа. Второй критический температурный перепад при $t_{ст} = 593$ °С равен $\Delta t''_{кр} = 80-100$ °С и при $t_{ст} = 503$ °С — $\Delta t''_{кр} = 40-70$ °С. Таким образом, полное разрушение оксидной пленки стали IXI8NI2T при $m = 50$ ускоряет износ примерно в 5 раз, т.е. скорость коррозии у стали IXI8NI2T ускоряется в меньшей мере, чем у стали I2XIMФ. Это вызвано более сильным влиянием коррозионно-активных компонентов сланцевой золы на высокохромистые стали (показатель степени n для стали IXI8NI2T выше, чем для стали I2XIMФ).

При $\Delta t_m > \Delta t''_{кр}$ циклическое охлаждение стали IXI8NI2T уже мало влияет на глубину износа, хотя имеется тенденция увеличения ΔS_m . Так, например, при $t_{ст} = 593$ °С и при изменении Δt_m от 100 до 250 °С ($> \Delta t''_{кр}$) глубина износа увеличивается приблизительно на 40 %, в то же время, как изменение Δt_m на 10 °С в промежутке $\Delta t'_{кр} - \Delta t''_{кр}$ может вызвать увеличение интенсивности износа до 2,5 раз.

Металлографическое исследование образцов показало, что микроструктура стали I2XIMФ и IXI8NI2T за счет циклического воздействия водяной обмывки в течение 258 часов при всех режимах испытания не изменялось и является нормальной для этих марок сталей. При всех режимах обмывки и при температурах металла 500 и 600 °С на наружной поверхности стали I2XIMФ трещины не были обнаружены. На наружной поверхности всех исследованных образцов из стали IXI8NI2T имеет место скопление межкристаллитных трещин (фиг. 5). Имеется тенденция увеличения глубины межкристаллитных трещин с увеличением температуры стенки и температурного перепада в металле. В зависимости от режима опытов, максимальная глубина межкристаллитных трещин, обнаруженных на поверхности металла IXI8NI2T, колеблется в пределах от 0,13 до 0,29 мм.

Обсуждая кривые $\Delta S_m = F(\Delta t_m)$ отметим, что они получены в условиях, когда температурный перепад в металле был измерен на расстоянии 1,5 мм от внешней поверхности. Поскольку температурный перепад в металле в условиях резкого его



Фиг. 5. Скопление межкристаллитных трещин на наружной поверхности образца.

охлаждения увеличивается в сторону внешней поверхности, то расположение кривых на плоскости $\Delta S_m - \Delta t_m$ меняется с изменением геометрических точек измерения температурного перепада в металле. Можно предположить, что такое передвижение кривых может иметь место только в горизонтальном направлении и к определенным значениям критических перепадов температур добавляется дополнительная величина $\pm \Delta t$ от месторасположения измерения перепада температур в металле. Также необходимо обратить внимание на то, что изменение температуры в оксидной пленке является более резким, чем в самом металле, поскольку коэффициент теплопроводности окислов меньше, чем коэффициент теплопроводности металла. Поэтому кривые $\Delta S_m = F(\Delta t_m)$ в количественном отношении сравнимы между собой только тогда, когда они получены в строго одинаковых условиях измерения температурного перепада, но качественный характер этих кривых при этом изменяется мало.

Л и т е р а т у р а

1. Х.И. Таллермо. Високотемпературная коррозия стали I2XIMФ в условиях виброочистки. Труды ТПИ, серия А, № 232, 1966.

2. P. Alexander. Mechanism of Corrosion Fuel Impurities. Butterworths, London, 1963.

3. P. Jackson. Mechanism of Corrosion Fuel Impurities. Butterworths, London, 1963.

H. Tallermo, Arvo Ots

The Effect of Cyclic Cooling on the
Loss of Wall Thickness of Superheater Tubes

Summary

In the paper the persistence of the oxide layers of steel 12X1MΦ and 1X18H12T in the cyclic cooling conditions by shoot blowing with water is calculated. The oxide layers are not damaged by small gradients of temperature and the loss of wall thickness is not rated. By high-level gradients of temperature the oxide layers are damaged by each following shoot blowing and the loss of wall thickness is accelerated.

УДК 621.187.149

А.Ф. Гаврилов, Арво А. Отс, Т.А. Пиркер,
Х.О. Мээлак, А.Н. Семенов

КОМБИНИРОВАННЫЙ ВОЗДУХОПОДОГРЕВАТЕЛЬ

При сжигании эстонских сланцев, фрезерного торфа и некоторых других топлив для обеспечения длительной надежной работы трубчатых воздухоподогревателей требуется подавать в них подогретый воздух. Температура подогрева воздуха выбирается из условия предотвращения выпадения росы водяных паров или паров серной кислоты на наиболее "холодных" участках труб. При этом следует иметь в виду, что температура первых рядов труб трубчатого воздухоподогревателя определяется главным образом температурой входящего воздуха, которая отличается от нее всего на 5-10 °С. Последнее происходит вследствие того, что вблизи обмуровки газохода скорость дымовых газов ниже, чем в зоне активного движения, и, следовательно, расход газов через трубы первых одного-двух рядов значительно меньше. Температура воздуха, омывающего эти ряды, тоже минимальная. Поэтому температура воздуха, поступающего в трубчатый воздухоподогреватель, должна поддерживаться выше температуры конденсации влаги. В сланцевых котлах достаточно подавать нагретый до 60-70 °С воздух на вход воздухоподогревателя.

Подача в воздухоподогреватель подогретого воздуха снижает температурный напор в нем и ухудшает его тепловую эффективность, приводя к снижению экономичности агрегата. Повысить к.п.д. котла путем снижения температуры газов, покидающих котел, не ухудшая температурный напор в трубчатом воздухоподогревателе и его температурный режим, можно за счет установки перед последним комбинированного воздухоподогревателя. В таком воздухоподогревателе воздух нагревается до необходимой температуры теплом дымовых газов.

Комбинированный воздухоподогреватель представляет собой пучок заглушенных с обоих концов труб, имеющих некоторый наклон к горизонтали. Трубы примерно наполовину заполнены жидким теплоносителем, например водой, а из остального пространства удален воздух. Нижняя часть каждой трубы помещена в газоход, верхняя в воздуховод. Кроме того, нижние концы труб, выходящие из газохода, заключены в специальную нагревательную камеру, которая может обогреться по необходимости водой или паром. Газоход, воздуховод и камера разделены друг от друга плотными перегородками.

При работе котла теплоноситель под воздействием тепла дымовых газов закипает, а образующийся пар поступает в омываемую воздухом верхнюю часть трубы, где конденсируется, передавая тепло воздуху. Конденсат стекает в нижнюю часть трубы и т.д. В отдельной трубке непрерывно протекают процессы кипения и конденсации — каждый в своем объеме. По ходу дымовых газов температура труб по мере перехода от одного горизонтального ряда к другому снижается, поскольку каждый ряд труб работает при своей температуре (а значит, и давлении), определяемой температурами теплообмениваемых сред и их коэффициентами теплоотдачи.

Температурный режим указанного воздухоподогревателя, несмотря на пониженный уровень температур газа и воздуха, оказывается более благоприятным, чем в трубчатом, так как в нем, как показали испытания, минимальная температура стенки равняется, а в некоторых случаях и выше средней между температурами газа и воздуха в рассматриваемом сечении. Это одно из основных преимуществ комбинированного воздухоподогревателя, позволяющее использовать его для более глубокого охлаждения дымовых газов при сжигании влажных и малосернистых топлив.

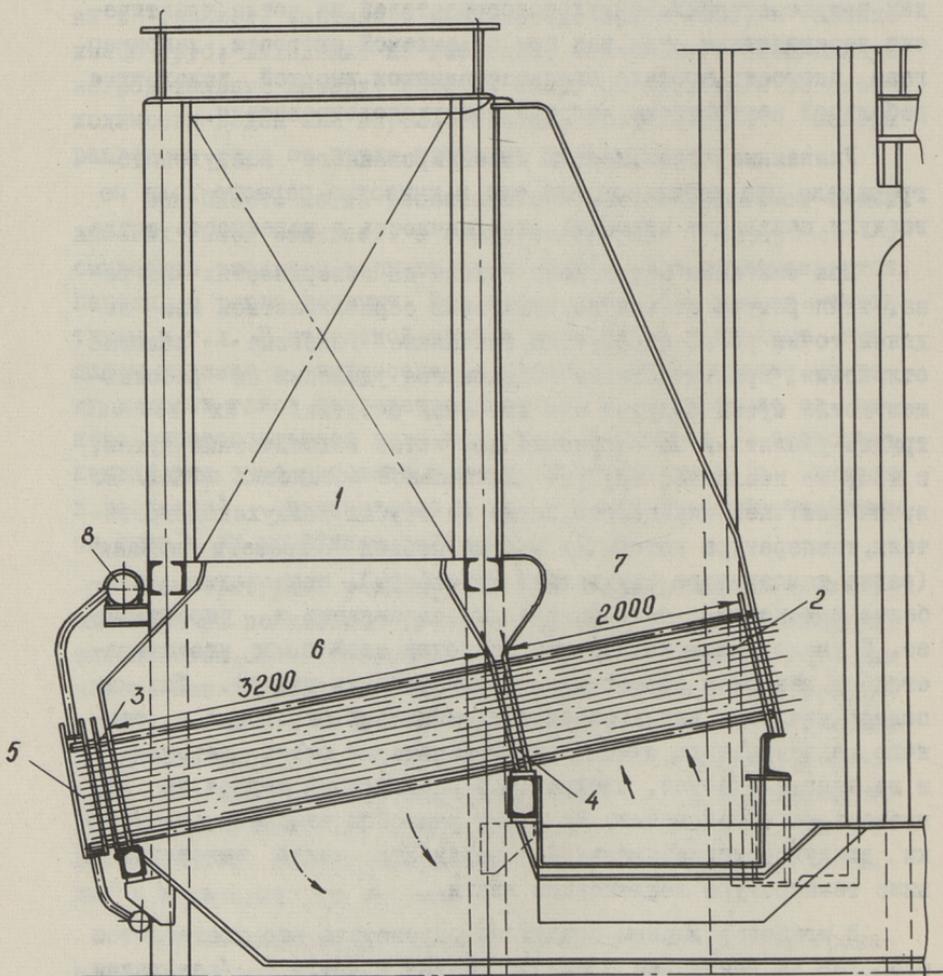
Другое достоинство рассматриваемого воздухоподогревателя — высокая плотность, являющаяся следствием наименьшей из известных рекуперативных воздухоподогревателей площади, разграничивающей газовый и воздушный потоки. Первоначальная плотность воздухоподогревателя сохраняется даже в случае сквозного повреждения отдельных труб из-за абразивного износа или коррозии, поскольку всегда неповрежденной остается часть трубы, которая омывается воздухом.

Положительной особенностью воздухоподогревателя является легко реализуемая возможность невысокого (всего на 10-50 °С) подогрева воздуха, так как его поверхность размещается в двух не связанных друг с другом коробах для прохода воздуха и газа, размеры которых определяются только скоростями воздуха и газа. Низкий подогрев воздуха в других видах рекуперативных воздухоподогревателей на котле практически неосуществим, так как при приемлемой скорости, например газа, скорость воздуха окажется слишком высокой вследствие небольшой поверхности нагрева воздухоподогревателя.

Указанные преимущества комбинированного воздухоподогревателя при использовании его в качестве первого хода по воздуху позволяют повысить экономичность и надежность котла.

При сжигании эстонского сланца на поверхностях нагрева, температура стенки которых ниже сернистой или водяной точки росы, образуются связанные гипсовые золы, практически не поддающиеся удалению на работающем котле путем обдувки или дробевой очистки. Их весьма трудно удалить и на остановленном котле механическим путем, к тому же последнее требует длительной остановки котла. Во время растопки сланцевого котла на трубах воздухоподогревателя, температура которых в первый период времени низкая (равна температуре окружающей атмосферы), происходит особенно интенсивное налипание золы, связывание и упрочнение ее. С увеличением количества растопки слой золы увеличивается и тепловая эффективность поверхности падает. Так как полное удаление прочносвязанных сланцевых отложений с тесного конвективного пучка труб практически очень затруднено и не всегда удается, следует и в растопочный период не допускать их образования. Во время растопки температуру стенки воздухоподогревательной поверхности важно выдерживать выше температуры конденсации влаги.

В комбинированном воздухоподогревателе это достигается тем, что за некоторое время до растопки котла (зажигания мазутных и сланцевых горелок) в нагревательную камеру подается пар, который передает свое тепло воде, заключенной внутри труб воздухоподогревателя. Вода закипает, обогревая участки труб, находящиеся в газоходе. Температуру труб в период растопки можно довести до величины, исключающей кон-



Фиг. 1. Компоновка комбинированного воздухоподогревателя на котле ТП-17.

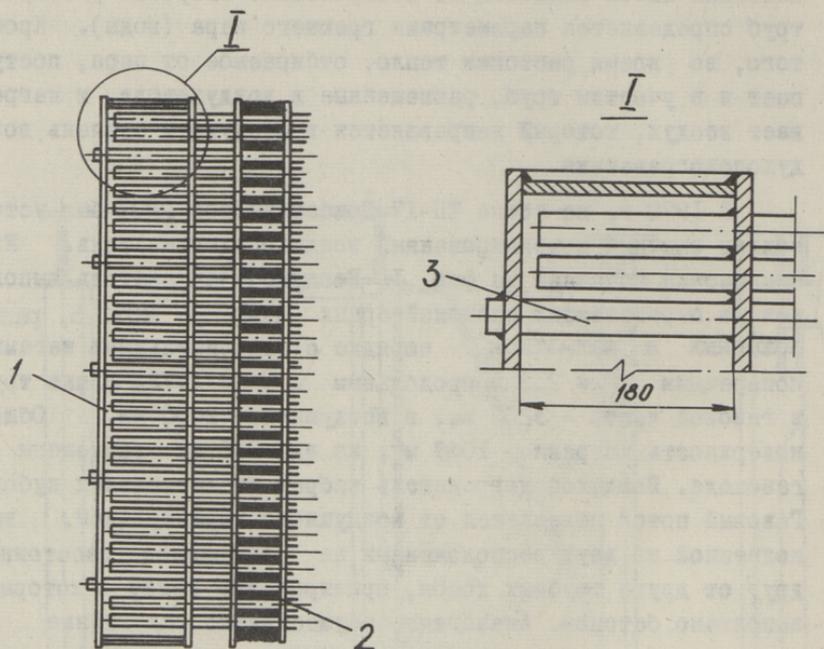
1 - трубчатый воздухоподогреватель, 2 - комбинированный воздухоподогреватель, 3, 4 - перегородка с бетонным уплотнением, 5 - нагревательная камера, 6 - газопровод, 7 - воздухопровод, 8 - коллектор греющего пара.

денсацию любой жидкости на поверхности. Скорость разогрева труб определяется параметрами греющего пара (воды). Кроме того, во время растопки тепло, отбираемое от пара, поступает и в участки труб, размещенные в воздуховоде, и нагревает воздух, который направляется в следующую ступень воздухоподогревателя.

В 1970 г. на котле ТП-17 Прибалтийской ГРЭС был установлен опытный комбинированный воздухоподогреватель. Его компоновка показана на фиг. 1. Воздухоподогреватель выполнен из отработавших экономайзерных труб ϕ 23x3,5, расположенных в шахматном порядке с относительными шагами: поперечным $\frac{s_1}{d} = 2,5$ и продольным $\frac{s_2}{d} = 1,72$. Длина труб в газовой части - 3200 мм, в воздушной - 2000 мм. Общая поверхность нагрева - 1069 м², из них 656 м² размещены в газоходе. Воздухоподогреватель набран из нескольких кубов. Газовый поток отделяется от воздушного перегородкой, выполненной из двух расположенных на небольшом расстоянии друг от друга трубных досок, пространство между которыми заполнено бетоном. Аналогично осуществлено уплотнение в месте выхода труб из газохода и входа их в нагревательную камеру.

Конструктивно нагревательная камера (см. фиг. 2) представляет собой прямоугольную коробку, сваренную из листовой стали. Для обеспечения прочности камеры часть труб (анкерные) пропущена через ее наружную стенку и обварена, другая часть труб консольно расположена в камере. Все трубы привариваются к внутренней трубной доске.

При работе воздухоподогревателя температура труб изменяется и она выше, чем в условиях монтажа. Температурные удлинения труб решены следующим образом. В воздуховоде каждая труба имеет возможность свободно удлиняться от перегородки вправо (см. фиг. 1) за счет перемещения их в крайней трубной доске, отверстия в которой несколько больше диаметра труб. В газоходе трубы жестко закреплены в двух перегородках, и их удлинение компенсируется как прогибом труб, так и сдвигом крайней перегородки. Компенсация газохода достигается за счет конфигурации обшивки, допускающей деформацию, и специальных компенсаторов.



Фиг. 2. Нагревательная камера:

1 - нагревательная камера, 2 - уплотняющий бетон,
3 - анкерная труба.

Проведенные балансовые испытания смонтированного воздухоподогревателя показали, что при нагрузках котла в пределах 130-180 т/ч в среднем достигается снижение температуры уходящих газов со 175-180 до 158-163 °С, а подогрев воздуха составил $\pm 25 - 30$ °С. Средняя скорость дымовых газов в комбинированном воздухоподогревателе при максимальной нагрузке котла не превышала 8,6 м/с. По измерениям во время стационарной работы котла в этих условиях минимальная температура стенки на наименьшей нагрузке не опускалась ниже 108 °С. Такие температуры поверхности исключают выпадение влаги на трубах во время эксплуатации котла и определяют работу труб в условиях сыпучих золовых отложений. Чтобы создать благоприятные условия для труб в растопочный период, за 1-1,5 часа до зажигания мазутных форсунок в нагревательную камеру (см. фиг. 2) подавался слабо перегретый или насыщенный пар давлением около

0,2 МПа. К концу указанного периода температура труб в газовой части повышается до 110 °С. После набора нагрузки подача пара прекращается. Таким образом, и в растопочный период на трубах исключается выпадение влаги и образование гипсовых отложений.

Осмотр поверхности после трех месяцев работы котла полностью подтвердил сказанное. Трубы по всей глубине пакета оказались практически чистыми, периодическая очистка их во время работы котла не требуется.

Реконструкция хвостовых поверхностей нагрева с установкой комбинированного воздухоподогревателя позволила за счет снижения температуры уходящих газов повысить экономичность котла, разгрузить дымосос и, следовательно, увеличить нагрузку агрегата, повысить эффективность работы электрофильтров вследствие уменьшения объемов дымовых газов, снизить расход электроэнергии на собственные нужды.

A.Gavrilov, Arvo Ots, T.Pirker, H.Meelak, A.Semyonov

Combined Air Preheater

Summary

Construction of combined air preheater for air preheating before the inlet into tube type airheater is described and its preferences are discussed. Constructional data of combined air preheater installed in the boiler TP-17 of Baltic Power Station are presented and main results of balance trials are reported in this paper.

УДК 662.613:661.31

Агу А. Отс

ИССЛЕДОВАНИЕ ОСАЖДЕНИЯ КАЛИЕВЫХ СОЕДИНЕНИЙ НА ЦИЛИНДРИЧЕСКУЮ ПОВЕРХНОСТЬ

В настоящей работе исследовано осаждение калиевых соединений из продуктов сгорания на цилиндрическую поверхность. Рассматривается начальный этап возникновения осадений.

Разработана методика исследования и проведен ряд опытов. Опытная установка состоит из следующих основных узлов: камера сгорания, горелка с форсункой, канал для охлаждения продуктов сгорания, канал с тепловой изоляцией, зонд, на котором происходило осаждение присадки, азотная камера, микрофотоустановка. Канал с тепловой изоляцией длиной 600 мм предназначен для продления пребывания присадки в продуктах сгорания перед осаждением. В качестве горючего использовался этиловый спирт, в котором была растворена калиевая присадка в виде гидрокиси. Содержание калия в продуктах сгорания составляло 1 вес. %. Окислителем был воздух с коэффициентом избытка $\alpha = 1,05 - 1,07$. Длительность осаждения присадки на зонд находилась в пределах от 5,5 до 360,8 с. Скорость продуктов сгорания перед зондом была в среднем 1,65 м/с. Температуры поверхности зонда и продуктов сгорания у зонда были соответственно примерно 450 и 700 °С. Температура в камере сгорания в каждом опыте превышала 1450 °С. После каждого осаждения зонд для исследования и фотографирования вынимали в камеру, заполненную азотом.

При условиях настоящих опытов (1 % калия, атмосферное давление) весь калий в продуктах сгорания практически находится в виде КОН [1]. В этих же условиях КОН имеет температуру насыщения 830 °С [2]. Это значит, что КОН начина-

ет конденсироваться на теплообменных поверхностях, которые имеют температуру ниже 830°C . При этом KOH реагирует с находящимися в продуктах сгорания CO_2 и превращается в карбонат:



Если продукты сгорания охлаждаются при температуре ниже 830°C , то в них возникают мельчайшие частицы карбоната калия K_2CO_3 , которые осаждаются из газового потока на теплообменные поверхности, образуя рыхлые отложения [3,4].

В опытной установке осаждение калиевых соединений производили на цилиндрический охлаждаемый зонд диаметром 15,5 мм, изготовленный из нержавеющей стали. Зонд находился вертикально в прямоугольном канале размером 50 x 60 мм и был прикрыт колпачком. Колпачок вынимали во время осаждения. После осаждения зонд опять прикрывали колпачком и вынимали в камеру, наполненную азотом. В этой камере зонд охлаждался до комнатной температуры. Исследование и фотографирование осадений на зонде осуществляли в атмосфере азота при комнатной температуре. Фотографировали через микроскоп с увеличением в 400 раз при помощи микрофотоустановки. Размеры и структура частиц отложений определялись по фотографиям.

Опытные данные и основные результаты приведены в таблице I. Результаты, представленные в таблице и в последующих графиках, относятся только к середине передней части зонда.

Время осаждения варьировали в широких пределах. Это дало возможность наблюдать возникновение отложений на поверхности зонда от появления первых частиц до образования слоя. Температура продуктов сгорания перед зондом была ниже температуры насыщения KOH , что вызвало появление частиц K_2CO_3 уже в потоке газа.

По периметру зонд покрывался осадениями неравномерно. На передней части зонда накапливалось больше отложений, чем на задней. При этом больше всего осадений наблюдалось в середине передней части, меньше всего на 45° от середины задней части зонда. Размеры частиц отложений изменялись аналогичным образом: самые крупные находились на передней час-

ти, а самые мелкие - на задней части зонда. Например, в случае опыта № 4 средний размер частиц в середине передней части зонда оказался 4,1 мкм, а на противоположной стороне лишь 1-2 мкм. Крупные и средние частицы имели сложную структуру. Они образованы из более мелких частиц размерами 1 мкм и меньше.

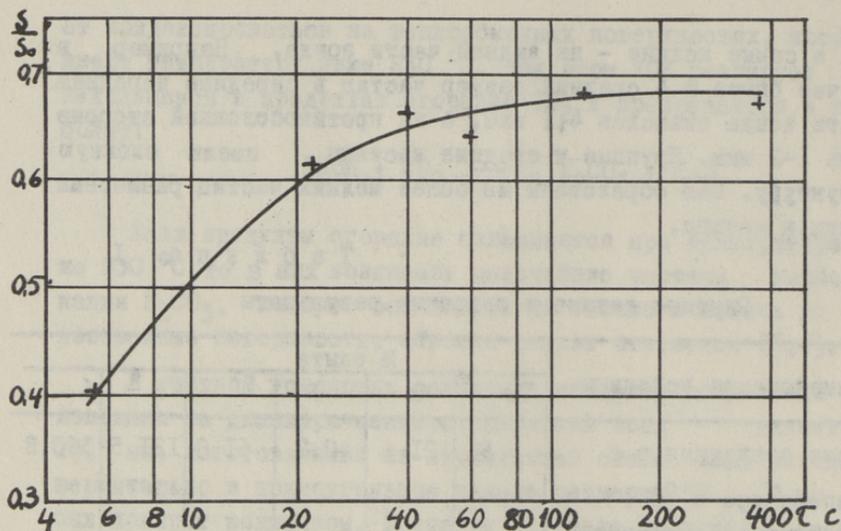
Т а б л и ц а I

Опытные данные и основные результаты

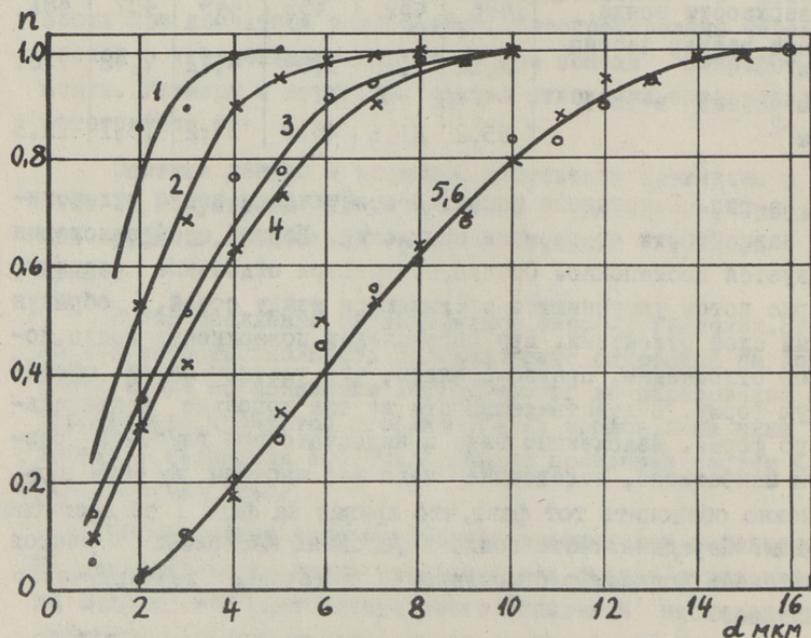
Наименование величины	№ опыта					
	I	2	3	4	5	6
Время осаждения в с	5,5	21,6	40,7	61,0	121,5	360,8
Температура в °С						
продуктов сгорания						
перед зондом, средняя	698	684	684	665	674	730
на оси канала	730	720	720	700	710	770
стенки канала около						
зонда	381	369	350	330	330	350
поверхности зонда	456	439	455	449	457	481
Средний размер частиц						
в мкм	2,21	2,70	3,69	4,12	7,48	7,61
Число частиц в тыс.						
на мм ⁻²	95,2	81,6	46,9	37,2	13,1	12,5

На фиг. 1 показано покрытие поверхности зонда отложением в зависимости от времени осаждения. Первый слой отложения образуется постепенно. Сперва появляются отдельные частицы, которые потом укрупняются и сливаются между собой, образуя рыхлый слой отложений. При определении поверхности зонда, покрытой отложением, предполагалось, что частицы имеют сферическую форму. В действительности же они довольно неправильные по форме. Изложенным выше и недостаточной глубиной резкости микроскопа, вследствие чего все частицы не были видны, можно объяснить тот факт, что кривая на фиг. 1 не достигает единицы. Передняя часть зонда в условиях настоящих опытов покрывалась полностью отложением в течение двухминутного осаждения.

На фиг. 2 приведены интегральные распределения частиц отложений по размерам, в зависимости от времени осаждения.



Фиг. 1. Зависимость покрытия поверхности зонда отложением от времени:
 ξ_0 - поверхность исследованной части зонда,
 ξ - поверхность, занимаемая частицами.



Фиг. 2. Интегральные распределения частиц осадений по размерам:
 n - доля частиц диаметром меньше d ,
 1 - время осаждения 5,5 с, 2 - 21,6 с, 3 - 40,7 с,
 4 - 81,0 с, 5, 6 - 121,5 и 380,8 с.

Эти кривые характеризуют повышение значения крупных частиц в отложениях с увеличением времени осаждения. Вместе с тем уменьшается общее число частиц. Это свидетельствует о том, что в газовом потоке перед зондом находились только мелкие частицы. В процессе осаждения к первым мелким частицам на зонде прибавляются новые из потока. Одновременно происходит конденсация КОН на частицах. Этими причинами объясняется их укрупнение.

В дальнейшем исследовании осаждения калиевых соединений предусмотрены и на других температурных режимах, особенно в районе образования плотных отложений.

Л и т е р а т у р а

1. S. W a y, W. E. Y o u n g, L. S. T u b a, R. L. C h a m-
b e r s. Trans. of the ASME, V. 87, ser. A, № 2, 1965.
2. Справочник химика, т. I, изд. "Химия" М., 1966.
3. Магнитогидродинамический метод получения электро-
энергии, изд. "Энергия", М., 1968.
4. М. А. С т ы р к о в и ч, И. Л. М о с т и н с к и й,
М. А. Л а р и ч е в а. Теплофизика высоких температур, т. 7,
№ 6, 1969.

Agu Ots

An Investigation of the Precipitation of Potassium Compounds to the Cylindric Probe

Summary

Initial stage of formation of the deposition of potassium compounds by precipitation from flue gases is considered in the paper. Solution of potassium hydroxide in ethanol is used as the fuel. The test rig and the method of investigation are described. The integral particle size distribution in the deposition is presented.

УДК 536.244:621.181.8

А.Д. Вески, И.Р. Микк

ИССЛЕДОВАНИЕ КОНВЕКТИВНОЙ ТЕПЛОТДАЧИ ШИРМ ПРИ РАЗНЫХ УГЛАХ АТАКИ ГАЗОВОГО ПОТОКА

В современных мощных котельных агрегатах теплообменными поверхностями служат часто ширмовые поверхности нагрева (ш.п.н.). Ширмы размещают в верхней части топки и в газоходах. Чем дальше от топки, тем большая часть из общего тепловосприятия ширм передается конвекцией. С точки зрения расчета конвективной теплоотдачи котельные ширмы являются сложноомываемыми поверхностями, в зоне расположения которых омывающие газы меняют обычно свое направление. Поэтому при проведении тепловых расчетов ширм делают разные упрощения. Например, при расчете по нормативному методу [5] разбивают ширму условно на продольно- и поперечнообтекаемые участки.

Чтобы рассчитать теплоотдачу ш.п.н. в зависимости от действительной картины обтекания ширмы газами, нужно знать скорость и направление омывающих газов и зависимость конвективной теплоотдачи от последних. В настоящей работе рассматриваются вопросы конвективной теплоотдачи (к.т.о.), ш.п.н., омываемых потоком газов, который, в общем, параллелен поверхности ширмы.

Теплоотдача коридорного пучка

Влияние угла атаки потока на конвективную теплоотдачу трубного пучка рассматривается во многих работах [1, 2, 3, 5, 8]. Так как ш.п.н. представляет из себя предельный случай коридорного пучка, который характеризует большой поперечный шаг s_1/d и близкий к единице продольный шаг s_2/d , то нужно проанализировать возможности применения данных этих работ при расчете ширм.

Почти во всех работах теплоотдачу косообтекаемого пучка характеризуют коэффициентами направления потока C_β или C'_β , где

$$C_\beta = Nu_\beta / Nu_{90^\circ}, \quad Re = \text{const.} \quad (1)$$

$$C'_\beta = \alpha_\beta / \alpha_{90^\circ}, \quad Re = \text{const.} \quad (2)$$

α_β и Nu_β — коэффициент теплоотдачи и критерий Нуссельта для косообтекаемой ширины при угле атаки β ;
 α_{90° и Nu_{90° — то же для поперечнообтекаемой ширины.

Характерным размером при определении критериев Nu и Re взят диаметр трубы d . В.А. Локшин [1] исследовал на модели 6-рядные пучки из 19 мм труб с шагами $s_1/d = 1,93$ и $s_2/d = 2,00$. Исследование было проведено в диапазоне углов атаки $\beta = 90 \div 15^\circ$ и чисел $Re = 8000 \div 50\,000$. Результаты были представлены в виде

$$C'_\beta = \alpha_\beta / \alpha_{90^\circ} \quad \text{и} \quad Nu_\beta = C Re^n. \quad (3)$$

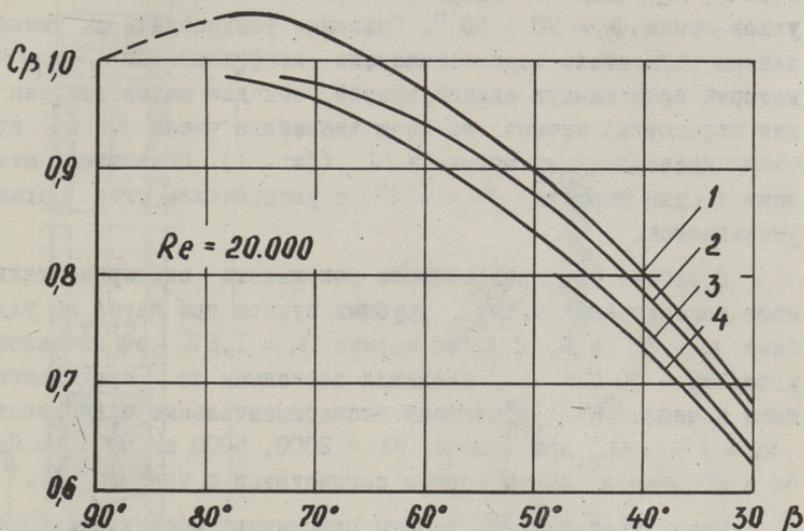
Особенностью данных В.А. Локшина является то, что максимальная теплоотдача получается при $\beta = 75^\circ$, а не при $\beta = 90^\circ$. Степень n в пределах $\beta = 90 \div 30^\circ$ уменьшается от 0,65 до 0,59, а в пределах $\beta = 30 \div 15^\circ$ n увеличивается от 0,59 до 0,62. Из-за изменения n получается зависимость коэффициента C_β от числа Re . На фиг. 1 представлена кривая $C_\beta = f(\beta)$ при $Re = 20\,000$.

На основе исследований В.А. Локшина [1] и А.П. Орнатского [2], который исследовал к.т.о. семирядных коридорных пучков с шагами $s_1 = s_2 = 2d$, в нормативном методе [5] представлен способ учета угла атаки. α_β вычисляется по формулам поперечного омывания и при углах $\beta < 80^\circ$ вводится множитель $\omega = 1,07$. Расчетная скорость газов w_β вычисляется при этом по сечению, проходящему через оси первого ряда труб.

Такие же результаты, как по нормативному методу, можно получить и при помощи формулы

$$\alpha_\beta = \alpha_{90^\circ} \cdot C'_\beta,$$

если при нахождении C'_β учитывать, что теплоотдача попереч-



Фиг. 1. Коэффициент направления потока по данным разных источников:

- 1 - В.А. Локшин [1], нормативный метод [6],
 2 - М.А. Михеев [3], 3 - Ф.П. Казакевич [4],
 4 - наши опыты при $s_1/d = 1,3$

нообтекаемого трубного пучка пропорциональна расчетной скорости в степени 0,65. В этом случае

$$C_\beta = \omega (w_\beta/w_{90^\circ})^{0,65} = 1,07 (\sin \beta)^{0,65}, \quad (4)$$

где w_{90° - скорость газов, вычисленная по сечению, перпендикулярному направлению течения;
 α_{90° - коэффициент к.т.о., вычисленный по скорости w_{90° .

Последняя формула C_β является, однако, аналитическим выражением кривой C_β В.А.Локшина при $Re = 20\ 000$ (Фиг. I).

На основе работ [1] и [2] в курсах теплопередачи, например [3], приводят кривую C_β , которая изображена на Фиг. I.

Ф.П. Казакевич [4] исследовал шестирядные пучки из 22 мм труб. Исследование провели при шагах $s_1 = 1,26 d$ и

$I,62 d$, $s_2 = 2d$ в интервале чисел $Re = 10\ 000 \div 40\ 000$ и углов атаки $\beta = 90 \div 30^\circ$. Снижение теплоотдачи с уменьшением угла атаки характеризовали коэффициентом $C_p = Nu_\beta / Nu_{90^\circ}$, который представили единой кривой, как для шахматных, так и для коридорных пучков во всем диапазоне чисел Re и при обоих исследованных шагах s_1/d (фиг. I). Показатель степени n для формулы $Nu = CRe^n$ с уменьшением угла атаки уменьшается.

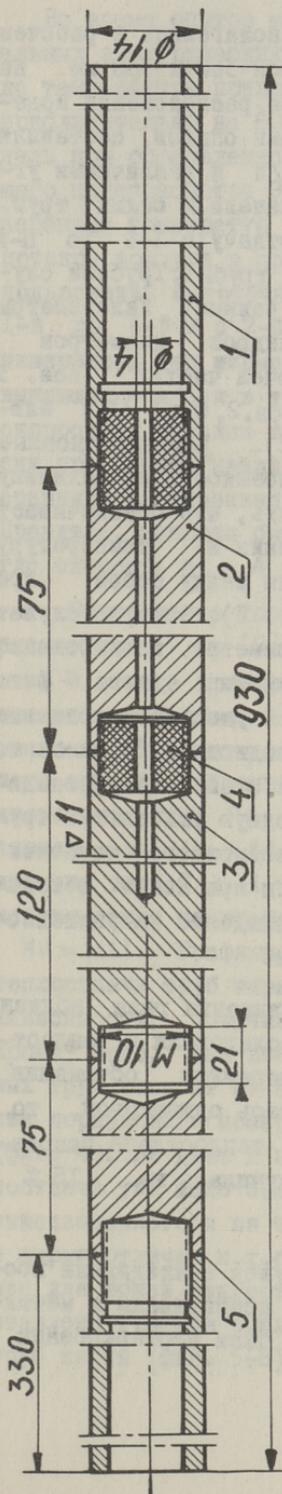
В работе [8] представлены результаты экспериментального исследования к.т.о. трубных пучков при шагах по глубине $s_2 = 2d$ и $1,5d$, по ширине $s_1 = 1,5d$ в диапазоне углов $90 \div 30^\circ$. C_p оказался зависимым от продольного шага и числа Re . Приведены экспериментальные зависимости $Nu = f(Re, \beta)$ при числах $Re = 2000, 5000$ и 8000 . При $Re = 8000$ результаты хорошо согласуются с данными [I].

Рассмотренные выше работы охватывают исследования к.т.о. пучков с продольным шагом $s_2/d \geq 1,5$. Расхождение в значениях C_p разных авторов меньше, чем 7%. При этом самые низкие значения C_p дает работа Ф.П. Казакевича, самые высокие - работа В.А. Локина.

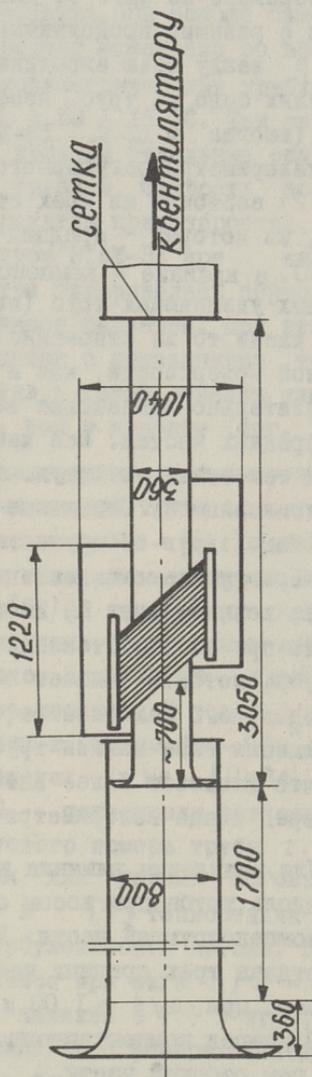
Теплоотдача ширмы

Вопрос применимости данных по конвективной теплоотдаче трубных пучков для расчета ширмы анализирует С.Сенницкий [6]. Известно, что конвективная теплоотдача поперечнообтекаемых ширм при значениях шага s_2/d вблизи единицы заметно уменьшается с уменьшением s_2/d . Предполагая, что теплоотдача продольнообтекаемых ширм не зависит от шага, можно сказать, что теплоотдача поперечно- и продольнообтекаемых ширм отличается тем меньше, чем меньше s_2/d . Из этого можно сделать вывод, что теплоотдача косообтекаемой ширмы тоже зависит от шага. Используя данные, которые имеются о к.т.о. продольнообтекаемых пучков и поперечнообтекаемых ширм, С. Сенницкий предлагает кривые C_p для значений $s_2/d = 1,0; 1,1; 1,25$ при $Re = 5000$ (фиг. IO).

В настоящей работе экспериментально исследовали к.т.о. одиночной ширмы в зависимости от числа Re , шага s_2/d и угла атаки β . Опыты произвели в диапазоне $Re = 1200 \div 40000$, $s_2/d = 1,00 \div 1,30$, $\beta = 90 \div 30^\circ$. Теплоотдачу ис-



Фиг. 2. Калориметрическая трубка.



Фиг. 3. Схема установки модели ширмы.

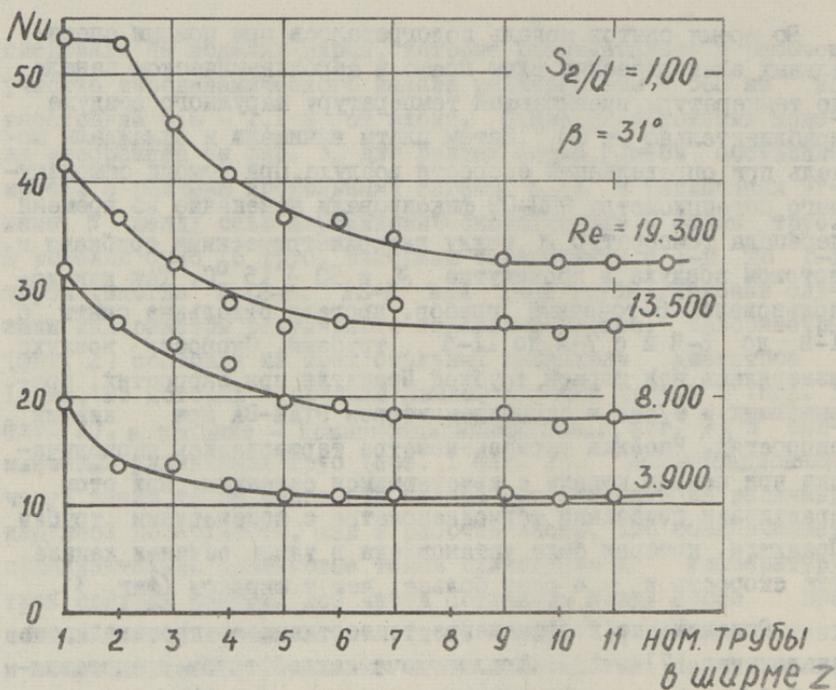
следовали на моделях ширины, которые располагались в рабочем участке аэродинамического канала размером 360 x 360 мм на расстоянии 0,6 - 1,1 м от входа. Схема расположения модели изображена на фиг. 3. Для разных серий опытов составили модели с разными продольными шагами s_2/d и различными углами β между осью аэродинамического канала и осями труб. В моделях было 16 труб. Измеряли теплоотдачу с I-й до II-й трубы (иногда и 12-й, 13-й или 14-й трубы). Трубами служили калориметры регулярного теплового режима. Калориметры (фиг. 2) состояли из трех стальных цилиндров диаметром 14 мм, из которых средний явился рабочей частью (поз. 3 фиг. 2), а крайние - компенсационными (поз. 2, фиг. 2), и алюминиевых удлиняющих труб (поз. 1 фиг. 2). Компенсационные части имели то же отношение полной теплоемкости на величину наружной поверхности, как и рабочая часть, что обеспечивает приблизительно одинаковые темпы охлаждения и температуру трех средних частей. Все части соединены между собой при помощи текстолитовых втулок (поз. 4 фиг. 2), которые служат и теплоизоляцией. Отдельные части калориметра изолированы, кроме того, друг от друга бумажными шайбами (поз. 5 фиг. 2). Применение компенсационных частей уменьшает концевые потери, возникающие 1) из-за теплопроводности; 2) из-за того, что при косом обтекании на концах рабочей части попадает поток, который омывает частично холодную удлиняющую трубу предыдущего калориметра; 3) из-за возможного компонента движения газа вблизи труб вдоль трубы при косом обтекании, что вызывает более интенсивное охлаждение направленного вперед конца калориметрической части.

Для выявления влияния компонента движения газа вблизи труб вдоль трубы при косом обтекании исследовали и теплоотдачу компенсирующей части. Если при поперечном обтекании теплоотдача трех средних частей получилась одинаковой, то, например, при $s_2/d = 1,00$ и $\beta = 28,5^\circ$ теплоотдача направленной вперед компенсационной части получилась на 15 % выше, чем рабочей части.

В сверления по оси цилиндров и втулок закладывали хромелькопелевые термодпары, спай которых приваривали к металлу в середине рабочей части. Термодпары были протарированы по образцовому термометру.

Во время опытов модель подогревалась при помощи специальных электрических плит прямо в аэродинамическом канале до температуры, превышающей температуру наружного воздуха приблизительно на 60° . Затем плиты вынимали и охлаждали модель при определенной скорости воздуха. При помощи самопишущего потенциометра ЭПШ-09 фиксировали изменение во времени перепада температур Δt между калориметрическими трубками и потоком воздуха в промежутке $\Delta t = 50 - 15^{\circ}\text{C}$. Так как использовали 6-точечный прибор, провели отдельные опыты с I-й до 6-й и с 7-й до II-й трубками. Скорость воздуха измерялась над ширмой трубкой Прандтля при скоростях, превышающих 4 м/сек и термоанемометром ЭТАМ-3А при низких скоростях. Насадки термоанемометра тарировались периодически при помощи канала с изменяющимся сечением. При этом сравнивали показания термоанемометра с показаниями трубки Прандтля, которая была установлена в узком сечении канала, где скорость в ~ 4 раза больше, чем в широком (фиг. 3).

Определение коэффициента теплоотдачи α производилось аналогично [7] и [9]. Теплоотдача каждой трубы представлялась и в виде критериальной зависимости $Nu = f(Re)$, где в качестве определяющего размера был взят диаметр трубы. Все физические константы определяли по [12] на температуре набегающего потока. По данным опытов, которые проведены в широком диапазоне чисел Re , нашли методом наименьших квадратов зависимости $Nu = CRe^n$ отдельно для каждой трубы и средние для труб 7 ÷ II. Опытные точки и кривые $Nu = CRe^n$ нанесены также на графики в координатах $\lg Nu = f(\lg Re)$ и $Nu = f(z)$. Графики $Nu = f(z)$ показывали зависимость теплоотдачи труб ширины от порядкового номера трубы z . Эта зависимость получилась разная для разных шагов. Кроме того, как показано уже в [9] теплоотдача первых труб зависит от начальной турбулентности потока. Влияние порядкового номера самое сильное при шаге $s_2/d = 1,00$ (фиг. 4). Но даже в этом случае, начиная с 7 ÷ 9 труб, теплоотдача уже мало зависит от порядкового номера. Исходя из вышесказанного и из того, что при большом количестве труб в ширме отличие к.т.о. первых труб имеет небольшое значение для общей теплоотдачи ширмы, в настоящей работе представлены графики средней теплоотдачи задних (7-й и II-й) труб ширмы (фиг. 5 ÷ 8). На эти же графики нанесены извест-



Фиг. 4. Теплоотдача отдельных труб косообтекаемой ширмы при $s_2/d = 1,00$ и $\beta = 31^\circ$.

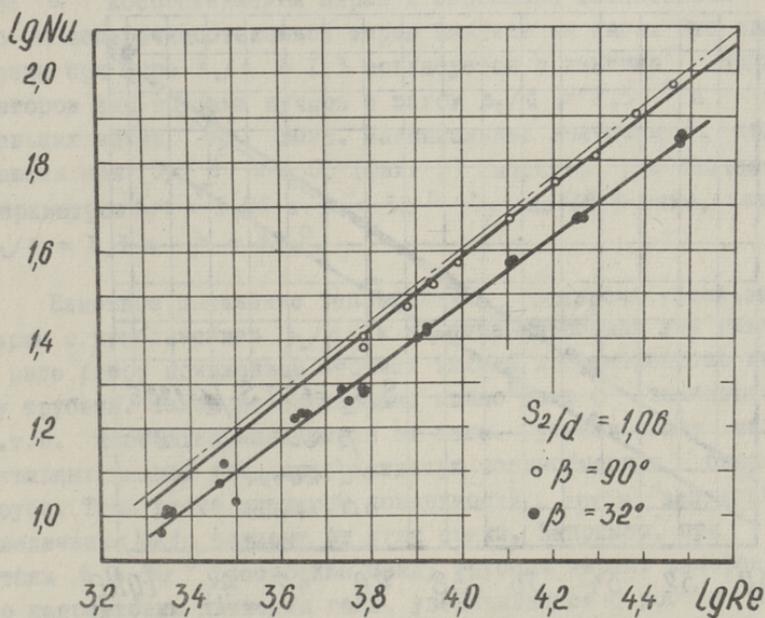
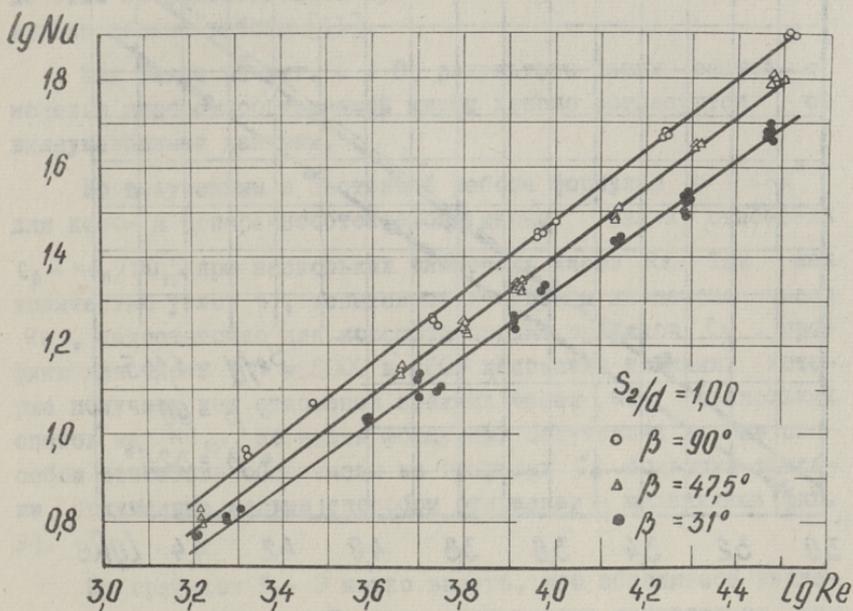
ные из литературы данные по конвективной теплоотдаче поперечнообтекаемых пучков. При выборе литературных данных исходили из рекомендаций работы [10], в которой в порядке подготовки к новому изданию нормативного метода проведен подбор и анализ большого количества опытных данных многих авторов. Так, при шагах $s_2/d > 1,25$ и $s_1/d > 3$ использовали формулу

$$Nu = 0,20 C_z Re^{0,55} Pr^{0,33} C_s, \quad (5)$$

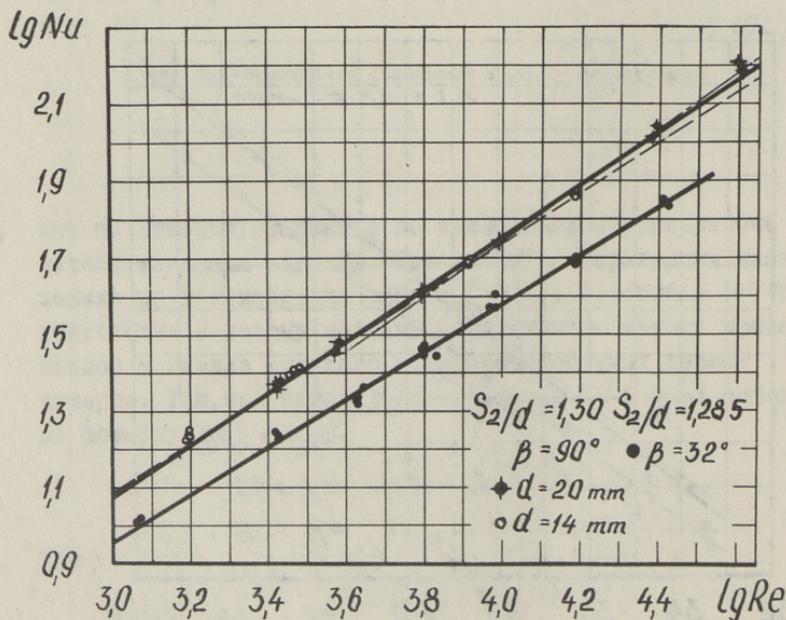
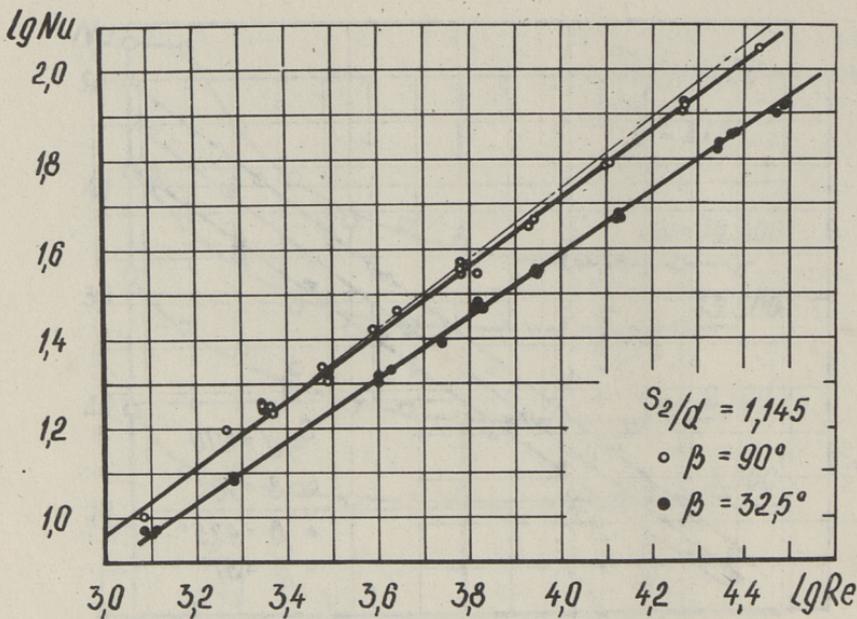
где

$$C_s = [1 + 3(1 - s_2/2d)^3]^{-2}, \quad (6)$$

где C_z - поправка на количество рядов (для 7-й до 11-й труб ширмы $C_z = 1$).



Фиг. 5 и 6. Средняя теплоотдача 7 \pm 11 труб ширмы с шагами $S_2/d = 1,00$ и $1,06$ при разных углах атаки.
 -.-.-.-.- по данным [11] при $S_2/d = 1,07$.



Фиг. 7 и 8. Средняя теплоотдача 7 ÷ 11 труб ширмы с шагами $s_2/d = 1,145$ и $1,30$ при разных углах атаки:
 -.-.-.- по данным [11],
 — по данным [10].

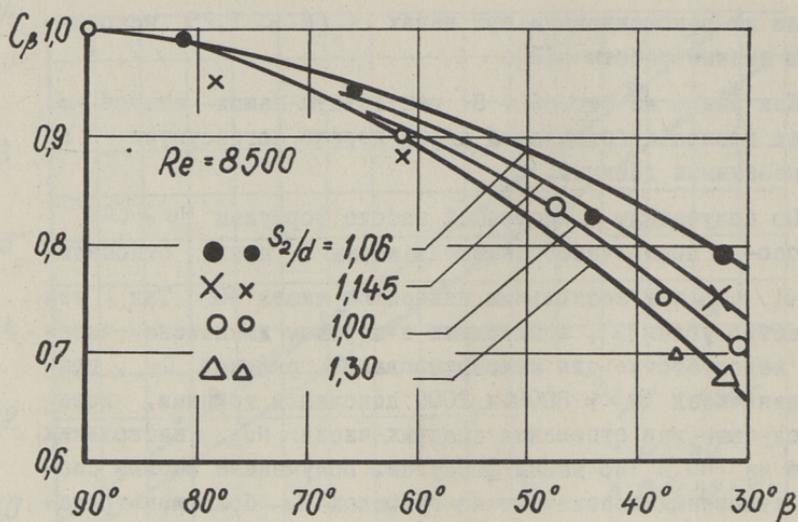
По этим же рекомендациям при шагах $s_2/d < 1,25$ использовали данные работы [II].

Как видно из фиг. 6 ÷ 8, результаты наших опытов с моделью поперечнообтекаемой ширмы хорошо согласуются с вышеуказанными данными.

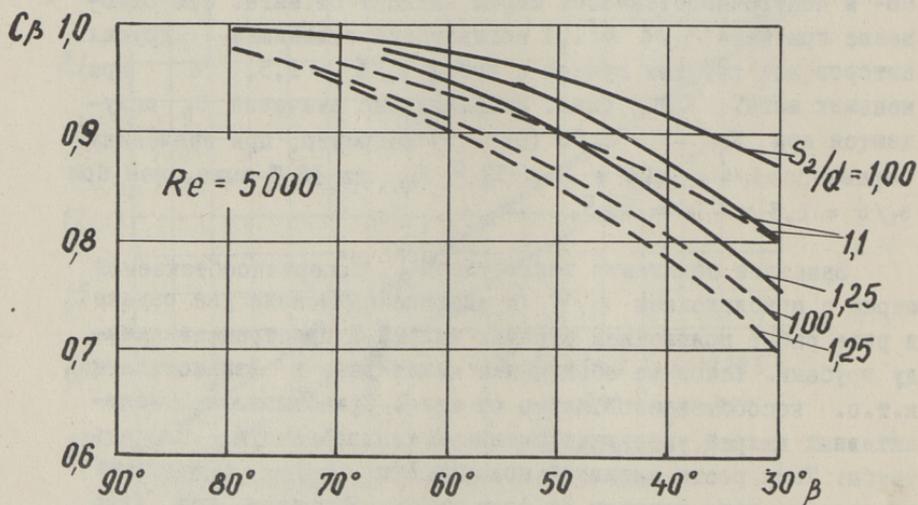
По полученным в настоящей работе формулам $Nu = CRe^n$ для косо- и поперечнообтекаемой ширмы нашли отношения $C_\beta = Nu_\beta / Nu_{30^\circ}$ при нескольких значениях чисел Re . Так как количество углов β , испытанных в широком диапазоне чисел Re , недостаточно для конструирования графиков C_β , графики для чисел $Re = 8000$ и 2000 дополнили точками, которые получены как отношения средних чисел Nu_β нескольких опытов на Nu_{30° по нашим формулам. Полученные первым способом отношения обозначены на графиках C_β большими точками, полученные вторым способом отношения — маленькими (фиг. 9).

Из графиков 5 - 9 можно видеть, что абсолютные значения α косообтекаемой ширмы и отношение теплоотдачи косо- и поперечнообтекаемой ширмы зависят от шага. Это отношение при шаге $s_2/d = 1,3$ согласуется с данными других авторов для трубных пучков с шагом $s_2/d \geq 1,5$, а при меньших шагах C_β выше. Максимальные значения C_β получаются при $s_2/d = 1,06$ (фиг. 9) Например, при значениях параметров $s_2/d = 1,06$ и $\beta = 32^\circ$ C_β на 18 % выше, чем при $s_2/d = 1,3$ и $\beta = 32^\circ$.

Заметное понижение теплоотдачи поперечнообтекаемой ширмы с приближением s_2/d к единице объяснили уже раньше в ряде работ появлением стоячих вихрей в пространстве между трубами. Такое же объяснение можно дать и зависимости к.т.о. косообтекаемой ширмы от шага. Существование малоактивных вихрей уменьшает активную теплообменную площадь трубы. Темп роста активной поверхности трубы вследствие увеличения шага зависит от угла атаки. Например, при угле атаки $\beta = 30^\circ$ расстояние между трубами ширмы, измеренное по направлению движения газа, увеличивается с ростом шага в два раза быстрее, чем при $\beta = 90^\circ$. Это может быть одной из причин, почему поверхность ширмовой трубы, омываемая малоактивными вихрями, при маленьких углах атаки умень-



Фиг. 9. Коэффициенты направления потока при $Re = 8500$.



Фиг. 10. Сравнение полученных нами значений коэффициентов направления потока с данными С. Сенницкого [6],

————— по данным [6],
----- по нашим опытам.

шается с увеличением шага быстрее, чем при $\beta = 90^\circ$. Из-за этого получается и более быстрый рост теплоотдачи косообтекаемой ширмы по сравнению с поперечнообтекаемой и соответственно рост C_β в промежутке $s_2/d = 1,00 \div 1,06$. Заметное понижение C_β при значениях $s_2/d > 1,1$ вызвано прекращением интенсивного роста абсолютной величины коэффициента теплоотдачи α_β , начиная с этого значения шага. В то же время интенсивный рост α_{90° поперечнообтекаемой ширмы продолжается. Это явление, наверное, вызвано тем, что омывание активным потоком всей косообтекаемой ширмовой трубы наступает при меньших шагах, чем поперечнообтекаемой трубы. Начиная со значений $s_2/d > 1,2$ замедляется и рост конвективной теплоотдачи поперечнообтекаемой ширмы, и C_β стабилизируется на значениях, которые мало зависят от s_2/d .

При обработке опытных данных в виде $Nu = CRe^n$ в исследуемом диапазоне углов β с уменьшением угла атаки уменьшается и степень n . При всех исследуемых шагах в промежутке $\beta = 90^\circ$ до $\beta = 30^\circ$ n уменьшается на $\sim 0,06$. Из этого получается зависимость C_β от числа Re . Например, при увеличении Re от 1000 до 30 000 имеет место уменьшение C_β на 17 %.

Так как большинство известных из литературы графиков приведены для значения $Re = 20\ 000$, а ширмы работают при значениях $Re < 3000$, то различие между нашими и литературными данными будет еще больше. Например, при $Re = 2000$, $s_2/d = 1,06$ и $\beta = 30^\circ$ это различие $\sim 30\ %$.

На фиг. 10 представлены графики C_β по рекомендациям С.Сенницкого [5] и по нашим опытам. Самое большое различие этих графиков при относительном шаге 1,00 — 19 % и самое маленькое при $s_2/d = 1,10$ — 3 %.

Отличие кривых Сенницкого от наших опытных данных может быть вызвано тем, что при составлении первых не учитывали возможной зависимости теплоотдачи продольнообтекаемой ширмы от шага и изменение механизма обтекания ширмовой трубы в связи с уменьшением угла атаки.

З а к л ю ч е н и е

1. Рассмотрены работы разных авторов, касающиеся вопросов к.т.о. косообтекаемых коридорных пучков.

2. Проведено экспериментальное исследование К.Т.О. косообтекаемой ширмы в диапазоне чисел $Re = 1200 \div 40000$, шагов $s_2/d = 1,00 \div 1,30$ и углов атаки $\beta = 90 \div 30^\circ$.

3. В результате исследования выяснена зависимость конвективной теплоотдачи косообтекаемой ширмы и коэффициентов направления потока C_β от продольного шага и от числа Re . Вследствие этого известные из литературы значения C_β не пригодны для расчета ширм, так как они определены для больших продольных шагов и чисел Re .

4. До выработки методики теплового расчета сложнообтекаемой ширмовой поверхности нагрева можно при определении конвективной теплоотдачи чистой ширмы воспользоваться приведенными в настоящей работе опытными данными.

Л и т е р а т у р а

1. В.А. Л о к ш и н. Влияние угла атаки на теплоотдачу трубных пучков. Теплоэнергетическое хозяйство, № 8, 1940.

2. А.П. О р н а т с к и й. Теплопередача пучка труб в зависимости от угла атаки газового потока. Советское котло-турбостроение, № 2, 1940.

3. М.А. М и х е е в. Основы теплопередачи. Госэнергоиздат, М.-Л., 1949.

4. Ф.П. К а з а к е в и ч. Исследование теплоотдачи пучков труб при разных углах атаки газового потока. Теплоэнергетика, № 8, 1954.

5. Тепловой расчет котельных агрегатов (Нормативный метод), ГЭИ, 1957.

6. S. S i e n i c k i. Przejmowanie ciepła przy konwekcji przez powierzchnie grzewcze kotła parowego. Gospodarka paliwami i Energia, XI, I, 1964.

7. Р.А. К р у у с. Исследование конвективной теплоотдачи ширмовой поверхности нагрева. Труды ТПИ, серия А, № 240, 1966,

8. W.I. M i l l w e e, Jr. The Effect of Flow Angle on Convection Heat Transfer in Tube Banks. Naval Engineers Journal, December, 1967.

9. А.Ю. Вески, Р.А. Круус, И.Р. Микк. О конвективной теплотдаче поперечнообтекаемой ширмы. Труды ТПИ, серия А, № 265, 1968.

10. В.А. Локшин, А.Я. Антонов, С.И. Мочан, О.Г. Ревзина. Обобщение данных по теплообмену при поперечном обтекании чистых гладкотрубных пучков. Теплоэнергетика, № 5, 1969.

11. В.Н. Даниловцев. Конвективный теплообмен в ширмовых поверхностях нагрева. Теплоэнергетика, № 5, 1969.

12. А.А. Вассерман, А.З. Казачинский, В.А. Рабинович. Теплофизические свойства воздуха и его компонентов. Изд. "Наука", М. 1966.

A. Veski, I. Mikk

Studies of Convection Heat Transfer of
Tube Platen by Different Gas Flow Angles

Summary

In this paper the studies of convection heat transfer of inclined tube banks by several authors are referred to. Besides an experimental technique of predicting the convection heat transfer coefficient of inclined tube platens is considered. Heat transfer data within a Reynolds number range 1200-40000 and flow angles range $90 - 30^\circ$ from model of tube platen for four longitudinal pitch combinations are presented here. It is shown that the effect of inclined flow is a function of tube pitches and Reynolds number.

УДК 536.21:621.762

В.А. Осипова, Х.А. Кяр

ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА МЕТАЛЛОКЕРАМИЧЕСКИХ
 КОМПОЗИЦИЙ СИСТЕМЫ Al_2O_3-Nb

Возможности получения новых конструкционных материалов, которые по прочности, пластичности, термостойкости и ряду других свойств превосходят исходные компоненты, вызывают все больший интерес ведущих отраслей техники и промышленности к металлокерамическим композициям. Их используют в ситуациях, в которых любой из компонентов, входящих в состав композиций, сам по себе не отвечает поставленным требованиям и только их комбинация обладает необходимыми свойствами.

Опытные образцы для определения теплофизических свойств металлокерамических композиций системы Al_2O_3-Nb получены путем спекания исходных порошков.

В качестве исходного порошка керамического компонента использовали спектрально чистую α -модификацию окиси алюминия. Химический состав порошка из ниобия (вес. %)

Nb	Ti	Al	Ni	Fe	Cr	Pb
99,85	$2,2 \cdot 10^{-2}$	$2 \cdot 10^{-3}$	$4,4 \cdot 10^{-3}$	$4,4 \cdot 10^{-2}$	$3 \cdot 10^{-3}$	$3 \cdot 10^{-3}$
Mn	Mg	Mo	Sn	W		
$8,5 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-3}$	$2 \cdot 10^{-3}$	$2 \cdot 10^{-3}$	$3 \cdot 10^{-2}$		

Размер частиц порошков обоих компонентов составляет 1..
 ..5 μ .

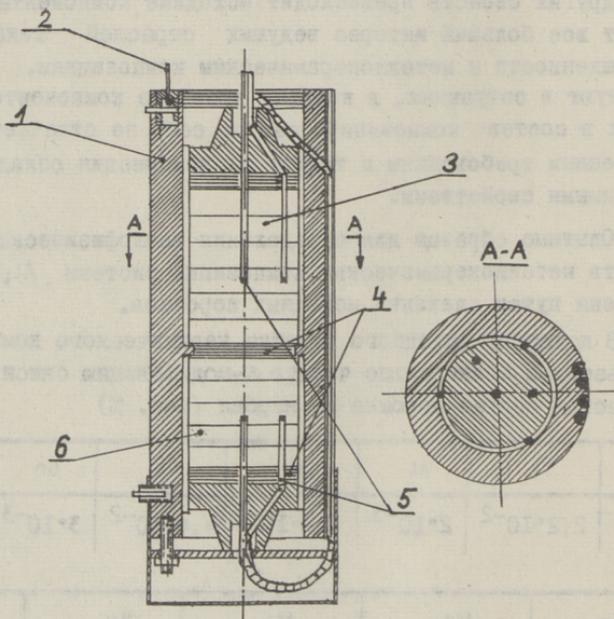
Исследовались следующие композиции: 83 % Al_2O_3 + 17 % Nb (об. %), 76 % Al_2O_3 + 24 % Nb (об. %), 70 % Al_2O_3 + 30 % Nb

(об. %) с плотностями соответственно 4730 кг/м^3 , 5020 кг/м^3 и 5120 кг/м^3 . Если плотность первых двух образцов близка к теоретическим значениям, то плотность композиций $70 \% \text{ Al}_2\text{O}_3 + 30 \% \text{ Nb}$ составляет около 97% от теоретического значения.

Образцы были собраны из отдельных дисков высотой каждого по $5\text{--}10 \text{ мм}$ и имели форму цилиндра высотой 70 мм и диаметром 40 мм .

Зависимость коэффициентов тепло- и температуропроводности, а также удельной теплоемкости от температуры были определены комплексным динамическим методом монотонного нагревания [1].

Тепловой поток измеряется методом эталонного тела, которым служит α - модификация спектрально чистой окиси алюминия.



Фиг. 1. Рабочий участок:

- 1 - молибденовый блок, 2 - подвеска, 3 - исследуемый образец, 4 - тепловые экраны, 5 - термопары, 6 - эталонный образец.

Схема рабочего участка с исследуемым и эталонным образцами приведена на фиг. 1. Массивный молибденовый блок служит для дополнительного выравнивания температуры, а также для удобства монтажа образцов.

Во время опыта измеряется радиальный перепад температур Δt и время запаздывания Δt на среднем сечении образца между двумя точками, координаты которых $r_1 = 0$ и $r_2 = 0,707 R$, где R - радиус образца.

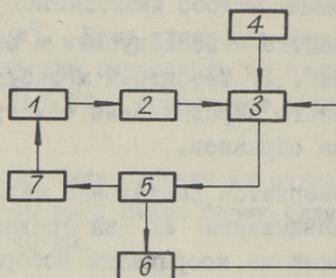
Истинное значение температуры в точке радиусом r_2 совпадает со средним интегральным значением температуры по сечению. К этой температуре относятся все физические свойства исследуемого образца, найденные из эксперимента.

Термопары были изготовлены из хромеля-алюмеля диаметрами 0,2 и 0,3 мм, а также из вольфрама-ренийя ВР 5/20 диаметром 0,2 мм.

Исследуемые образцы с вышеуказанными объемными содержаниями металлического компонента и в интервале температур эксперимента являются электроизоляторами, что позволяет измерить перепад температур по дифференциальной схеме. Корольки термопар замазываются смесью порошка исследуемого материала и фосфат-цемента. Закладка термопар в образцах производилась с помощью двухканальных алундовых соломки диаметром $\sim 2,3$ мм.

Каждый образец подвергался нескольким закладкам термопар. Все экспериментальные данные осреднялись графически.

Тепловой поток на поверхности исследуемого образца поддерживается постоянным. Система автоматического регулирования, блок-схема которой дана на фиг. 2, обеспечивает заданный режим нагревания. На вход регулирующего устройства РУ4-16А (3) поступает сигнал разбаланса между сигналами, пропорциональными действительному и заданному значениям температур. Сигнал, пропорциональный действительному значению температуры, снимается с дополнительно встроенного реохорда потенциометра ЭПП-09 (2). Сигнал, пропорциональный заданному значению температуры, вырабатывается в задающем устройстве РУ5-02 (4). Выходной сигнал регулирующего устройства управляет исполнительным механизмом (5). Обратная связь осуществляется с помощью реохорда (6), который механически связан с валом исполнительного механизма.



Фиг. 2:

1 - термопара, 2 - потенциометр ЭПП-00, 3 - регулирующее устройство РУ4-16А, 4 - задающее устройство, 5 - исполнительный механизм, 6 - реохорд обратной связи, 7 - нагреватель установки.

Максимальная относительная погрешность определения тепло- и температуропроводности, также удельной теплоемкости, составляет соответственно 11, 7 и 6 %. Экспериментальные данные приведены в таблицах 1 и 2.

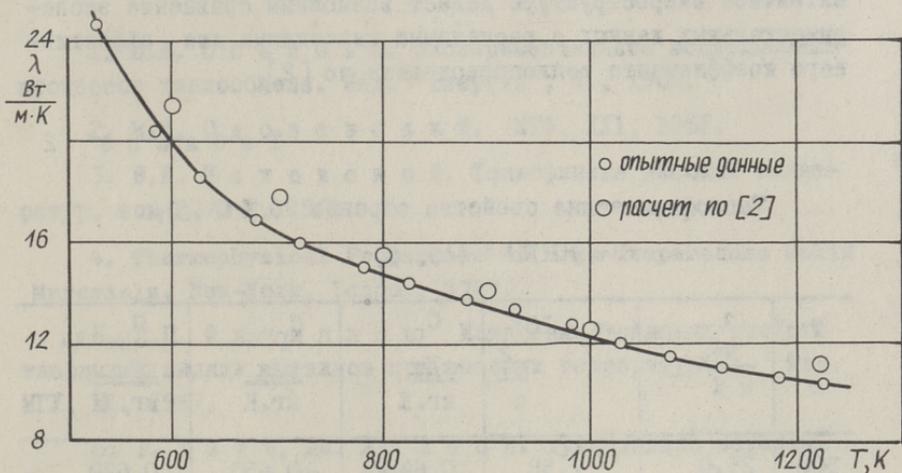
Т а б л и ц а 1

83 % Al_2O_3 + 17 % Nb 76 % Al_2O_3 + 24 % Nb

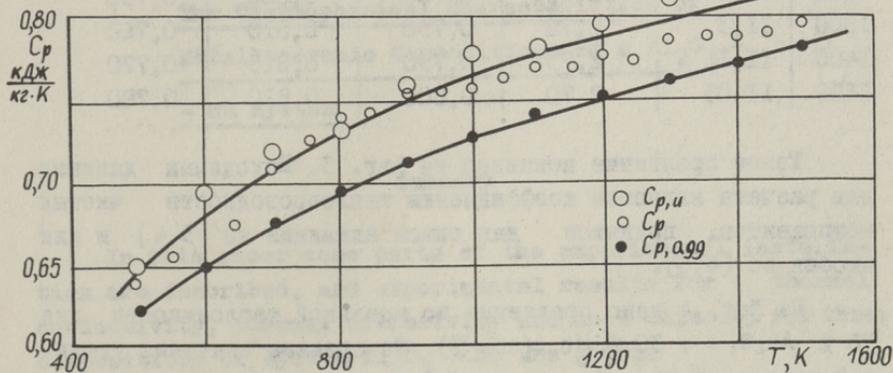
Т К	λ Вт м.К	$\alpha \cdot 10^6$ м ² с	λ Вт м.К	$\alpha \cdot 10^6$ м ² с
523	18,5	5,17	24,4	7,31
623	14,8	3,97	18,5	5,24
723	13,1	3,42	15,8	4,32
823	11,7	2,98	14,4	3,81
923	10,8	2,75	13,3	3,47
1023	10,2	2,52	12,1	3,07
1123	9,65	2,34	11,1	2,75
1223	8,85	2,14	10,5	2,49
1323	-	1,75	-	-

В последнее время много внимания уделяется расчетным методам определения эффективных коэффициентов переноса для многокомпонентных систем. Решение этой задачи тесно связано с проблемой получения материалов наперед заданными свойствами.

Исследование микроструктуры данных металлокерамических композиций позволяет делать заключение о матричной структу-



Фиг. 3. Теплопроводность образца 76 % Al_2O_3 + 24 % Nb



Фиг. 4. Удельная теплоемкость образца 70 % Al_2O_3 + 30 % Nb

ре образцов. Керамический компонент - окись алюминия - является матрицей, куда вкраплены частицы ниобия. Факт о матричной микроструктуре делает возможным сравнение экспериментальных данных с расчетными значениями для эффективного коэффициента теплопроводности по [2].

Т а б л и ц а 2

Теплофизические свойства образца 70 % Al_2O_3 +
+ 30 % Nb (об. %)

Т К	λ $\frac{Вт}{м \cdot К}$	$\alpha \cdot 10^6$ $\frac{м^2}{с}$	C_p	$C_{p,и}$	$C_{p,адд}$
			$\frac{кДж}{кг \cdot К}$	$\frac{кДж}{кг \cdot К}$	$\frac{кДж}{кг \cdot К}$
500	25,0	7,58	0,640	0,650	0,620
600	19,2	5,66	0,660	0,700	0,650
700	16,8	4,60	0,710	0,720	0,690
800	15,4	4,05	0,740	0,730	0,700
900	14,3	3,67	0,760	0,760	0,710
1000	13,1	3,37	0,760	0,780	0,725
1100	12,2	3,08	0,770	0,785	0,740
1200	11,5	2,88	0,780	0,800	0,750
1300	11,3	2,78	0,790	0,810	0,760
1400	11,1	2,73	0,790	0,815	0,770
1500	11,05	2,70	0,800	0,820	0,780

Такое сравнение показано на фиг. 3. Исходными данными для расчета являются коэффициенты теплопроводности чистых компонентов, принятые для окиси алюминия из [3,4] и для ниобия из [4,5].

На фиг. 4 дано сравнение по удельной теплоемкости для 70 % Al_2O_3 + 30 % Nb (об. %). Измеренные значения удельной теплоемкости $C_{p,и}$ согласуются со значениями, полученными с помощью λ и α через уравнение связи C_p . Зависимость удельной теплоемкости по закону аддитивности $C_{p,адд}$ указывает, что данные металлокерамические композиции близки к механическим смесям.

Л и т е р а т у р а

1. В.А. О с и п о в а. Экспериментальное исследование процессов теплообмена. Изд. "Энергия", М., 1969.
2. В.И. О д о л е в с к и й. ЖТФ, XXI, 1951.
3. В.Я. Ч е х о в с к о й. Теплофизика высоких температур, том 2, № 2, 1964.
4. Thermophysical Properties of High Temperature Solid Materials. New-York, London, 1967.
5. Л.П. Ф и л и п п о в. Измерение тепловых свойств твердых и жидких металлов при высоких температурах. Изд. МГУ, М., 1967.
6. Т. Т и т ц, Дж. У й л с о н. Тугоплавкие металлы. Изд. "Металлургия", М., 1969.

V. Osipova, H. Käär

The Thermophysical Characteristics of
Metalloceramic Compositions of a Al_2O_3 -
- Nb System

Summary

In this paper some parts of the experimental installation are described, and experimental results for thermal conductivity, thermal diffusivity and heat capacity for three compositions of system Al_2O_3 - Nb are given.

Comparison between experimental data and the results of theoretical technique to predict the thermal conductivity of solid two component mixture is presented.

Maximum relative error for thermal conductivity, thermal diffusivity and heat capacity are given 11 per cent, 7 per cent and 6 per cent respectively.

УДК 662.612

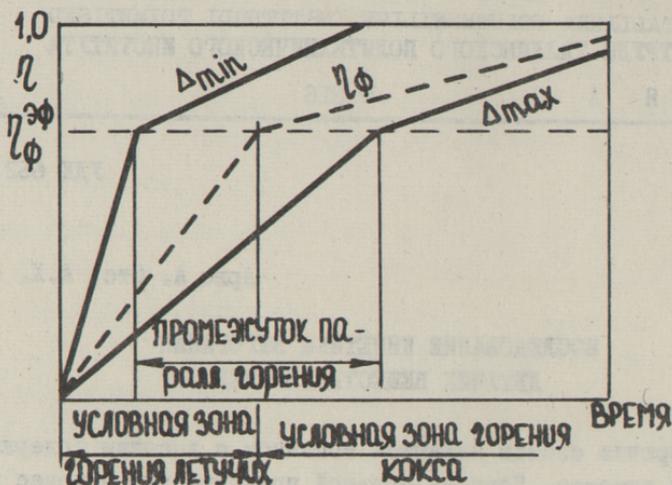
Арво А. Отс, А.Х. Кони

ИССЛЕДОВАНИЕ КИНЕТИКИ ВЫГОРАНИЯ
ЛЕТУЧИХ ВЕЩЕСТВ СЛАНЦЕВ

Горючие сланцы являются топливом с высоким содержанием летучих веществ. Поэтому большой практический интерес представляет вопрос о продолжительности выгорания летучих, выделяющихся в процессе горения сланцевой пыли.

При горении отдельных частиц натурального топлива, летучие и коксовый остаток выгорают практически независимо друг от друга, т.е. горение протекает по последовательной схеме [1-4]. Поскольку продолжительность отдельных стадий выгорания в разной степени зависит от диаметра частиц [3], то и относительная продолжительность этих стадий при различных диаметрах частиц в одинаковых внешних условиях различная. Отсюда вытекает, что процесс горения полифракционной пыли строго по последовательной схеме протекать не может, и фазы горения летучих и кокса в промежутке определенного интервала времени перекрываются. С увеличением показателя равномерности полифракционной пыли, интервал времени между названными фазами сокращается. Так как учет последовательности выгорания летучих и кокса при горении отдельных частиц полифракционной пыли очень сложный, то для упрощения рассматриваемой задачи следует исходить из определенного эффективного значения степени выгорания пыли $\eta_{\phi}^{3\phi}$, которое разделяет процесс горения на две стадии (фиг. 1).

Для изучения зависимости времени эффективного сгорания летучих $\tau_{\lambda}^{3\phi}$ от коэффициента избытка воздуха и температуры, была сооружена лабораторная опытная установка, схема которой представлена на фиг. 2. Установка состояла из следующих основных частей: вертикальная нагреваемая электри-

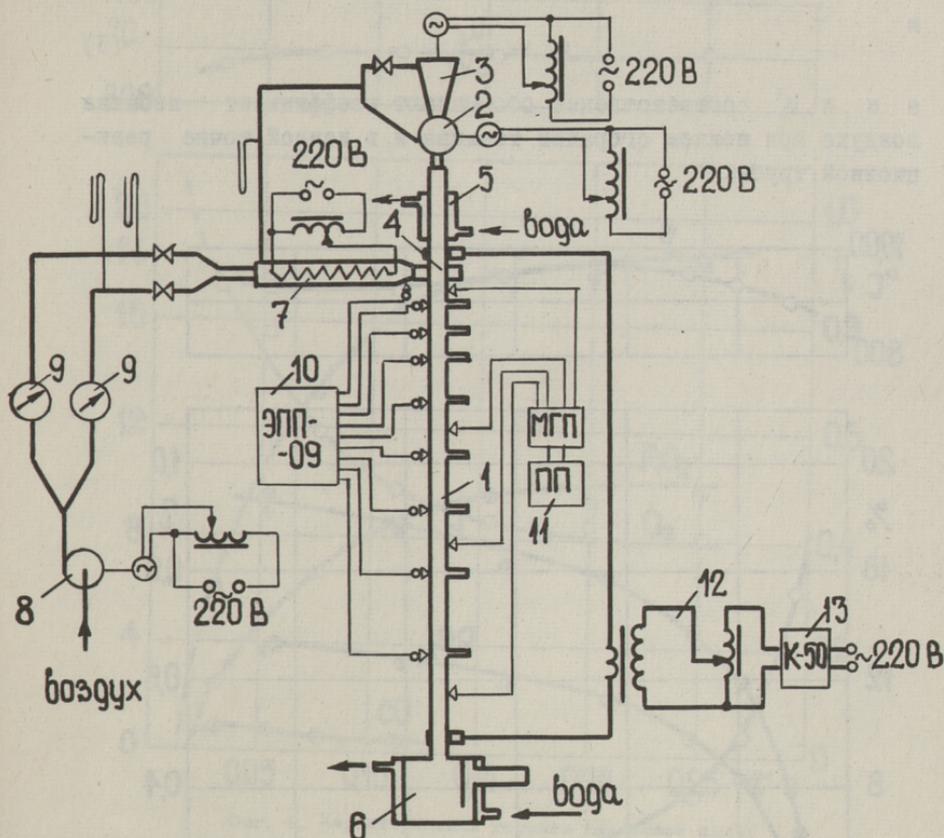


Фиг. 1. Схематическое изображение горения отдельных частиц полифракционной пыли.

ческим током труба диаметром 28 мм (1), дисковой питатель (2) с бункером пыли и смесителем (3) и камера для смешения пыли с воздухом (4). В обогреваемой части реакционной трубы расположены отверстия для измерения температуры потока и отбора проб продуктов сгорания. Перед опытом реакционная труба нагревалась до желаемой температуры. После этого включалась одновременно система питания пыли и воздуха. После наступления стационарного режима проводились необходимые режимные измерения.

В опытах использовалась пыль эстонских сланцев следующего состава: $W^P = 0,92\%$, $A^P = 12,44\%$, $(CO_2)_K^P = 3,35\%$, $Q_{н}^P = 29\ 680$ кДж/кг, $R_{100} = 4,3\%$ и $R_{250} = 0,09\%$. Исследования проводились в пределах коэффициента избытка воздуха $\alpha = 1,05-1,50$ и средней температуры в реакционной трубе (в стадии горения летучих) $T = 998 - 1253$ К.

Характер изменения объемной концентрации O_2 , RO_2 и CO в сухих газах, температуры горения и степени выгорания пыли во времени представлены на фиг. 3 и 4. При этом степень



Фиг. 2. Схема лабораторной установки:

1 - обогреваемая реакционная труба, 2 - питатель пыли, 3 - бункер пыли, 4 - смесительная камера, 5 - водяная рубашка, 6 - осадительная камера, 7 - воздухоподогреватель, 8 - вентилятор, 9 - расходомеры воздуха, 10, 11 - потенциометры, 12 - силовой трансформатор, 13 - комплект приборов.

выгорания пыли определялась по формуле

$$\eta = \frac{\alpha}{\alpha'}, \quad (I)$$

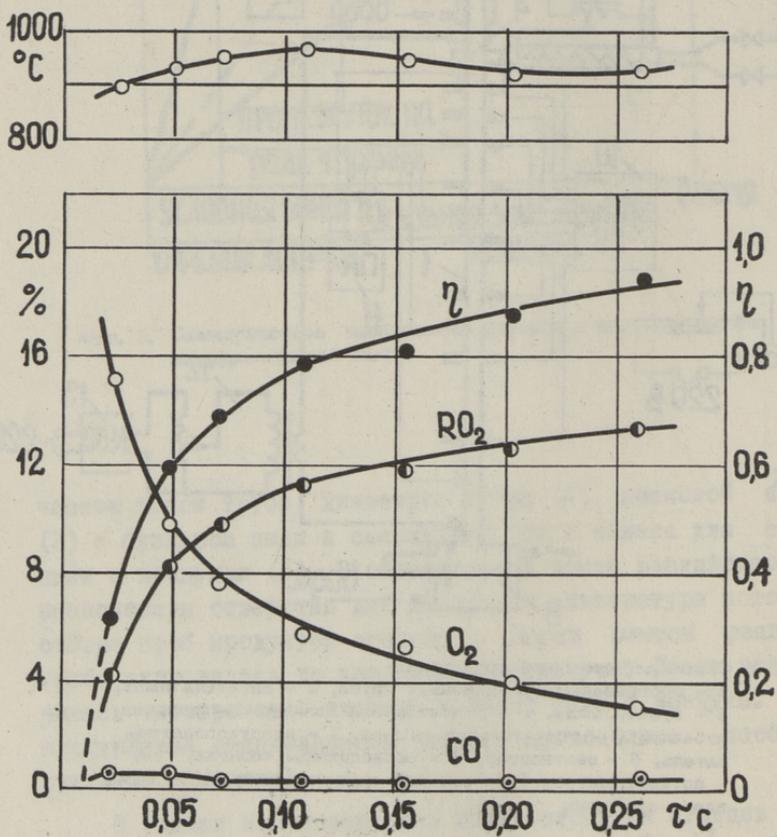
где

$$\alpha' = 0,25 + \left(\frac{RO_2 + O_2 + 0,5CO - 0,5H_2 - CH_4}{RO_2 + CO + CH_4} \right) \times \left(0,75 + 0,26K_{CO_2} \frac{(CO_2)_K}{\Gamma_{исп}} \right) - 0,26K_{CO_2} \frac{(CO_2)_K}{\Gamma_{исп}} \quad (2)$$

и

$$\alpha = \frac{Q_0}{BV^0}, \quad (3)$$

а α и α' соответственно обозначают коэффициент избытка воздуха при полном сгорании топлива и в данной точке реакционной трубы.

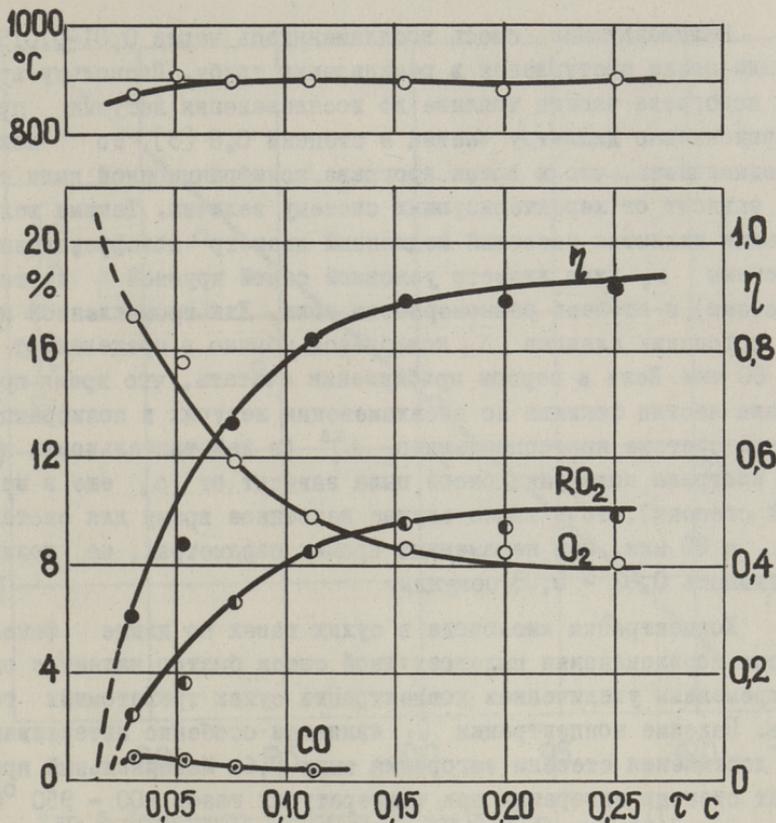


Фиг. 3. Характеристика горения сланцевой пыли:
 $\alpha = 1,07$; $B = 112$ г/ч.

Время, отвечающее данной точке измерения, рассчитывалось по формуле

$$\tau = \sum_0^i \tau_i, \quad (4)$$

$$\tau_i = \frac{273,16 \Delta x_i^2 F}{B \alpha V^0} \left\{ \int_{x_i}^{x_{i+1}} [1 + \alpha \epsilon(x)] T(x) dx \right\}^{-1}. \quad (5)$$



Фиг. 4. Характеристика горения сланцевой пыли:
 $\alpha = 1,50$; $B = 87$ г/ч.

В формулах (2) - (5):

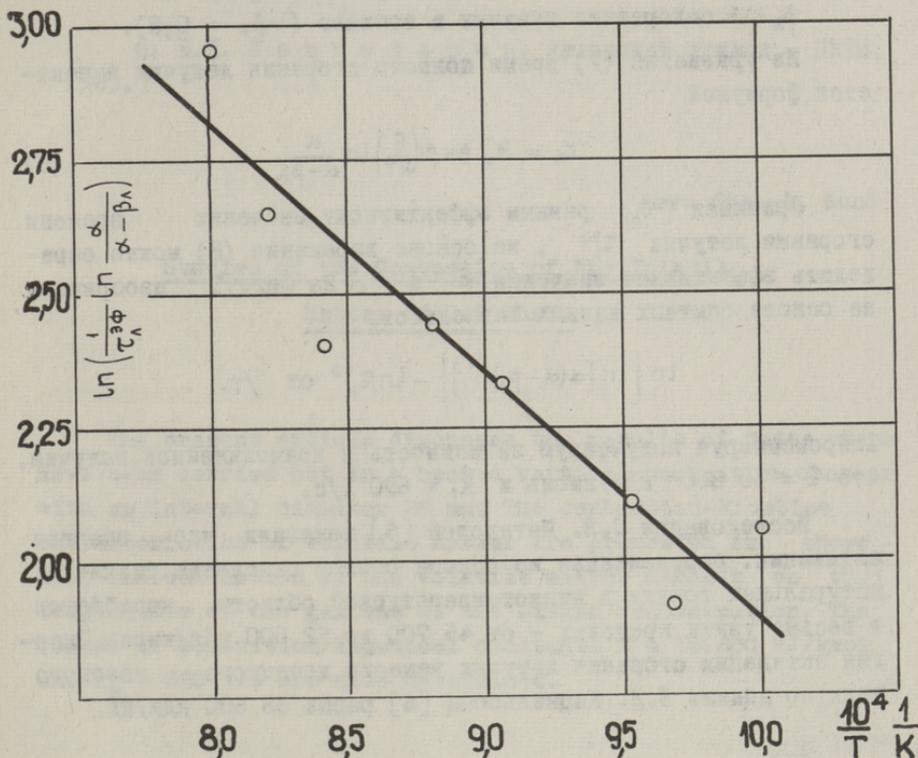
- $\Delta X_i = X_{i+1} - X_i$ - расстояние между точками измерения;
 F - поперечное сечение реакционной трубы;
 B - расход топлива;
 V^0 - теоретическое количество воздуха на 1 кг топлива;

- $T(x)$ - температура газового потока;
 $\chi(x) = \frac{V_r}{\alpha V^0} - 1$ - коэффициент увеличения газового объема;
 V_r - объем продуктов сгорания;
 $\Gamma_{исп}$ - исправленное количество горючих в топливе;
 Q_b - расход воздуха;
 K_{CO_2} - степень разложения карбонатов.

Пылевоздушная смесь воспламенялась через 0,01–0,015 секунды после поступления в реакционную трубу. Поскольку время подогрева частиц топлива до воспламенения летучих пропорционально диаметру частиц в степени 0,8 [3], то можно предположить, что и время прогрева полифракционной пыли также зависит от характеризующих систему величин. Такими величинами являются массовый медианный диаметр полифракционной системы Δ_s (или диаметр условной самой крупной частицы системы) и степень равномерности пыли. Для промышленной пыли эстонских сланцев Δ_s колеблется обычно в пределах от 30 до 80 мкм. Если в первом приближении считать, что время прогрева частиц топлива до воспламенения летучих в полифракционной системе пропорционально $\Delta_s^{0,8}$ (в действительности время прогрева полифракционной пыли зависит от Δ_s еще в меньшей степени), то в таком случае названное время для системы $\Delta_s = 80$ мкм, при неизменных прочих параметрах, не должно превышать 0,02 – 0,03 секунды.

Концентрация кислорода в сухих газах по длине факела после воспламенения пылевоздушной смеси быстро падает с одновременным увеличением концентрации сухих трехатомных газов. Падение концентрации O_2 является особенно интенсивным до достижения степени выгорания пыли 0,6. Максимальный прирост степени выгорания при температурах газов 900 – 950 °C доходит до 10 л/с. В интервале степени выгорания пыли 0,6 – 0,8 скорость прироста η колеблется в пределах 2 – 4 л/с. Концентрация окиси углерода в зоне интенсивного сгорания пыли не превышает 1 %.

Анализ опытных данных показывает, что эффективное время сгорания летучих зависит от средней температуры потока газов и концентрации кислорода, снижаясь с повышением температуры и коэффициентом избытка воздуха. Эффективное время сгорания летучих в условиях проведенных опытов изменялось от 0,072 до 0,179 с. Одновременное влияние температуры и коэффициента избытка воздуха на $\tau_{\lambda}^{\text{эф}}$ указывает на то, что горение сланцевой пыли в стадии горения летучих зависит не только от внутреннего кинетико-диффузионного сопротивления выхода газо-парообразных продуктов термического разложения органического вещества топлива, но и от скорости реагирования с кислородом. Это дает основание предполагать, что в первом приближении процесс горения летучих подчиняется кинетическому уравнению:



Фиг. 5. Зависимость комплекса $\ln \left(\frac{\alpha - \beta \lambda}{\tau \lambda^\alpha} \right)$ от $1/T$.

$$\frac{dc}{d\tau} = -k_0 \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) c, \quad (6)$$

где c - концентрация кислорода;
 E - энергия активации;
 k_0 - предэкспоненциальный множитель;
 R - универсальная газовая постоянная;
 τ - время.

В уравнении (6) величины E и k_0 необходимо рассматривать как эффективные кинетические постоянные. В действительности же E и k_0 могут в течение процесса меняться.

При предположении, что температура в ходе процесса горения не изменяется, из уравнения (6) после несложных преобразований получаем:

$$\eta_\lambda = \frac{\alpha}{\beta \lambda} \left[1 - \exp\left(-k_0 e^{-\frac{E}{RT}} \tau\right) \right], \quad (7)$$

где τ_{λ} - обозначает степени выгорания летучих и
 β_{λ} - содержание летучих в топливе ($\beta_{\lambda} = 0,8$).

Из уравнения (7) время полного сгорания летучих выражается формулой

$$\tau_{\lambda} = k_0^{-1} \exp\left(\frac{E}{RT}\right) \ln \frac{\alpha}{\alpha - \beta_{\lambda}} \quad (8)$$

Принимая τ_{λ} равным эффективному значению времени сгорания летучих $\tau_{\lambda}^{\text{эф}}$, на основе выражения (8) можно определить эффективные значения E и k_0 . На фиг. 5 изображена на основе опытных данных зависимость

$$\ln \left\{ \ln [\alpha(\alpha - \beta_{\lambda})^{-1}] \right\} - \ln \tau_{\lambda}^{\text{эф}} \text{ от } 1/T.$$

Аппроксимируя полученную зависимость к прямолинейной, получим, что $E = 38\ 800$ кДж/кмоль и $k_0 = 690$ 1/с.

Исследования С.Л. Шагаловой [5] показали, что энергия активации, определенная на основе опытов окисления различных натуральных топлив в низкотемпературной области, колеблется в весьма узких пределах - от 45 700 до 52 000 кДж/кмоль. Энергия активации сгорания летучих веществ донецкого газового угля по данным Б.Д. Кацнельсона [6] равна 38 600 кДж/кг.

Л и т е р а т у р а

1. R.H. E s s e n h i g h, M.W. T h r i n g. Conference on Science in the Use of Coal. London, 1958.

2. R.H. E s s e n h i g h. Trans. ASME, Series A, № 3, 1963.

3. И.П. И в а н о в а, В.И. Б а б и й, "Теплоэнергетика", № 4, 1966.

4. А.Б. Р е з н я к о в, И.П. Б а с и н а, С.В. Б у х м а н, М.И. В д о в е н к о, Б.П. У с т и м е н к о. Горение натурального твердого топлива. Изд-во "Наука", Алма-Ата, 1968.

5. С.Л. Ш а г а л о в а. "Топочные устройства", Машгиз, М., 1954.

6. Б.Д. Кацнельсон. Авторский доклад, ЦКТИ, 1965.

Arvo Ots, A. Koni

Studies of the Combustion of the Volatile
Matter of Oil Shale

The present article discusses the results of tests which have been carried out in a heated vertical combustion chamber with an internal diameter 28 mm. The combustion-kinetics characteristics of volatile matter are presented and shows that the combustion of the volatile matter depends on the temperature of the gas and of the oxygen concentration. The values of combustion kinetical constants $E = 38.800$ kJ/kmol and $k_0 = 690$ 1/s are also determined.



ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

Сборник статей XII

Таллинский политехнический институт

Редактор В. Ратник

Технический редактор Л. Лоопер

Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 6 июля 1971 г.

Сдано в набор 6/IX 1971 г. Подписано к печати 22/XI 1971 г.

Бумага 60x90/16. Печ. л. 5,0 + приложение, Уч.-изд. л. 4,5.

Тираж 350, МВ-08062, Зак. № 661 . Ротапринт ТПИ, Таллин,
ул. Коскла, 2/8. Цена 45 коп.

Т Е П Л О Э Н Е Р Г Е Т И К А

СБОРНИК СТАТЕЙ

XII

УДК 620.193.53;
621.181.8

И.П. Эпик, Э.Л. Томанн, Арво А. Отс

Лабораторные исследования окисления котельных сталей
в среде продуктов сгорания сланцев (стр. 3-19)

В данной работе приведены результаты лабораторных исследований жаростойкости котельных сталей I2XIMФ, I2X2MФCP, ЭИ-531, ЭИ-756 и IXI8HI2T в атмосфере продуктов сгорания бытового газа в присутствии сланцевой золы в области температур 500 - 650 °С длительностью от 50 до 5000 часов. На основе опытных данных представлены кинетические диаграммы окисления названных сталей. Определены кинетические постоянные окисления. Также приведено описание микрошлифов пленок, образовавшихся на поверхностях опытных образцов.

Фиг. 8, библи. 6.

УДК 620.193.53
621.181.8

Х.И. Таллермо, Арво А. Отс

Влияние циклического охлаждения металла на интенсивность износа труб пароперегревателей (стр. 21-32)

В данной работе рассматривается устойчивость оксидных пленок котельных сталей I2XIMФ и IXI8HI2T к периодическому воздействию охлаждения труб водяной струей.

Указывается, что в стенке трубы могут создаваться разные температурные перепады. При низких температурных перепадах оксидная пленка не разрушается и глубина коррозии не зависит от перепада в металле. При больших температурных перепадах оксидная пленка разрушается при каждой очистке и тем самым глубина коррозии увеличивается в 6-9 раз.

Фиг. 5, библ. 3.

УДК 621.187.149

А.Ф. Гаврилов, Арво А. Отс,

Т.А. Пиркер, Х.О. Мээлак, А.Н. Семенов

Комбинированный воздухоподогреватель (стр. 33-39)

Описана конструкция комбинированного воздухоподогревателя для подогрева воздуха до входа в трубчатый воздухоподогреватель и обсуждены его достоинства. Представлены конструктивные данные комбинированного воздухоподогревателя, установленного на котле ТП-17 Прибалтийской ГРЭС, и основные результаты балансовых испытаний комбинированного воздухоподогревателя.

Фиг. 2.

УДК 662.613:661.31

Агу А. Отс

Исследование осаждения калиевых соединений на цилиндрическую поверхность (стр. 41-45)

В статье рассматривается начальный этап возникновения отложений при осаждении калиевых соединений из продуктов сгорания на цилиндрическую поверхность. В качестве горючего использовался раствор гидроокиси калия в этиловом спирте. Описываются опытная установка и методика исследования. Проведен ряд опытов. Приведено интегральное распределение частиц по размерам в осаждении.

УДК 536.244:621.181.8

А.Ю. Вески, И.Р. Микк

Исследование конвективной теплоотдачи ширм при
разных углах атаки газового потока (стр. 47-61)

В статье рассматриваются исследования конвективной теплоотдачи косообтекаемых трубных пучков разных авторов. Кроме того, описывается методика эксперимента, использованная для определения конвективной теплоотдачи косообтекаемой ширмы. Приведены данные по конвективной теплоотдаче в диапазоне чисел Рейнольдса 1200 - 40000 и углов атаки 90-30 °, которые получены из опытов на модели при четырех продольных шагах. Показано, что влияние угла атаки зависит от межтрубного шага и числа Re .

УДК 536.21:621.762

В.А. Осяпова, Х.А. Кяар

Теплофизические свойства металлокерамических
композиций системы $Al_2O_3 - Nb$ (стр. 63-69)

Описаны отдельные части опытной установки. Приведены экспериментальные данные теплопроводности, температуропроводности и удельной теплоемкости для трёх композиций системы $Al_2O_3 - Nb$ в интервале температур от 500 до 1300 °К. Дано сравнение опытных данных по теплопроводности с результатами расчета для двухкомпонентной смеси. Максимальная относительная погрешность эксперимента для тепло- и температуропроводности, также удельной теплоемкости, соответственно II, 7 и 6 %.

Фиг. 4, табл. 2, библи. 6.

Арво А. Отс, А.Х. Кони

Исследование кинетики выгорания летучих веществ
сланцев (стр. 71-79)

Приводятся результаты исследования сгорания сланцевой пыли в стадии горения летучих веществ. Определено эффективное значение энергии активации и предэкспоненциальный множитель выгорания летучих веществ. Показано, что время выгорания летучих веществ сланцев зависит от температуры и концентрации кислорода. Приведены кинетические кривые выгорания сланцевой пыли по длине факела.

Фиг. 5, библи. 6.

Цена 45 коп.