

Er. 6.7
339

TALLINNA POLÜTEHNILISE
INSTITUUDI TOIMETISED
ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

№ 339

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

Сборник статей
XIII

ТАЛЛИН 1978

4р.6.7

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED
ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

№ 339

1973

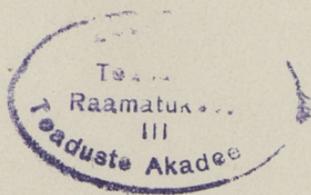
УДК 621.180

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

СБОРНИК СТАТЕЙ

XIII

Таллин 1973



УДК 620.193.53
621.181.8

Х.И. Таллермо, Арво А. Отс

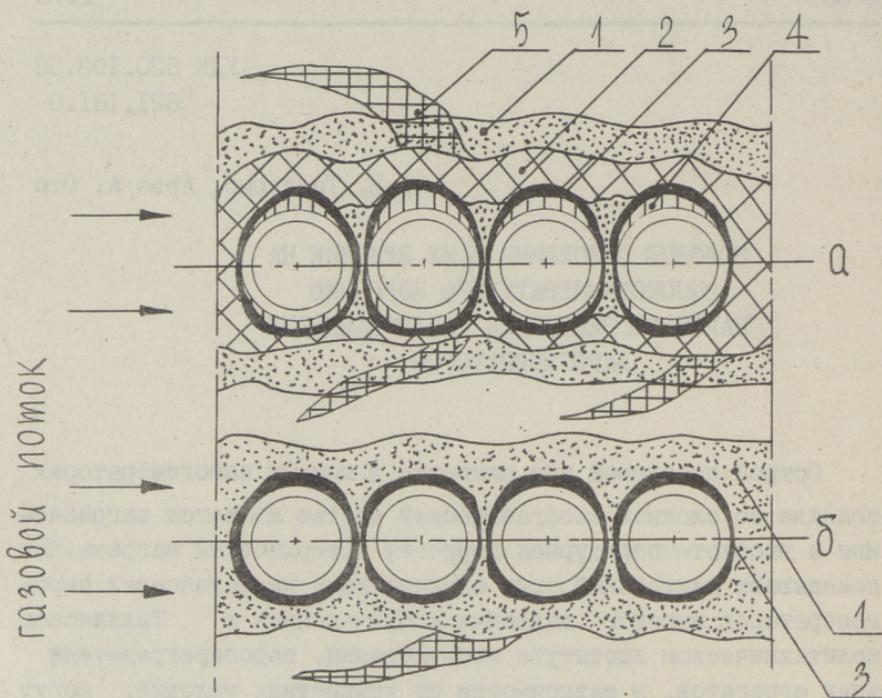
ЗОЛОВЫЕ ОТЛОЖЕНИЯ И ИХ ВЛИЯНИЕ НА
ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНУЮ КОРРОЗИЮ
ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЕЙ ПЫЛЕСЛАНЦЕВЫХ
ПАРОГЕНЕРАТОРОВ

Острой проблемой при сжигании в мощных парогенераторах топлива со сложной неорганической частью является загрязнение и высокотемпературная коррозия поверхностей нагрева. Как показывает длительный опыт эксплуатации пылесланцевых парогенераторов высокого давления и проведенные в Таллинском политехническом институте исследования, пароперегреватели этих агрегатов, в зависимости от конкретных условий, могут покрываться стабильными золовыми отложениями различной природы [1]. Также известно высокое коррозионное воздействие сланцевой золы и первоначальных отложений на котельные стали [2]. Установлено, что наиболее коррозионно-активными компонентами в сланцевой золе и в первоначальных золовых отложениях являются соединения хлора, щелочных металлов, кальция и серы [3, 2]. Поэтому можно предположить, что разные по своей структуре и физико-химическим свойствам, золовые отложения различно воздействуют на металл труб поверхностей нагрева парогенераторов, т.е. имеют различную коррозионную активность.

В настоящей работе приведены результаты некоторых физико-химических исследований образующихся на пароперегревателях пылесланцевых парогенераторов золовых отложений и их влияния на коррозию котельных сталей.

В пылесланцевых парогенераторах (ТП-17, ТП-67 и ТП-101) наиболее сильно загрязняются золовыми отложе-

ниями поперечно-обтекаемые части пароперегревателей. Типичные структуры образующихся на поперечно-обтекаемой части пароперегревателей отложений показаны на фиг. 1.



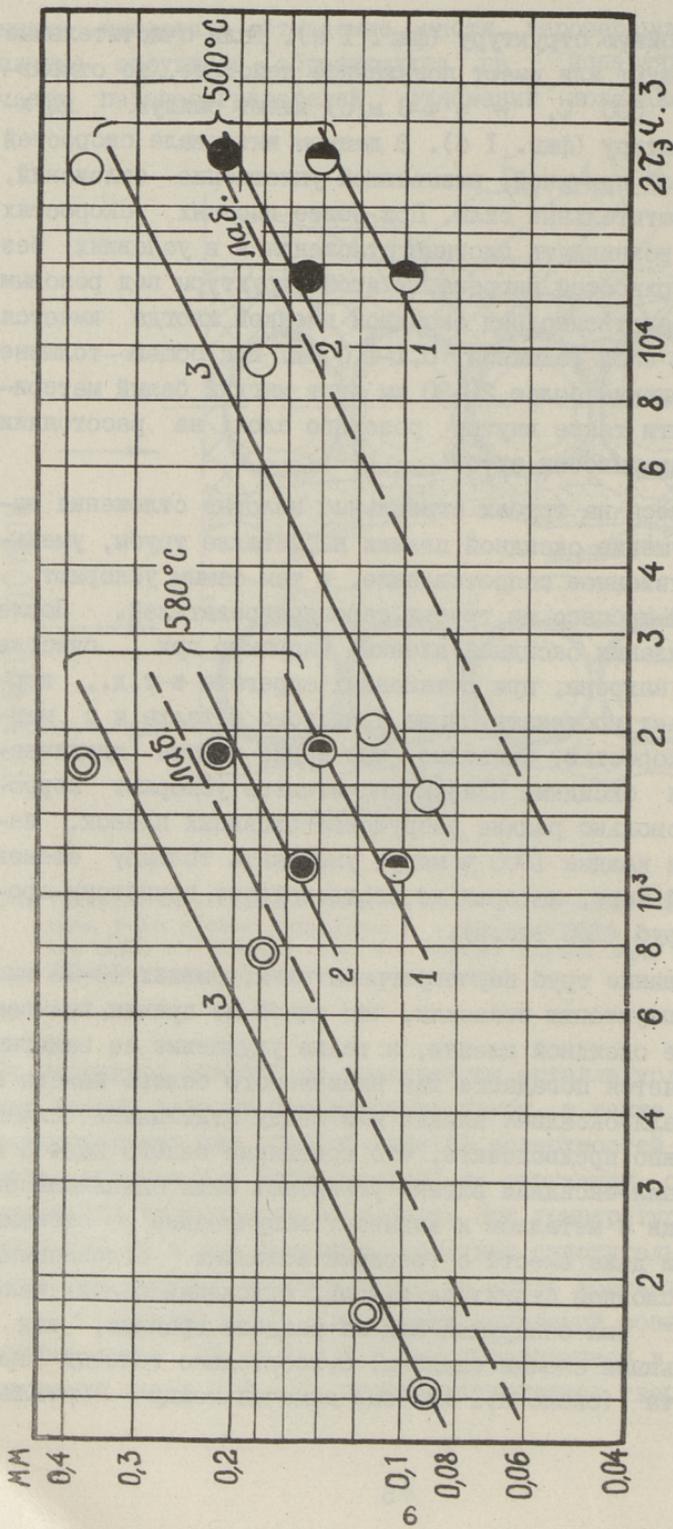
Фиг. 1. Типичные структуры наружных золовых отложений. а-4-х слойная структура, б-2-х слойная структура. 1 - наружный слой, 2 - кирпично-красный слой, 3 - розовый слой, 4 - твердый желтый слой, 5 - твердые, гладкие отложения типа т.н. "берьев".

Их структура зависит от температуры металла, условий осаждения частиц золы на поверхностях трубы, а также от величины очистительных сил. Способ очистки поверхностей нагрева (паровая обдувка или виброочистка) на структуру образующихся отложений существенно не влияет. При температуре металла выше 500°C и при умеренном действии очистительных сил (силовой импульс паровой струи на месте контакта с трубой $u < 100 \text{ кгс}^{\circ}\text{с}/\text{м}^2$ или размах колебаний, возникающих при виброочистке $2A < 0,4-0,6 \text{ мм}$), образующиеся в интервале скорости газов $4-8 \text{ м/с}$ отложения являются твердыми и име-

ют четырехслойную структуру (фиг. I а). Если очистительные силы отсутствуют или имеют пониженное действие, то отложения ($t_{\text{ст}} > 500^{\circ}\text{C}$, $w = 4-8$ м/с) имеют рыхлую двухслойную структуру (фиг. I б). В данном интервале скоростей газов основной причиной, вызывающей уплотнение отложений, являются очистительные силы. При более высоких скоростях газов могут возникнуть плотные отложения и в условиях без очистки поверхностей нагрева. У этой структуры под розовым слоем непосредственно над оксидной пленкой иногда имеется мягкий белый слой толщиной 0,1-1,0 мм. При общей толщине рыхлого отложения более 20-30 мм этот мягкий белый материал можно найти также внутри розового слоя, на расстоянии 3-5 мм от поверхности трубы.

Находящиеся на трубах стабильные золотые отложения вызывают разрушение оксидной пленки на металле трубы, уменьшая ее диффузионное сопротивление, и тем самым ускоряют коррозионный процесс на трубах пароперегревателей. После полной ликвидации оксидной пленки, например при очистке поверхности нагрева, при остановках агрегата и т.д., коррозия начинает протекать снова с чистого металла и с максимальной скоростью. Очевидно, что такие частые циклические удаления оксидных пленок значительно ускоряют коррозию. Даже довольно редкие разрушения оксидных пленок, например через каждые 1000 ч, могут уменьшать толщину стенок труб в такой мере, которая не соответствует принятому сроку службы труб (100 тыс.ч).

Исследование труб пароперегревателей, бывших 10-15 тыс. часов в эксплуатации показали, что одной из причин, вызывающих удаление оксидной пленки, а также ухудшение ее защитных свойств, является попадание так называемого белого налета на границу металл-оксидная пленка или между отдельными слоями окалина. Можно предположить, что попадание белого налета на границу металл-оксидная пленка уменьшает силы сцепления оксидной пленки с металлом и вызывает вспучивание и отскакивание пленки даже вместе с твердыми золотыми отложениями. При четырехслойной структуре золотых отложений белый налет типа "иней" был обнаружен как на разделе границы, так и между отдельными слоями окалина. Относительно толстый слой белого налета (около 0,1 мм) был замечен между металлом



Фиг. 2. Зависимость глубины коррозии стали 12Х2МФСР от эквивалентного времени, 1- твердые отложения (14-ые трубы 4-ой ширины), 2- твердые отложения (3-ьи трубы 8-ой ширины), 3 - рыхлые отложения (3-ьи трубы 8-ой ширины).

трубы и оксидной пленкой тогда, когда трубы покрыты рыхлыми отложениями двухслойной структуры, а особенно при наличии под розовым слоем мягкого белого вещества. Если нижний мягкий белый слой отложения отсутствует, то не существует также белого налета на границе металл-оксидная пленка.

Результаты промышленных опытов показывают, что интенсивность коррозии труб ширмовых пароперегревателей сильно зависит от структуры и химического состава натрубных золотых отложений (фиг. 2). Под рыхлыми отложениями двухслойной структуры (кривая 3) при одной и той же температуре металла скорость коррозии стали I2X2MФСР примерно в 1,5-2,5 раза больше, чем под твердыми отложениями четырехслойной структуры (кривые 1 и 2). Такая разница обусловлена по-видимому различным содержанием коррозионно-активных веществ в рыхлых и твердых слоях отложений (таблица 1). Неодинаковая интенсивность коррозии под твердыми отложениями (кривые 1 и 2) вызвана вероятно уменьшением содержания Cl в отложениях со временем. После 14 тыс. ч работы хлор в твердых отложениях практически отсутствует. Возможно, что аналогичное уменьшение хлора происходит со временем также и в рыхлых отложениях, так как белый мягкий слой, содержащий около 17 % хлора, только местами был обнаружен под розовым слоем. Таким образом, несмотря на практически одинаковое содержание хлора в рыхлых отложениях после 10-14 тыс.ч и в летучей золе, сталь под рыхлыми отложениями корродировалась интенсивнее, чем под влиянием летучей золы (лабораторные опыты). Можно предполагать, что это обусловлено тем, что среднее интегральное содержание хлора в рыхлых отложениях больше (в промежутке времени 2 ч - 14 тыс. ч содержание хлора уменьшалось от 17 % до 0,41 %), чем в золе, применяемой в лабораторных опытах. Кроме этого под рыхлыми отложениями оксидная пленка непрочно связана с основным металлом. Рыхлые отложения удаляются легко вместе с оксидной пленкой под воздействием собственного веса или других слабых возмущений (усилий) в виде сплошной коры, размеры которой часто охватывают полный периметр трубы. Об этом свидетельствуют также эксплуатационные наблюдения за температурой перегретого пара, которая после пуска парогенератора из холодного резерва на 10-15 °С выше, чем это было до остановки агрегата.

Т а б л и ц а I

Усредненный химический состав летучей золы и отложений по слоям с ширмовых пароперегревателей

Компоненты в %	Летучая зола	Твердый желтый слой	Мягкий розовый слой	Белый мягкий слой (из-под розового слоя)
SiO_2	31,3	9,25	13,77	7,27
Fe_2O	5,2	4,85	7,38	2,46
Al_2O_3	8,7	2,78	6,01	2,64
CaO	40,3	11,50	17,72	9,59
MgO	5,4	1,69	1,76	0,57
Na_2O	0,1	0,52	0,39	0,54
K_2O	2,6	25,59	17,52	39,22
$\text{SO}_3^{\text{общ.}}$	7,1	42,69	38,87	20,66
$\text{SO}_3^{\text{сульф.}}$	6,9	42,36	38,65	20,65
Cl	0,5	0,09	0,41	17,10
Потеря при прокаливании	-	4,67	2,14	14,08

Микроскопические исследования оксидных пленок, взятых с труб из-под твердых отложений, показали, что основная масса белого вещества на границе металл-оксидная пленка сконцентрирована вблизи сквозных трещин в самой оксидной пленке. Попадание названного вещества на границу между металлом и оксидной пленкой происходит по-видимому путем диффузии и главным образом, через сквозные трещины, так как края таких сквозных трещин также покрыты тем же белым веществом. Возможна также диффузия некоторой части вещества к более холодной поверхности через кристаллическую решетку оксидной пленки.

Образование трещин в оксидной пленке обусловлено главным образом разностью коэффициентов термического расширения металла и ее окислов.

Усредненный химический состав отложений по отдельным слоям и летучей золе приведен в таблице I. Видно, что химический состав отдельных слоев золовых отложений заметно различается. Желтый слой (4-х слойная структура) характеризуется низким содержанием SiO_2 , Al_2O_3 , CaO , MgO , которых в среднем в 3,3 раза меньше, чем в летучей золе. Зато в желтом слое количество соединений щелочных металлов (особенно K_2O) и сульфатной серы превышает их содержание в летучей золе приблизительно в 6-10 раз, а хлора, наоборот, приблизительно в 5 раз меньше, чем в летучей золе.

Содержание щелочей и сульфатной серы в розовом слое приблизительно в 6 раз больше, чем в летучей золе. Количество хлора в этом слое не отличается существенно от содержания его в летучей золе.

Белый мягкий слой, из-под розового слоя (двухслойная структура) характеризуется самым низким содержанием SiO_2 , Al_2O_3 , CaO и MgO и самым высоким содержанием щелочей и хлора - 39,2 и 17,1 % соответственно.

Из приведенных данных следует, что самое большое количество коррозионно-активных компонентов содержит белый мягкий слой из-под розового слоя и розовый слой. Поскольку эти слои находятся в непосредственном контакте с оксидной пленкой или металлом трубы, то в первую очередь большой теоретический и практический интерес представляет выявление минералогического состава отдельных соединений в этих слоях, а также в белом "ине".

Химический состав белого "инея" на границе металл-оксидная пленка не удалось определить из-за ничтожного его количества.

Рентгеноструктурный анализ проб разных слоев проводился на рентгеновской установке типа ДРОН-I при следующем режиме работы прибора: $U = 33$ кВ, $I = 34$ мА. При анализах использовалась рентгеновская трубка с медным излучением (фильтр NiO).

Расшифровка рентгенограмм показала, что белое кристаллическое вещество, находящееся между отдельными слоями окарины, состоит в основном из KCl и K_2SO_4 . В рентгенограммах мягкого белого слоя (из-под розового слоя) кроме интенсивных линий KCl присутствуют еще линии K_2SO_4 . Возможно также присутствие $K_2Ca_2(SO_4)_3$ и $CaSO_4$, однако они не могут быть преобладающими. В розовом слое основным компонентом является $K_2Ca_2(SO_4)_3$. Кроме этого присутствуют еще $CaSO_4$ и K_2SO_4 . Кроме названных соединений, обнаружены еще Fe_2O_3 , $\beta-Ca_2SiO_4$ и $CaSiO_3$. Наличие KCl сомнительно. Желтый слой отложений по минералогическому составу похож на розовый слой, но $K_2Ca_2(SO_4)_3$ и K_2SO_4 больше в розовом слое. Fe_2O_3 в желтом слое отсутствует.

Рентгеноструктурный анализ белого "иней", из-за ничтожного его количества на разделе металл-оксидная пленка, проводился методом порошка на рентгеновской установке типа УРС-55а. Анализ рентгенограмм показал, что он состоит из KCl , K_2SO_4 и $K_2Ca_2(SO_4)_3$, т.е. содержит те же соединения, которые были обнаружены в белом мягком слое (из-под розового слоя) и в белом кристаллическом веществе обнаруженном между отдельными слоями окарины.

Образование на оксидной пленке белого мягкого слоя с высоким содержанием KCl и K_2SO_4 является, по-видимому, результатом диффузии компонентов этих коррозионно-активных соединений из дымовых газов к более холодной поверхности трубы. Этому процессу способствует незначительное диффузионное сопротивление рыхлого розового слоя.

В ы в о д ы

I. Структура и физико-химические свойства золых отложений, образующихся на пароперегревателях пылесланцевых парогенераторов, зависят от воздействия на поверхность нагрева очистительных сил. С увеличением очистительных сил (удельный силовой импульс паровой струи в месте контакта с поверхностью, амплитуда вибрации при виброочистке и т.д.) прочность золых отложений увеличивается.

2. Со снижением прочности отложений количество коррозионно-активных компонентов в них увеличивается. В твердых золовых отложениях (твердый желтый слой) количество хлора за 9 тыс. ч не превышает 0,1 %, а в белом мягком слое (рыхлые отложения) - около 17 %. Образующаяся под влиянием рыхлых отложений (очистка отсутствует или является слабой) на трубы оксидная пленка легко растрескивается и разваливается вместе с отложениями.

3. Коррозия перлитных сталей под влиянием рыхлых золовых отложений примерно в 1,5-2,5 раза выше, чем под воздействием твердых отложений. Например, глубина коррозии стали 12Х2МФСР в течение 14 тыс. ч при температуре металла 510 °С под рыхлыми отложениями составляет 0,27 мм, а под твердыми отложениями 0,11 мм. Аналогичная качественная картина получена и при стали 12Х1МФ. Коррозионная активность твердых отложений приблизительно равна или несколько ниже коррозионной активности летучей золы.

4. Для уменьшения интенсивности коррозии труб пароперегревателей необходимо, чтобы они были покрыты твердыми золовыми отложениями. Минимально необходимой их толщиной можно считать 1-1,5 мм. С этой точки зрения наиболее эффективным методом очистки, способствующим образованию однородных твердых золовых отложений, является виброочистка.

Л и т е р а т у р а

1. И.П. Эпик. Влияние минеральной части сланцев на условия работы котлоагрегата. Таллин, 1961.

2. А.А. Отс, Х.И. Таллермо, Э.Л. Томанн. Влияние первоначальных отложений на высокотемпературную коррозию котельных сталей. Теплоэнергетика, № 1, 1972.

3. И.П. Эпик, Х.Х. Арро. О роли хлоридов в процессах загрязнения коррозии поверхностей нагрева при сжигании эстонских сланцев. Известия АН ЭССР, серия физ.-мат., 16, № 4, 1967.

The Influence of the Deposites on
the High Temperature Corrosion of
the Superheaters of Oil Shale Fi-
red Boilers

Summary

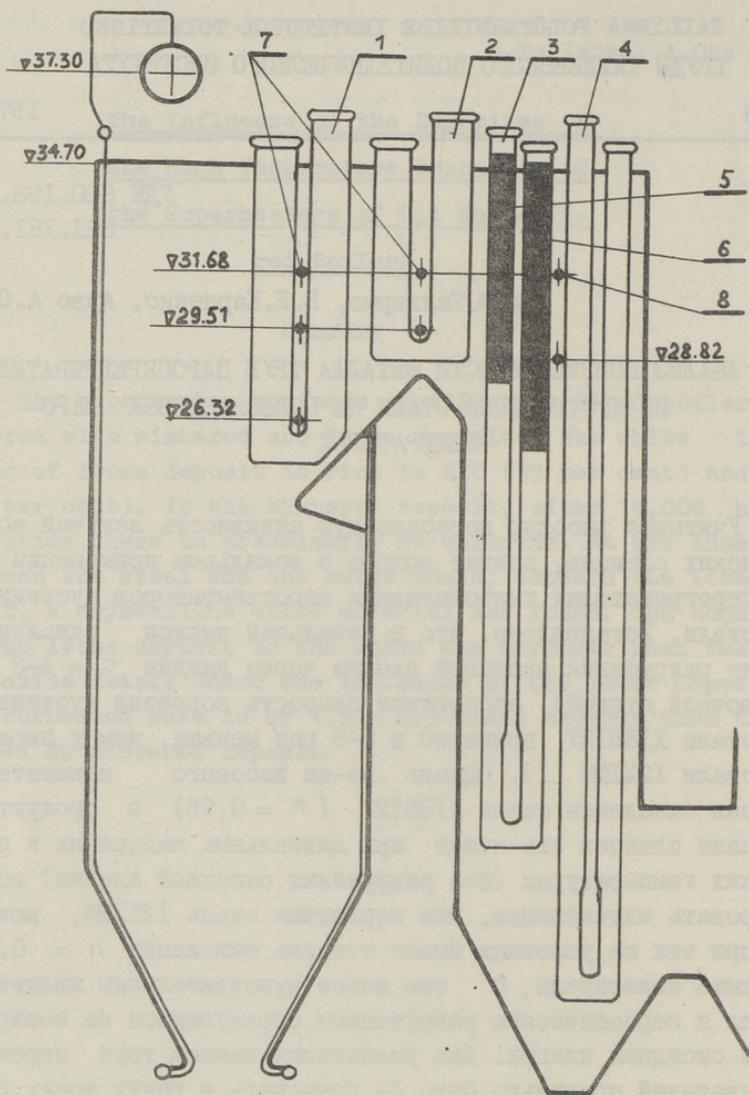
The superheater surfaces of oil shale fired boilers are covered with sintered and loose deposits. The white inner layer of loose deposit is rich in K_2O (39 per cent) and Cl (17 per cent). In the sintered deposit, after 14,000 hours operation there is practically no chlorine. At the interface between the steel and the oxide scale, beneath the loose deposit, a crystalline white material was found. The bonding of the loose deposit to the oxide was stronger than that of the oxide metal. Under the influence of the loose deposit the corrosion rate is by 1.5 - 2.5 times severer than that caused by sintered deposit.

УДК 620.193.53
621.181.8

Х.И.Таллермо, В.Б.Карпенко, Арво А.Отс

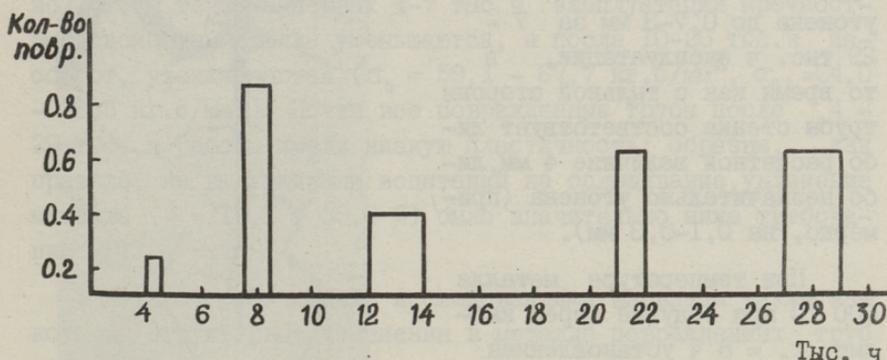
АНАЛИЗ ПОВРЕЖДАЕМОСТИ МЕТАЛЛА ТРУБ ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЕЙ
ИЗ АУСТЕНИТНОЙ СТАЛИ НА ПЫЛЕСЛАНЦЕВЫХ ПАРО-
ГЕНЕРАТОРАХ

Учитывая высокую коррозионную активность летучей золы эстонских сланцев, поднят вопрос о локальном применении в пароперегревателях пылесланцевых парогенераторов аустенитной стали. Установлено, что в начальный период окисления (после разрушения оксидной пленки через каждые $\tau_0 = 4-8$ ч обдувочной струей) абсолютная скорость коррозии аустенитной стали Х18Н12Т примерно в 8-9 раз меньше, чем у перлитной стали 12Х1МФ [1]. Однако из-за высокого показателя степени окисления стали Х18Н12Т ($n = 0,75$) в продуктах сгорания сланцев она может при длительных выдержках и при высоких температурах (без разрушения оксидной пленки) корродировать интенсивнее, чем перлитная сталь 12Х1МФ, которая при тех же условиях имеет степень окисления $n = 0,4$. Чем выше показатель, n тем менее чувствительным является металл к периодическим разрушениям, образующимся на поверхности оксидных пленок. Для уменьшения износа труб пароперегревателей правильно было бы применять в таких зонах, где происходит циклическое удаление оксидной пленки обдувочной струей аустенитную сталь Х18Н12Т, а в зонах без циклического удаления пленки - перлитную сталь 12Х1МФ. Нельзя не отметить, что в условиях сжигания сланцев аустенитная сталь в некоторых случаях склонна к межкристаллитной коррозии. Исходя из вышеизложенного, в данной статье анализируется причина повреждаемости труб пароперегревателей из аустенитной стали, прошедших длительную эксплуатацию.



Фиг. 1. Общий вид ширмового пароперегревателя типа ТП-67.
 1 - топочные ширмы, 2 - промежуточные ширмы,
 3 - длинные ширмы опускного газохода, 4 - ширмы
 вторичного пароперегревателя, 5 - аустенитная часть
 средних 16-и ширм, 6 - аустенитная часть
 крайних 16-и выходных ширм, 7 - обдувочные аппараты типа ОГП,
 8 - обдувочные аппараты типа ОГ.

На пылесланцевых парогенераторах Прибалтийской ГРЭС типа ТП-67 ($p = 13,7$ МПа $t = 540/540$ °С, $D = 89$ кг/с) часть труб выходных ширм первичного пароперегревателя изготовлена из аустенитной стали Х18Н12Т $\phi 32 \times 4$ мм (фиг. 1).



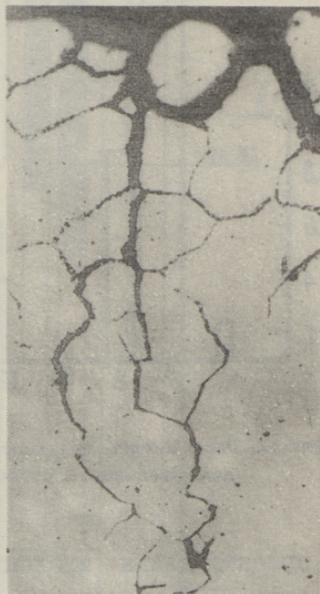
Фиг. 2. Зависимость количества повреждений на 1 котел от продолжительности работы.

По проекту длина аустенитной части пароперегревателя должна быть 7100 мм, однако из-за интенсивной коррозии ниже расположенных труб перлитной стали 12Х1МФ (глубина коррозии составляла в некоторых ширмах за 21-24 тыс.ч эксплуатации до 1,5-2 мм при температуре до 585 °С), участки аустенитных труб были наращены во время капитальных ремонтов до длины 9000 мм. Первичные пароперегреватели, в том числе и их аустенитная часть, очищаются от натрубных золовых отложений обдувочными аппаратами типа ОГ и ОГП.

Статистика повреждения труб пароперегревателя из стали Х18Н12Т показана на фиг. 2. Анализ повреждений показывает, что основная масса разрушений труб происходит на высоте расположения обдувочных аппаратов. Около 50 % повреждений произошло на первых выходных трубах (1 по 5) крайних выходных ширм. Теплоемкость, а следовательно, и температура металла этих труб около 30 % выше, чем на остальных трубах ширм. Учитывая развертки температур перегретого пара по коллекторам и сторонам пароперегревателя, температура металла первых выходных труб может превышать 600 °С. Кроме

высокой температуры металла эти трубы находятся в зоне сильного неизотермического действия обдувочной струи. При очистке аустенитных труб паровой струей поверхность металла гладкая, без характерной "бугристости" изношенных участков. Поврежденные трубы имеют, как правило, хрупкий разрыв, чаще всего с одновременным вырывом части металла из зоны разрушения. Стенка трубы в месте разрыва обычно утонена до 0,7–3 мм за 7–29 тыс. ч эксплуатации, в то время как с тыльной стороны трубы стенка соответствует либо расчетной величине 4 мм, либо незначительно утонена (примерно, на 0,1–0,3 мм).

При температуре металла 600 °С при обдувке через каждые $\tau_0 = 8$ ч установленная глубина износа за 7–29 тыс. ч хорошо согласуется с опытными данными, приведенными в [2]. По этим данным глубина износа трубы должна быть 0,83–3,44 мм на лобовой стороне и на тыльной стороне 0,095–0,26 мм. Отсюда можно сделать вывод, что в лобовой стороне под воздействием очистительных сил произошло циклическое разрушение оксидной пленки, а на тыльной стороне пленка не разрушалась.



Фиг. 3. Проникновое межкристиаллитной трещины в глубину металла.

Исследованием большого количества поврежденных аустенитных труб в Центральной лаборатории металлов и сварки "ЭСТОНЭНЕРГОРЕМОНТА" установлено, что основными причинами разрывов пароперегревательных труб на парогенераторах типа ТП-67 явились следующие:

- 1) чрезмерное утонение стенки труб коррозионно-эрозийным действием струи;
- 2) низкая жаропрочность отдельных труб, обусловленная исходной мелкозернистой структурой аустенита;

3) периодические, а в некоторых случаях даже длительные перегревы металла, вызывающие интенсивную коррозию с наружной поверхности труб.

Данные проведенных исследований позволили установить, что структура и кратковременные механические свойства аустенитных труб в эксплуатационных условиях несколько меняются по сравнению с исходными по МРТУ I4-4-2I-67. Замечено, что в течение первых 4-7 тыс. ч эксплуатации прочностные свойства металла уменьшаются, а после 10-20 тыс. ч наоборот, увеличиваются ($\sigma_b = 59,1 - 67,7$ кг.с/мм², $\sigma_{0,2} = 24,0 - 38,5$ кг.с/мм²). Почти все поврежденные трубы после 4 - 29 тыс. ч работы имели низкую пластичность: образцы, как правило, не выдерживали испытаний на сплющивание, удлинение металла ($\delta = 19,1 - 35,0$ %) было значительно ниже требований МРТУ.

Металлографическими исследованиями выявлены также некоторые структурные изменения в металле поврежденных труб за время эксплуатации, которые вполне согласуются с литературными (например [3]) данными. Результаты исследований показали, что до 7 тыс. ч эксплуатации в микроструктуре металла обнаруживается только альфа-фаза, а после 8 тыс. ч во всех исследованных трубах присутствует только сигма-фаза. Именно выделением мелкодисперсных вторичных фаз и особенно наличием сигма-фазы в структуре аустенитных труб можно объяснить значительное повышение прочности и резкое снижение пластичности металла в процессе эксплуатации.

Металл поврежденных труб в 27 % случаях имел мелкое зерно аустенита (8-12 баллов стандартной шкалы зернистости), из которых только одна труба разрушилась с остаточной деформацией порядка 12 % после 13 тыс. ч работы. Остальные трубы с исходной мелкозернистой микроструктурой разрушились бездеформационно даже после 28-29 тыс. ч эксплуатации. Следует отметить также, что в микроструктуре поврежденных труб особенно с мелкозернистой структурой, наблюдается более интенсивное выделение сигма-фазы, вызывающее значительное охрупчивание металла даже за сравнительно небольшой срок эксплуатации.

Большинство поврежденных труб имело нормальную величину зерна. Большой процент повреждений при этом приходился

на трубы с величиной зерна 4–6 баллов. Все исследованные трубы повреждались бездеформационно с заметным утонением стенки и уменьшением периметра.

Одним из особых изменений, происходящих в структуре металла всех аустенитных труб пароперегревателей в условиях сжигания эстонских сланцев, является образование на их наружной поверхности трещин, заполненных продуктами коррозии. Трещины носят межкристаллитный характер (вид сплошной сетки) и распространяются на различную глубину в пределах даже всего сечения поврежденных труб. Самое глубокое проникновение трещин коррозии металла имеет место на поврежденных участках труб в выходных ширмах I–3 и 30–32 и составляет, например, за 29 тыс. ч эксплуатации I,0–I,9 мм. Исследованиями поврежденных участков аустенитных труб установлено, что коррозионные трещины имеют максимальную глубину залегания непосредственно в месте износа. Лобовая стенка трубы (со стороны действия струи) в данном месте значительно утонена. Наружная поверхность тех же труб с тыльной стороны, а также лобовая сторона этих труб вне зоны действия обдувки остается практически без изменения: стенка труб почти не утоняется, максимальная глубина проникновения коррозионных трещин составляет всего 0,04–0,2 мм.

Более интенсивная коррозия аустенитных труб, находящихся в зоне действия струи, связана, по-видимому, с попаданием конденсата из сопел обдувочных аппаратов, вследствие чего эти трубы периодически охлаждаются и нагреваются. Такие циклические теплосмены ускоряют процесс межкристаллитной коррозии металла – до образования сквозных трещин. Резкие изменения коррозионных разрушений в металле делают их подобными острым надрезам, что и приводит к преждевременному хрупкому разрыву труб (пораженных межкристаллитными трещинами) в процессе эксплуатации. На фиг. 3 показана одна из таких трещин, расположенная вблизи места разрыва трубы.

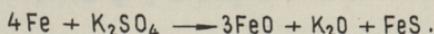
Неодинаковое протекание межкристаллитной коррозии металла на лобовой и на тыльной стороне трубы, а также на соседних трубах (вне зоны усиленного действия обдувочной струи) связано, по-видимому следующими причинами. На ускорение процесса межкристаллитной коррозии металла труб в зоне усиленного действия струи, в первую очередь, оказывают

агрессивное действие именно первоначальные золотые отложения, богатые соединениями щелочных металлов и хлоридов [1, 4]. После каждой очистки эти отложения заменяются на новые, т.е. металл трубы фактически работает под свежими и агрессивными золотыми отложениями. С увеличением времени выдержки агрессивность таких отложений снижается [5].

Кроме этого стабильные отложения представляют для трубы определенную защиту против неизотермического действия струи. Именно этим можно объяснить проникновение межкристаллитной коррозии на незначительную глубину металла под твердыми отложениями.

Микроисследования металла образцов из стали Х18Н12Т, прошедших испытания в условиях паровой обдувки [6] показали, что при 600 °С на лобовой стороне имеется также скопление межкристаллитных трещин с максимальной глубиной залегания 0,13–0,45 мм (за 250 ч испытания). Явная межкристаллитная коррозия у этой стали обыкновенно при 500 °С не наблюдалась. С тыльной стороны, как при 600 °С, так и при 500 °С, межкристаллитная коррозия отсутствует.

По многим литературным данным межкристаллитная коррозия аустенитной стали обусловлена действием сульфида железа, который образуется, по реакции [7]



В условиях сжигания сланцев присутствие $\text{K}_2\text{S}_2\text{O}_8$ было установлено рентгеноструктурным анализом в натрубных золотых отложениях.

В ы в о д ы

Статистическим анализом повреждений аустенитных труб пароперегревателей пылесланцевых парогенераторов типа ТП-67 Прибалтийской ГРЭС, установлено:

I. На всех поврежденных трубах в течение первых 4–7 тыс. ч эксплуатации прочностные свойства металла уменьшаются, а после 10–20 тыс.ч наоборот, увеличиваются по сравнению с исходными по МРТУ I4-4-2I-67. Почти все поврежденные трубы после 4–29 тыс. ч эксплуатации имеют очень низкую пластичность.

2. В металле поврежденных труб обнаружено выделение вторичных фаз: до 7 тыс. ч эксплуатации в структуре наблюдается альфа-фаза, после 8 тыс. ч только сигма-фаза.

3. Из общего числа повреждений 27 % случаев составляли трубы с мелким зерном (8–12 балл). Остальная масса разрушенных труб имела нормальное зерно, чаще всего 4–6 баллов. Все трубы разрушались бездеформационно, со значительным утонением стенки в месте разрыва.

4. Основная масса повреждений аустенитных труб происходит на высоте обдувочных аппаратов. С наружной поверхности всех разрушенных труб наблюдались межкристаллитные трещины различной глубины. Максимальная глубина залегания трещин обнаружена в зоне действия паровой обдувки, минимальная с тыльной стороны труб.

5. Интенсивное развитие межкристаллитной коррозии является результатом совместного действия на металлы агрессивных первоначальных золовых отложений и попаданием конденсата и паровой струи. Во избежание резких перепадов температур в металле от паровой струи, необходимо тщательное тренирование как обдувочного трубопровода, так и самого обдувочного аппарата.

Л и т е р а т у р а

1. А.А. Отс, Х.И. Таллермо, Э.Л. Томанн. Влияние первоначальных золовых отложений на интенсивность коррозии. Теплоэнергетика, № 1, 1972.

2. И.И. Эпик, Э.Л. Томанн, Арво А. Отс. Лабораторные исследования кинетики окисления котельных сталей в среде продуктов сгорания сланцев. Труды ТПИ, серия А, № 316, 1971.

3. А.А. Моисеев, Е.С. Громова. Обобщение опыта применения стали Х18Н12Т на тепловых электростанциях. Сб. статей ОРГРЭС, 1966.

4. Х.Х. Арро, В.Э. Валликиви, Х.И.Таллермо, И.П. Эпик. Исследование образования первичного слоя отложений на пароперегревателях котлоагрегатов, сжигающих эстонские сланцы. Труды ТПИ, серия А, № 255, 1967.

5. X.X. A p p o, И.П. Э п и к. О роли хлоридов в процессах загрязнения - коррозии поверхностей нагрева при сжигании эстонских сланцев. Известия АН ЭССР. Серия физ.-мат., 16, № 4, 1967.

6. И.П. Э п и к, X.И. Т а л л е р м о, Э.Л. Т о м а н н. Основы для определения износа поверхностей нагрева пароперегревателей при обдувке и дробевой очистке. Труды ТПИ, серия А, № 265, 1968.

7. P.A. A l e x a n d e r. Laboratory Studies of the Effects of Sulphates and Chlorides on the Oxidation of Superheater Alloys. Mech. of Corr. Fuel Impurities. Buterworths, London, 1963.

H.Tallermo, V.Karpenko, A.Ots

Analysis of Superheater of Austenitic Steel

Tube Failures of Oil Shale Fired Boilers

Summary

The composition of steel contained secondary phases and its mechanical properties changed during service at high temperatures. In the zone of cleaning by shoot-blowers the largest number of failures occurred in the outlet bank of superheater. An extensive oxide penetration and severe wastage was observed on that part of the tube circumference facing the spray. It seems, the oxide penetration is caused by the first layer of deposit, rich in chlorine and potassium, and by the effect of cycle cooling by shoot blowing.

УДК 536.244:62I, I8I.8

Р.А. Круус

О КОНВЕКТИВНОЙ ТЕПЛОТДАЧЕ ШИРМЫ ПРИ
НИЗКИХ ЧИСЛАХ Re

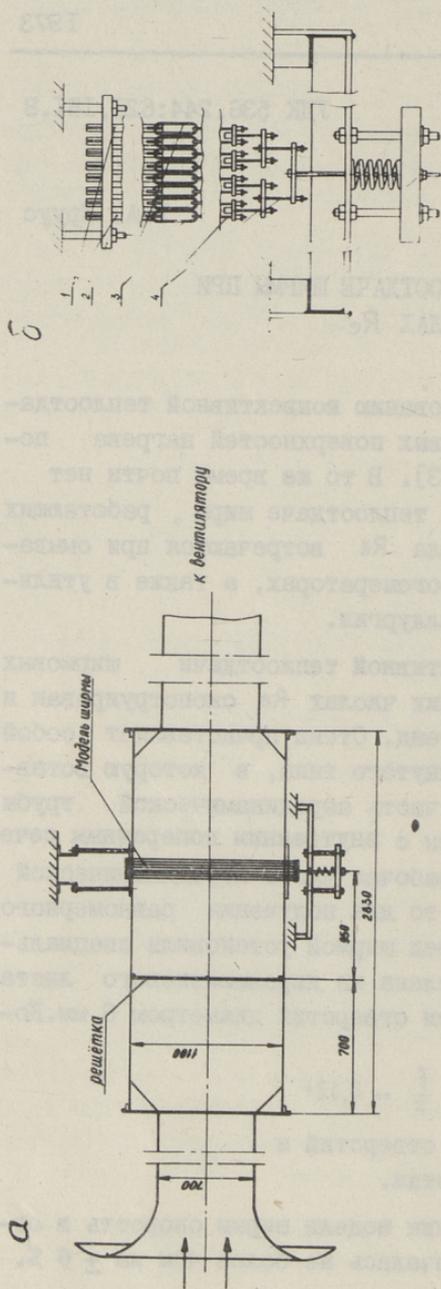
В последние годы исследованию конвективной теплоотдачи поперечно-обтекаемых ширмовых поверхностей нагрева посвящено несколько работ [1, 2, 3]. В то же время почти нет опытных данных о конвективной теплоотдаче ширм, работающих при числе $Re < 1000$. Такие числа Re встречаются при омывании ширм в энергетических парогенераторах, а также в утилизационных котлах цветной металлургии.

Для исследования конвективной теплоотдачи ширмовых поверхностей нагрева при низких числах Re сконструирован и построен экспериментальный стенд. Стенд представляет собой аэродинамическую трубу разомкнутого типа, в которую вставляется модель ширмы. Рабочая часть аэродинамической трубы (фиг. 1) изготовлена из фанеры с внутренним поперечным сечением 1100×550 мм. Так как рабочая часть аэродинамической трубы сравнительно короткая, то для получения равномерного поля скоростей по сечению перед ширмой установили специальную решетку. Решетка была сделана из дюралюминиевого листа $\delta = 3$ мм путем сверления в нем отверстий диаметром 6 мм. Коэффициент просвета

$$\alpha = \frac{f}{F} = 0,521,$$

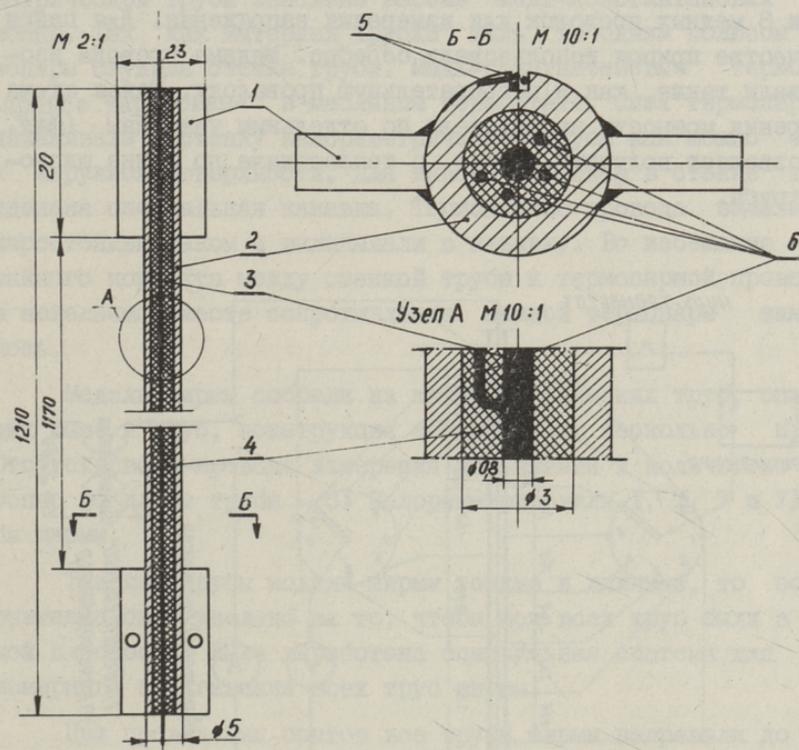
где f — суммарная площадь отверстий и
 F — общая площадь решетки.

За решеткой в зоне расположения модели ширмы скорость в отдельных пунктах сечения отличалась не более чем на $\pm 6\%$.



Фиг. 1. а) Схема рабочей части аэродинамической трубы, б) Конструкция нагнетания труб, 1- калиброванные трубы, 2- выравнивающие пластины, 3 и 4- соединительные элементы.

Модель ширмы состоит из отдельных калориметрических труб, соединенных между собой при помощи специальных планок. Калориметрические трубы (фиг. 2) работают по принципу постоянного теплового потока. Нагревали все трубы ширмы. Направление теплового потока — от труб ширмы к омываемому потоку. Для получения малых значений критерия Re при умеренных скоростях потока выбирали диаметр труб ширмы $d = 5$ мм.

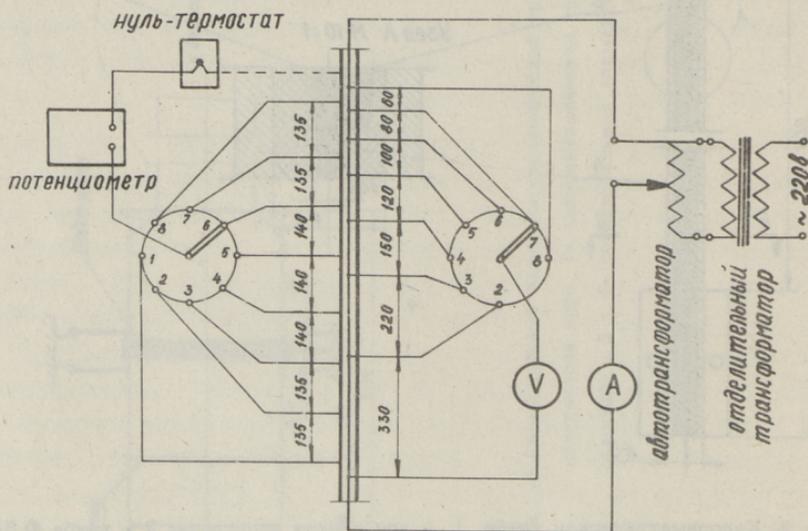


Фиг. 2. Калориметрическая труба. 1 — крепленная пластинка; 2 — труба $\varnothing 5/3$; 3 — нагревательная проволока; 4 — изоляция из стеклянной нити; 5 — термопары; 6 — медные провода для измерения напряжения.

Калориметрические трубки изготовлены из меди. Так как степень черноты меди сильно изменяется в зависимости от температуры и от оксидирования поверхности, то наружную поверхность трубы хромировали. Степень черноты хромированной по-

верхности трубы в исследуемой области температур определялась методом сравнения путем покрытия поверхности трубы тонким слоем сажи, степень черноты которой известна.

Нагревательным элементом калориметрических труб была нихромовая проволока ϕ 0,8 мм. Для электрической изоляции нагревателя от внутренней поверхности трубы на нихромовую проволоку наматывалось несколько слоев стеклянной нити, смазанной смесью жидкого стекла с двуокисью циркония и кремнефтористым натрием. К каждой нагревательной проволоке припаяли 8 медных проволок для измерения напряжения. Для пайки в качестве припоя использовали серебро. Медные провода изолировали также, как и нагревательную проволоку. Такая схема измерения мощности нагревателя по отдельным участкам (фиг. 3) позволяет получить данные о теплоотдаче по длине ширмовой трубы.



Фиг. 3. Измерительная схема калориметрической трубы.

При такой схеме также устранены торцевые тепловые потери калориметрической трубы. Мощность нагревателя позволяет получить температурный напор между поверхностью ширмовой трубы и набегающим потоком до 200 К.

Электрический ток подается от сети через отделительный трансформатор 220/220 В и автотрансформатор. Для измерения силы тока используется трансформатор тока и амперметр типа Э-59. Питание каждой калориметрической трубы индивидуальное. Перепад напряжения по отдельным участкам нагревателя измеряли вольтметром Д 523, который имеет достаточно большое внутреннее сопротивление.

Для измерения температуры поверхности в стенке калориметрической трубы заложено восемь медь-константановых термопар. Так как материал трубки медь, то одним полюсом термопар служила стенка трубы. Медь-константановые термопары заранее тарированы в масляном термостате. Спая термопар зачеканивали в стенку калориметрической трубы как можно ближе к наружной поверхности. Для вывода термопар в стенке трубы сделана специальная канавка. Термопарные провода замазывали жаростойким лаком и вкладывали в канавку. Во избежание случайного контакта между стенкой трубы и термопарной проволоки в нежелаемом месте сопротивление каждой термопары замерялось.

Модель ширмы собрали из калориметрических труб, описанных выше, и труб, конструкция которых была несколько проще. Отсутствовали провода измерения напряжения и количество термопар по длине трубы - 3. Калориметрировали I, III, V и VI трубы ширмы.

Так как трубы модели ширмы тонкие и длинные, то особое внимание было уделено на то, чтобы оси всех труб были в одной плоскости. Была выработана специальная система для равномерного натягивания всех труб ширмы.

При проведении опытов все трубы ширмы нагревали до одинаковой температуры поверхности. Замеряли температуру поверхности калориметрических трубок, напряжение по отдельным участкам нагревателя и силу тока. Температуру омывающего потока измеряли термопарами до и за ширмой. Средний коэффициент теплоотдачи вычисляется по формуле:

$$\alpha = \frac{J \cdot U}{\pi d l \Delta t},$$

где d и l - соответственно диаметр и длина исследуемого участка трубы,

J и U - сила тока и перепад напряжения на участке трубы длиной l ,

Δt - средний температурный напор на участке длиной l .

Для определения среднего температурного напора нарисовали эпюру температур по длине калориметрической трубы. Графическим интегрированием нашли для каждого участка средний температурный напор.

Коэффициент теплоотдачи конвекцией:

$$\alpha_k = \alpha - \alpha_u,$$

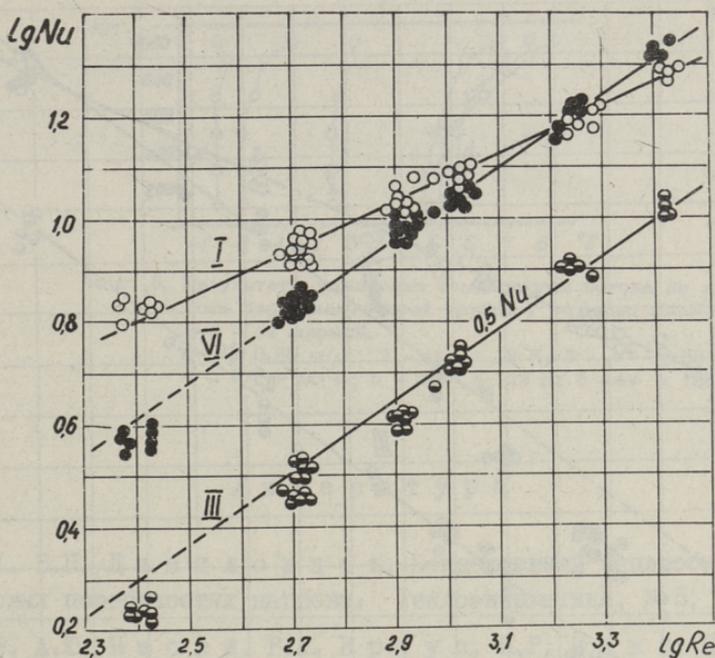
где α_u - коэффициент теплоотдачи излучением.

Для измерения средней скорости омывающего потока пользовались электротермоанемометром ЭТАМ-ЗА, датчик которого тарировали на специальном стенде.

Опытные данные обрабатывались в виде $Nu = f(Re)$. Физические константы определены при температуре набегающего потока. Из опытных данных (фиг. 4 и 5) видно, что теплоотдача первой трубы ширмы совпадает с теплоотдачей одиночного поперечнообтекаемого цилиндра. Теплоотдача первой трубы значительно выше теплоотдачи глубинных труб. Это объясняется маленькой интенсивностью пульсации между трубами ширмы в исследуемой области числа Re . Первая труба омывается свежим потоком, следующие трубы из-за малой интенсивности пульсации нагретым потоком. Характерным показателем этого процесса могут служить измерения температуры перед и за ширмой. При числе $Re > 2000$ не было заметно разницы между показаниями термомпар, расположенных в плоскости ширмы до и за ней. С уменьшением числа Re увеличивается разница температур потока перед и за ширмой. На фиг. 6 показаны результаты измерения температуры перед и за ширмой на расстоянии $s_2/d = 20$ от последней восьмой трубы ширмы.

При небольших величинах скорости скорость потоков свободной конвекции становится соизмеримой со скоростью основного потока. Из графиков измерений температуры при низких числах Re можно отметить некоторое расслоение потоков за ширмой.

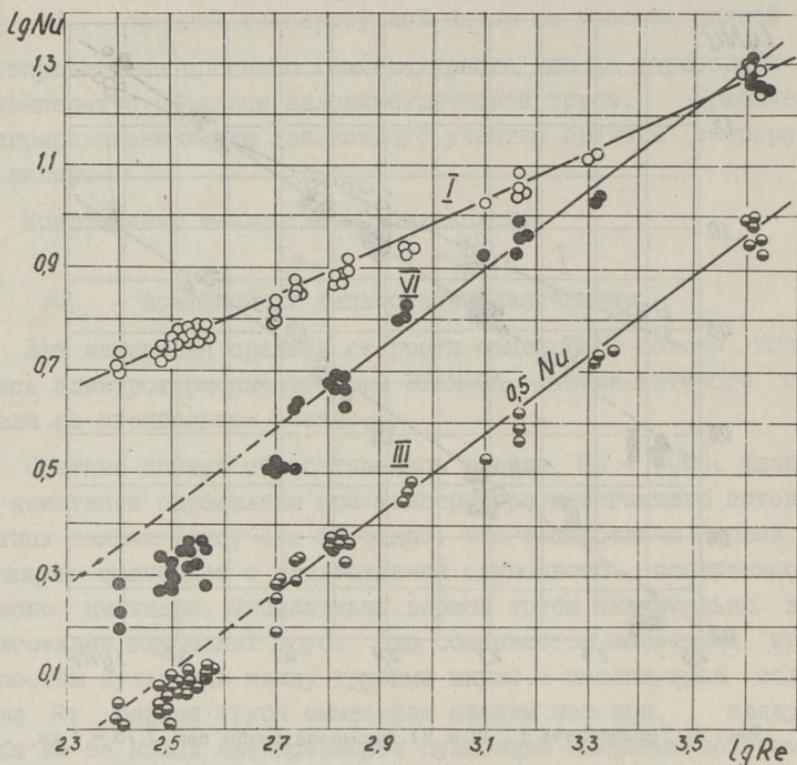
Теплоотдача труб, начиная с третьей, осталась постоянной и характеризуется зависимостью для $s_2/d = 1,48$, $\alpha \sim w^{0,7}$ и для $s_2/d = 1,19$, $\alpha \sim w^{0,75}$. Только при числах $Re < 800$ теплоотдача ширмовых труб скачкообразно уменьшается. Из опытных данных видно, что уменьшение теплоотдачи тем больше, чем больше порядковый номер трубы в ширме. Такое скачкообраз-



Фиг. 4. Теплоотдача I, Ш и У1 ширмовой трубы при $S_z/d = 1,48$.

ное уменьшение теплоотдачи в опытах с коридорным пучком, у которого относительный поперечный шаг довольно большой, при примерно таком же числе Re получили Исаченко [4] и Жукаускас и др. [5]. Отмечается, что это связано с изменением характера омывания. Преобладающим становится ламинарный режим течения и $\alpha \sim w^{0,5}$. На основе наших опытных данных такой зависимости установить не удалось, так как разброс опытных точек большой. Это очевидно вызвано изменением температурного напора в отдельных опытах от 10 до 200 К.

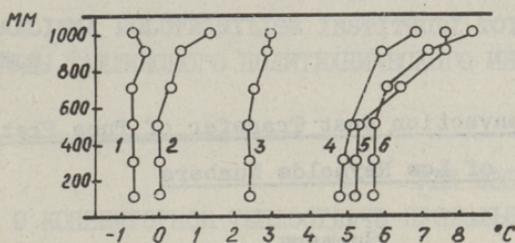
Антуфьев [6] советует температурный напор учитывать введением в формулу теплоотдачи комплекса $(T_{ст}/T_{пст})^{0,2}$. При этом физические константы в числах Nu и Re отнесены к нулевой температуре. Применение этого комплекса было предложено на основе опытов с шахматным пучком при $Re > 5000$. Обработывая наши опытные данные по этой зависимости, разброс опытных точек при низких числах Re особенно не уменьшается. Очевидно для этого диапазона числа Re температурный фактор нужно учитывать по иному.



Фиг. 5. Теплоотдача I, Ш и У1 ширмовой трубы при $S_{\lambda}/d = 1,19$.

Конструкция ширмовых труб позволила калориметрировать отдельные участки ширмовых труб. Из этих опытных данных видно, что по высоте ширмы теплоотдача изменяется мало. Исключением является только диапазон $Re < 800$. При $Re < 800$ теплоотдача верхней части ширмовых труб (фиг. 3 отрезки 7-8 и 6-7) была на 10-12 % ниже, чем нижней части. Очевидно, это вызвано явлением расслоения потока описанным выше.

Из вышеизложенного следует, что нельзя экстраполировать зависимости конвективной теплоотдачи ширмы, найденные при умеренных числах Re на $Re < 800$. При конструировании установок с ширмами, работающими в области $Re < 800$, должно учитываться явление расслоения потока по температуре.



Фиг. 6. Результаты измерения температуры потока по высоте аэродинамической трубы. 1 - перед ширмой; 2-6 - за ширмой.
 $w = 0,85$ м/с; 2 - $\Delta t = 18$ К; 3 - $\Delta t = 55$ К;
 4 - $\Delta t = 90$ К; 5 - $\Delta t = 122$ К; 6 - $\Delta t = 135$ К.

Л и т е р а т у р а

1. В.Н. Д а н и л о в ц е в. Конвективный теплообмен в ширмовых поверхностях нагрева. Теплоэнергетика, № 5, 1969.
2. А.Ю. В е с к и, Р.А. К р у с, И.Р. М и к к. О конвективной теплоотдаче поперечнообтекаемой ширмы. Труды ТПИ, серия А, № 265, 1968.
3. S. S i e n i s k i. Теплопередача в ширме при принудительной конвекции. *Archiwum budowy maszyn*, Nr.1, 1964.
4. В.П. И с а ч е н к о, Ф. С а л о м з о д а. Теплоотдача и гидравлическое сопротивление поперечно-обтекаемого водой коридорного пучка труб. Теплоэнергетика, № II, 1958.
5. А. Ш у к а у с к а с и др. Теплоотдача пучков труб в поперечном потоке жидкости. Изд. "Минтис", Вильнюс, 1968.
6. В.М. А н т у ф ь е в. Экспериментальное исследование влияния температурного фактора на теплообмен при поперечном обтекании пучков труб. Изв. высших учебных заведений. Машиностроение, № 10, 1962.

About Convection Heat Transfer of Tube Platen
of Low Reynolds Numbers

Summary

In this paper an experimental technique of predicting the convective heat transfer data within a Reynolds number range 200 - 3000 for two longitudinal pitches are presented. Difference between the mechanism of heat transfer at high and low Reynolds number is shown.

УДК 536.244:621.181.8

О КОНВЕКТОРНОЙ ТЕПЛОТДАЧЕ ПРОДОЛЬНО-
ОБТЕКАЕМОЙ ШИРМЫ

А.Ю. Вески, И.Р. Микк

Применяемые в котельных агрегатах ширмовые поверхности нагрева могут иметь продольнообтекаемые участки различной величины. Расчет конвективной теплоотдачи участков ширм, омываемых в продольном направлении, проводят обычно по формулам расчета трубных пучков.

В настоящее время имеется значительное количество исследований теплоотдачи при внешнем продольном обтекании трубных пучков. Так как вдоль начального участка пучка теплоотдача изменяется, а стабилизация теплоотдачи происходит только на некотором расстоянии от входа, нужно отдельно просмотреть данные по стабилизированной и нестабилизированной теплоотдаче.

Обширным обобщением опытных данных, главным образом по стабилизированной, а также средней по длине и локальной в конце участка стабилизации теплоотдачи является работа [6]. В этой работе показано, что теплоотдача к воде и газам в диапазоне изменения относительных шагов $1, 1 \leq s/d \leq 2,45$ по результатам опытов значительного количества исследователей обобщается зависимостью

$$Nu = 0,023 Re_{d_2}^{0,8} \cdot Pr^{0,4} \cdot k_T. \quad (I)$$

Точность формулы по сравнению с опытными данными $\pm 30\%$.

По исследованиям разных авторов стабилизация теплоотдачи происходит на участке с относительной длиной l/d_2 от 15 до 50 и больше. При расчете теплоотдачи на начальном участке трубного пучка в расчетные формулы коэффициента теплоотдачи вводится обычно добавочный коэффициент ξ_l — поправка на длину труб. Из-за ограниченности и расхождений данных, полученных при течении в трубных пучках, используют коэффициенты ξ_l , которые получены при течении внутри трубы.

По данным А.Я. Инаятова [3] коэффициенты ε_1 даже для труб резко расходятся. Так, например, по разным источникам ε_1 при $l/d_2 = 5$ равняется от 1,08 до 1,54. Также противоречивы данные по теплоотдаче на начальном участке пучков. Это вполне естественно, так как большинство этих данных получено для тонких труб или тесных пучков, где абсолютная длина стабилизации маленькая. В этом случае могут входить условия, которые при разных опытах не совпадают, иметь влияние на большей части входного участка. Соответственно некоторые авторы [3,6] рекомендуют провести расчеты не учитывая влияния начального участка.

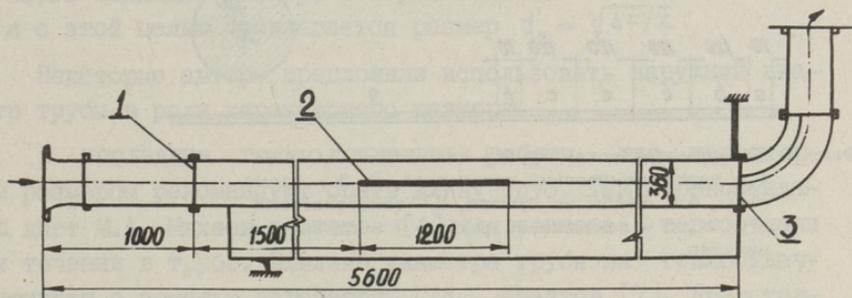
Продольнообтекаемая часть ширмовых поверхностей нагрева относительно коротка в сравнении с эквивалентным диаметром каналов между ширмами — отношение l/d_2 не превышает обычно значения 30. Значит конвективная теплоотдача на протяжении продольнообтекаемой ширмы не стабилизируется и влияние длины учитывать нужно.

Нам не известны данные о теплоотдаче трубных пучков, где шаги в разных направлениях так бы отличались друг от друга как при ширмах. Но судя по данным, которые имеются для случаев с равномерным распределением труб [5], при относительном шаге вблизи единицы еще должно быть заметное влияние шага на теплоотдачу. В связи с вышесказанным нами было проведено экспериментальное исследование для выяснения зависимости конвективной теплоотдачи ширмы от параметров l , s , d , а также исследование влияния входных условий на теплоотдачу.

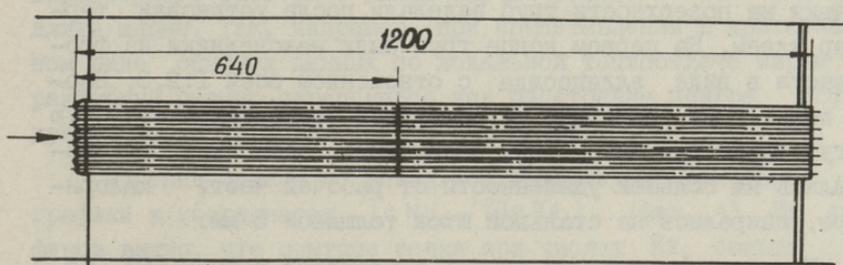
В связи с высокой турбулентностью набегающего потока в газоходах котлоагрегата, а также из-за большой абсолютной длины стабилизации в котельных ширмах режим течения в преобладающей части турбулентный. По данным разных источников теплоотдача при турбулентном течении почти не зависит от входных условий. Это подтверждают и наши опыты. Поэтому имеется возможность распространить данные, полученные при испытании модели ширмы при турбулентном режиме, на другие условия, т.е. на более высокую турбулентность свободного потока и другую форму переднего края ширмы.

Экспериментальное исследование теплоотдачи продольнообтекаемой ширмы провели на моделях, которые располагались

в аэродинамическом канале (фиг. 1). Для выпрямления поля скоростей и устранения влияния ветра (канал работает на наружном воздухе) были использованы сетки с коэффициентом сопротивления $\zeta = 2$. Поле скоростей оказалось достаточно прямым.

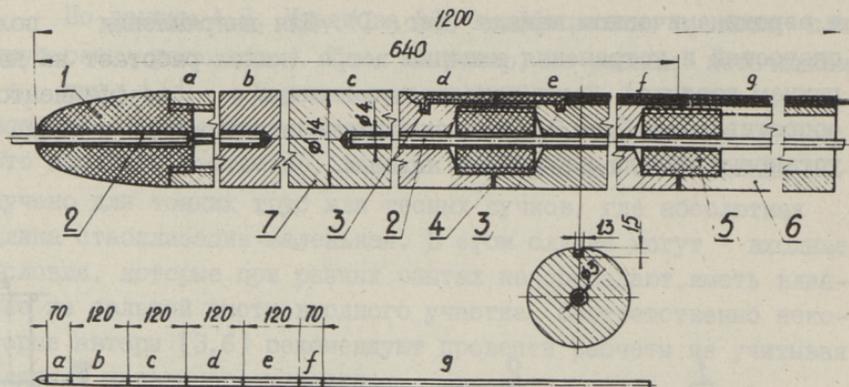


Фиг. 1.
Продольный разрез аэродинамического канала,
1, 3 - решетки, 2 - модель ширмы.



Фиг. 2. Модель ширмы.

Для разных серий опытов составили модели из труб диаметром 14 и 30 мм. В моделях было 8 или 6 труб. Измеряли соответственно теплоотдачу 3-х или 2-х средних труб. Трубами служили калориметры регулярного теплового режима. Схема модели изображена на фиг. 2, схема калориметрической трубы



Фиг. 3. Калориметрическая трубка диаметром 0,014 м.
 1 - аэродинамический наконечник, 2, 3 - термопары, 4 - шайбы из бумаги, 5 - текстолитовая втулка, 6 - алюминиевая трубка, 7 - стальной цилиндр.

на фиг. 3. Калориметры состояли из ряда изолированных друг от друга стальных цилиндров и удлиняющей алюминиевой трубки.

В сверленные по оси цилиндров отверстия и в канавки на поверхности цилиндров закладывали хромелькопелевые термопары в изоляции из фарфора или стеклянной нити (фиг. 3). Канавки на поверхности труб заделали после установки термопар клеем. На первом конце труб были наконечники из фторопласта в виде эллипсоида с отношением осей 1:2,5. Первые концы труб опирались на натянутую через канал стальную ленту толщиной 1 мм. Задние концы труб, поскольку они находились на большей удаленности от рабочей части калориметра, опирались на стальной шток толщиной 5 мм.

Методика проведения опытов аналогична работе [9], обработка опытных данных до получения значения α аналогична работе [2]. Среднюю теплоотдачу расположенных рядом друг с другом частей калориметров b , c , d или e считали локальной теплоотдачей их середины и наносили на графики $\alpha = f(l)$.

Для представления опытных данных в безразмерном виде надо было выбирать характерный размер. В литературе больше всего предлагается использовать гидравлический диаметр

$d_2 = 4F/\Pi$ в роли характерного размера. Обработка опытных данных с помощью d_2 в работах [6 и 8] дала расслоение опытных данных, причем данные для больших шагов ложатся выше. Сравнение большого количества опытных данных В.М. Боршанским и др. [8], показало, что при шагах $s/d \geq 1,1$ больше всего подходит размер, который зависел бы от шага линейно и с этой целью предлагается размер $d'_2 = \sqrt{4F/\pi}$.

Некоторые авторы предложили использовать наружный диаметр трубы в роли характерного размера.

В последние годы появились работы, где характерным размером рекомендуют брать длину труб. Такую рекомендацию дает М.А. Михеев в статье [4] для расчета теплоотдачи при течении в трубе. Влияние диаметра трубы на теплоотдачу учитывают с помощью параметра l/d_2 . Инятов [7] представляет и данные, полученные при наружном омывании начального участка труб по формуле Михеева, где характерным размером взята длина труб.

Анализ наших опытных данных показал, что коэффициент теплоотдачи ширмы зависит от длины ширмы в степени $-0,2$. Из этого следует, что из перечисленных рекомендаций по выбору характерного размера в нашем случае больше всего подходит длина ширмы. Так, например, при представлении в критериальном виде опытных данных по локальной теплоотдаче ширмы характерный размер определялся как расстояние центра исследуемой части трубы от первой кромки ширмы.

Опытные данные по локальной теплоотдаче нанесены на графики в координатах $\lg Nu_l = f(\lg Re_l)$ (фиг. 4). Из графиков видно, что опытные точки при числах Re_l больше 10^5 при всех шагах кроме $s/d = 1,0$ аппроксимируются прямой с наклоном $0,8$. Это свидетельствует о существовании турбулентного пограничного слоя на трубах ширмы в этом диапазоне чисел Re_l . Можно заметить, что теплоотдача ширмы тем ниже, чем меньше шаг. Особенно большое понижение теплоотдачи происходит при шаге $s/d = 1,0$. При этом шаге наблюдается еще заметное расслоение опытных точек по относительной длине ширмы l/d , причем показатель степени числа Re_l равняется $\sim 0,9$.

Сходные с опытными данными результаты можно получить и при преобразовании формулы по конвективной теплоотдаче плоской пластины для случая ширмы.

По формулам гидродинамической теории теплообмена при турбулентном обтекании пластины

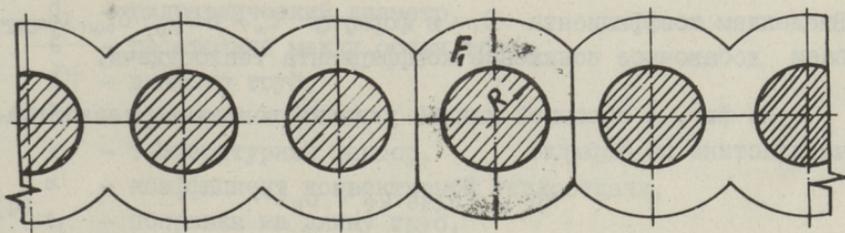
$$\alpha = \tau_w \frac{c_p}{u_s} \cdot E, \quad (2)$$

где

$$E = \frac{1}{1 + \frac{u_b}{u_s} (Pr - 1)}$$

Входящие в формулу значения τ_w и параметры пограничного слоя можно найти по соотношениям, исходящим из формулы сопротивления Блазиуса и из закона степени $1/7$ для распределения скоростей в пограничном слое.

Формулу (2) использовали и для случая обтекания ширмы. При определении τ_w и u_b для ширмы сделали допущение, что величины поперечного сечения пограничного слоя при одинаковых значениях параметров l и u_s и одинаковой ширине поверхностей нагрева у ширмы и у пластины равны. В этом случае получается, что среднее расстояние от поверхности трубы до свободного потока, т.е. толщина пограничного слоя у ширмы больше, чем у пластины. Толщину пограничного слоя ширмы $\delta_{ш}$ нашли по схеме фиг. 5.



Фиг. 5. Схема для расчета толщины пограничного слоя, где $F_s = 2\pi R \delta$.

По значениям $\delta_{ш}$ можно найти значения $\tau_{wш}$, $u_{бш}$ и $\alpha_{ш}$ для ширмы. Не учитывая понижения u_b в выражении E, что дает ошибку не больше 2 %, понижение теплоотдачи ширмы можно по сравнению с теплоотдачей пластины в конечном итоге учитывать коэффициентом $C_s = (\delta/\delta_{ш})^{1/4}$.

Если расстояние между соседними трубами меньше, чем рассчитанная для пластины толщина вязкого подслоя, получается добавочное понижение τ_w и α из-за наложения вязких подслоев отдельных труб.

Утолщение слоя ламинарного течения наблюдалось, например, в работе [1].

Относительный шаг, при котором начинается влияние вышеуказанного эффекта, зависит конечно от многих параметров. В наших опытах мы наблюдали это только при шаге $s/d = 1,0$. При расчете определили толщину вязкого подслоя $\delta_{бш1}$ по вышеуказанным соотношениям и по схеме, изображенной на фиг. 5. Расчеты, проведенные при значениях диаметров труб и δ_b , характерных экспериментально исследованным случаям, дали соотношение

$$C_1 = \delta_{бш} / \delta_{бш1} = 0,359 (l/d)^{-0,1} \cdot Re_l^{0,09}, \quad (3)$$

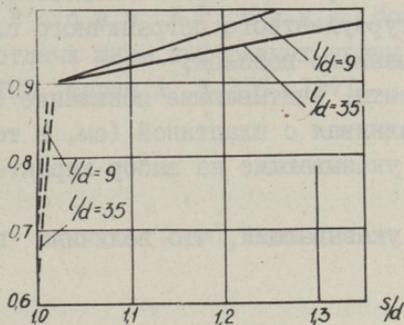
где $\delta_{бш1}$ — толщина вязкого подслоя ширмы, рассчитанная с учетом наложения вязких подслоев соседних труб.

Введением коэффициента C_1 в формулу $\tau_w = \mu u_{бш} / \delta_{бш1}$ учитываем добавочное понижение коэффициента теплоотдачи.

На фиг. 4 сплошной линией указана локальная теплоотдача пластины по формуле

$$Nu_l = 0,0296 \cdot Re_l^{0,8} \cdot Pr^{0,43}. \quad (4)$$

Пунктирной линией показана теплоотдача ширмы, которая получена умножением Nu_l для пластины на полученные нами расчетные коэффициенты C (фиг. 6), которые равны C_s для всех испытанных шагов, кроме шага 1,0, где $C = C_s \cdot C_1$.



Фиг. 6. Зависимость конвективной теплоотдачи ширмы от шага.

Сравнивая данные линии с опытными точками можно сказать, что несмотря на сделанные допущения, результаты упрощенного теоретического вывода хорошо согласуются с экспериментальными данными.

Обозначения

- l — длина ширмы,
- d_2 — гидравлический диаметр,
- s — расстояние между осями труб,
- d — диаметр труб,
- Nu, Re, Pr — критерии подобия,
- k_T — температурный фактор,
- α — коэффициент конвективной теплоотдачи,
- ε_l — поправка на длину труб,
- F — живое сечение,
- Π — смоченный периметр,
- τ_w — напряжение сдвига,
- c_p — удельная теплоемкость,
- U_s — скорость потока вне пограничного слоя,

- u_b - скорость на границе вязкого подслоя,
- δ - толщина турбулентного пограничного слоя,
- δ_b - толщина вязкого подслоя,
- C_1, C_2, C_3 - коэффициенты, учитывающие понижение теплоотдачи ширмы сравнивая с пластиной (см. в тексте),
- l, d_2 - индексы, указывающие на выбор характерного размера,
- ψ - индекс, указывающий, что величина принадлежит ширме.

Л и т е р а т у р а

1. E.R.G. Eckert, T.F. Irvine. Flow in Corners of Passages with Noncircular Cross Sections. Trans. ASME, v. 77, 1956.

2. Р.А. Круус. Исследование конвективной теплоотдачи ширмовой поверхности нагрева, Труды ТПИ, серия А, № 240, 1966.

3. А.Я. Инаятов. Средняя теплоотдача и изменение локальной теплоотдачи при внешнем обтекании водой пучка труб. Изв. АН УзССР, серия техн. наук, № 3, 1966.

4. М.А. Михеев. Расчетные формулы конвективного теплообмена. Изв. АН СССР, энергетика и транспорт, № 5, 1966.

5. W.A. Sutherland, W.N. Kay. Heat Transfer in Parallel Rod Arrays. Trans. ASME, v. 88, No.1, 1966.

6. В.М. Боршианский, Э.В. Фирсова, В.А. Локшин, А.Я. Антонов. Конвективный теплообмен при продольном наружном омывании трубчатых поверхностей нагрева. Труды ЦКТИ, вып. 82, 1968.

7. А.Я. Инаятов. Средняя, локальная и стабилизированная теплоотдача в продольных пучках. Изв. АН УзССР, серия техн. наук, № 6, 1970.

8. В.М. Боршианский, М.А. Готовский, Э.В. Фирсова. О влиянии относительного шага на теплообмен при продольном омывании пучков стержней в турбулентном потоке теплоносителя ($Pr \geq 1$), ИЖ, т.19, № 4, 1970.

9. А.Ю. В е с к и, И.Р. М и к к. Исследование конвективной теплоотдачи ширм при разных углах атаки газового потока. Труды ТПИ, серия А, № 316, 1971.

A.Veski, I.Mikk

Convection Heat Transfer of Tube Platen
in Parallel Flow

Summary

In this paper the results of the studies on the tube platen models and a scheme for approximative analytical determination of heat transfer are presented. Experimental data are given for four pitch combinations within Reynolds-number range as high as 10^6 and relative length as high as $l/d = 40$. The influence of tube pitches and tube length on convection heat transfer is determined.

УДК 536.244

А.Ю. Вески, Р.А. Круус

СРЫВ ВИХРЕЙ И КОНВЕКТИВНАЯ ТЕПЛОТДАЧА
ШИРМЫ

Авторы многих работ обращают внимание на зависимость конвективной теплоотдачи тыльной стороны плохообтекаемых тел от частоты срыва вихрей [1, 2, 3].

Частота срыва вихрей при обтекании одиночных тел хорошо исследована, особенно обширные данные имеются для случая поперечного обтекания цилиндра. Значение критерия Струхала в этом случае для диапазона чисел Re от 200 до критического $\sim 0,2$.

Вирк [1, 2], объясняя конвективную теплоотдачу от тыльной стороны цилиндра теплопроводностью между его поверхностью и периодически срываемыми вихрями, предложил для расчета теплоотдачи задней стороны цилиндра формулу

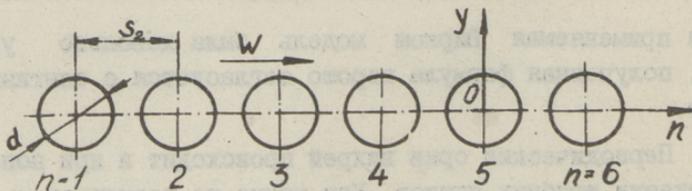
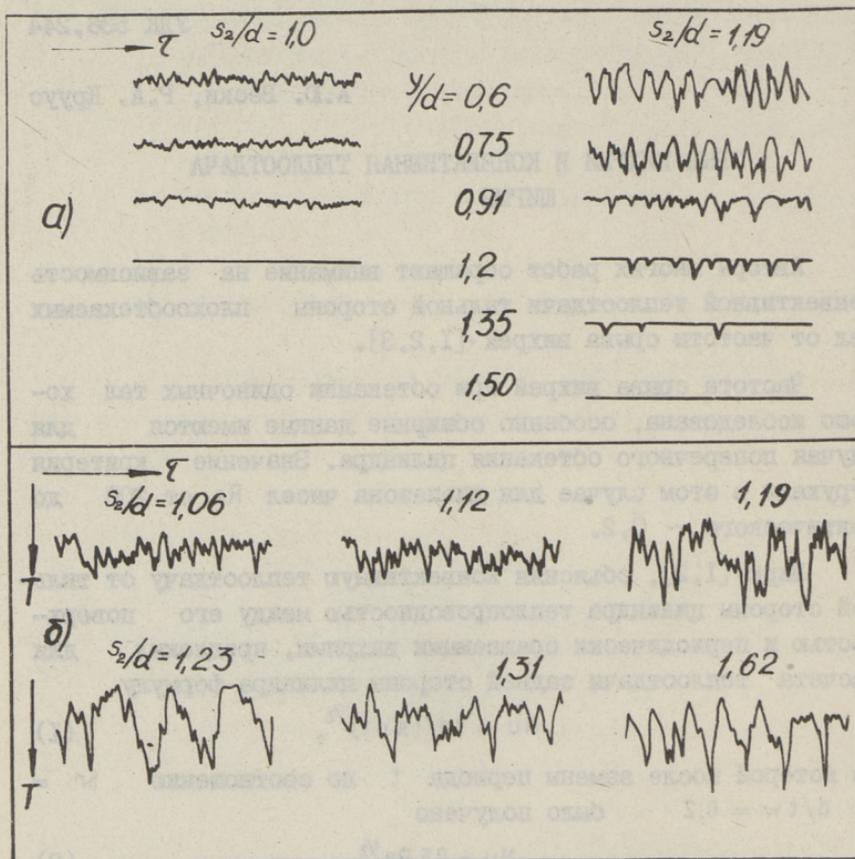
$$Nu = 2d/(\pi at)^{1/2}, \quad (1)$$

из которой после замены периода t по соотношению $St = d/tw = 0,2$ было получено

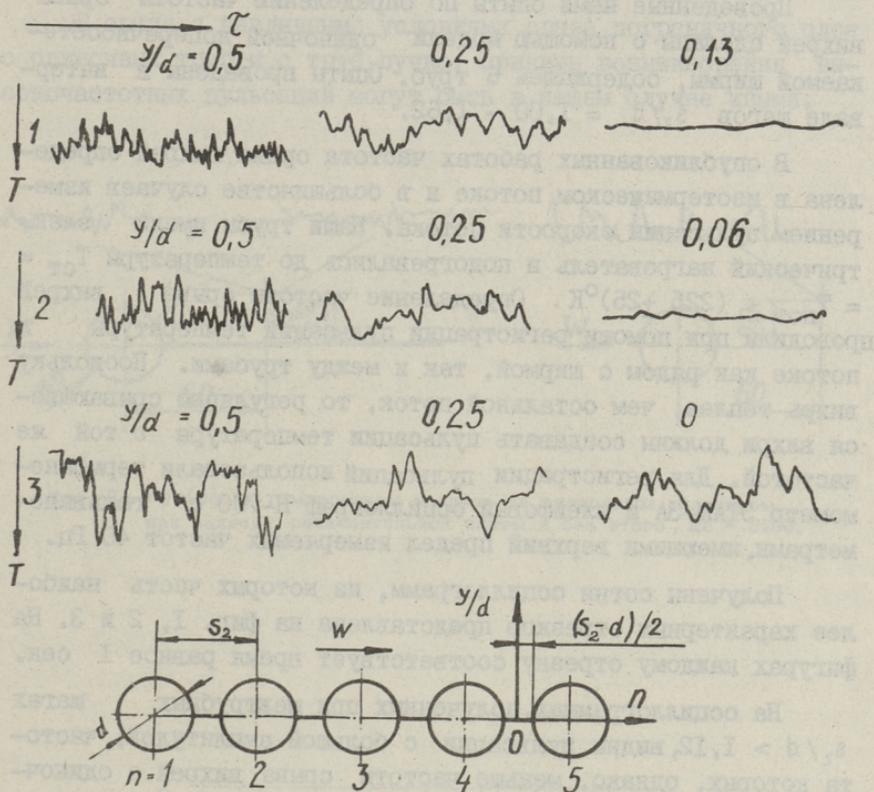
$$Nu = 0,5 Re^{1/2}. \quad (2)$$

Хотя применяемая Вирком модель была довольно упрощенной, полученная формула хорошо согласуется с опытными данными.

Периодический срыв вихрей происходит и при поперечном обтекании трубных пучков. Как видно из результатов опубликованных работ, число St является функцией от s_1/d и s_2/d . Эти работы по исследованию частоты срыва вихрей с труб пучка касаются в основном случаев, где $s_1/d < 2$ и $s_2/d \geq 1,25$. Только в работах [4] и [5] представлены данные для случая $s_1/d > 3$ при маленьких значениях про-



Фиг. 1. Пульсации температуры над пятой и шестой трубой ширины.
 а) $Re = 13000$, $n = 5$, б) $Re = 3200$, $y/d = 0,6$, $n = 5$ или 6 .



Фиг. 2. Пульсации температуры между 4-ой и 5-ой трубой ширмы
 $Re = 3200$. 1) $S_2/\alpha = 1,0$; 2) $S_2/\alpha = 1,17$, ширма с плавниками,
 3) $S_2/\alpha = 1,17$ ширма без плавников.

дольного шага s_2/d . Но к сожалению, в работе [4] пучок имел только два ряда в направлении потока, а в работе [5] не представлено данных для случая $s_4/d < 1,25$.

Проведенные нами опыты по определению частоты срыва вихрей сделаны с помощью модели одиночной поперечнообтекаемой ширмы, содержащей 6 труб. Опыты проведены в интервале шагов $s_2/d = 1,00 - 1,62$.

В опубликованных работах частота срыва вихрей определена в изотермическом потоке и в большинстве случаев измерением пульсации скорости потока. Наши трубы имели электрический нагреватель и подогревались до температуры $T_{ст} = T_{пот} + (225 \pm 25)^\circ\text{К}$. Определение частоты срыва вихрей проводили при помощи регистрации пульсаций температуры в потоке как рядом с ширмой, так и между трубами. Поскольку вихрь теплее, чем остальной поток, то регулярно срывающиеся вихри должны создавать пульсации температуры с той же частотой. Для регистрации пульсаций использовали термоанемометр ЭТАМ-3А и шлейфовый осциллограф Н-700 с гальванометрами, имеющими верхний предел измеряемых частот 40 Гц.

Получены сотни осциллограмм, из которых часть наиболее характерных отрезков представлена на фиг. 1, 2 и 3. На фигурах каждому отрезку соответствует время равное 1 сек.

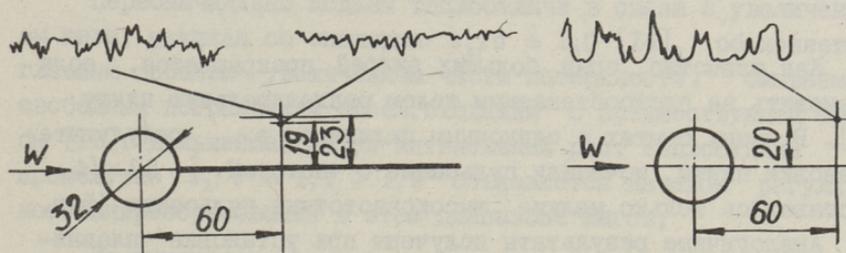
На осциллограммах, полученных при межтрубных шагах $s_2/d > 1,12$, видны пульсации с большой амплитудой, частота которых, однако, меньше частоты срыва вихрей с одиночной трубы (см. фиг. 4.) При этом меньшим шагам соответствуют меньшие частоты. Кроме вышеуказанных пульсаций на осциллограммах заметны пульсации с маленькой амплитудой и высокой частотой. При $s_2/d < 1,12$ заметны только высокочастотные пульсации.

Низкочастотные пульсации температуры связаны с периодическим срывом больших вихрей. Частота этих пульсаций в интервале шагов $1,25 \div 1,62$ согласуется с частотой срыва вихрей, полученной в работах [4 и 5].

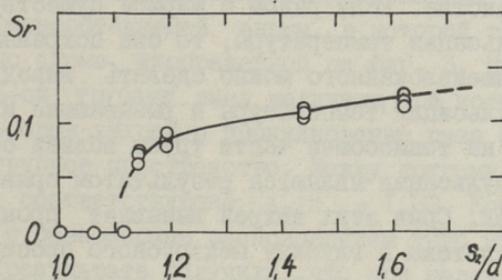
Высокочастотные пульсации скорости с частотой $f_v = 0,2 \cdot \text{Re}^{1/2} \cdot f$, наблюдаемые при обтекании одиночной трубы, объяснены в работе [8] образованием мелких вихрей в отделяющемся пограничном слое (вихри Блума). Формирование

таких вихрей при обтекании плохообтекаемых тел и при струйном течении доказано в нескольких работах, в том числе и в [10]. При неизотермическом течении маленькие вихри вызывают регулярные пульсации температуры.

В связи с различными условиями срыва пограничного слоя с одиночных труб и с труб пучка, причины возникновения высокочастотных пульсаций могут быть в нашем случае иными.



Фиг. 3. Пульсации температуры в следе за одиночным цилиндром при наличии разделительной плиты и без этого, $Re = 3200$.



Фиг. 4. Число Sr для ширмы. $s_2/d = 1,0$ и $1,14-1,62 - Re = 8000-19000$; $s_2/d = 1,0-1,12 - Re = 3200$.

По Джерарду [II] основной причиной срыва большого вихря с одиночной трубы является захват ею завихренности противоположного знака с другой стороны следа. При обтекании ширмы возможность для взаимодействия вихрей с обеих сторон трубы появляется только при больших продольных шагах. Очевидно, чем больше межтрубный шаг ширмы, тем крупнее образуется вихрь. Вместе с тем с увеличением межтрубного шага ширмы увеличивается частота срыва вихря, так как улучшаются условия проникновения его к противоположной стороне трубы.

Как известно, срыв больших вихрей прекращается, если установить за плохообтекаемым телом разделительную плиту [I3]. В наших опытах с одиночным цилиндром в результате установки плиты исчезали пульсации с частотой $f = 0,2 w/d$ и оставались только мелкие высокочастотные пульсации (фиг. 3). Аналогичные результаты получены при установке плавников между трубами (фиг. 2). Значит, высокочастотные пульсации температуры нельзя связывать со срывом больших вихрей. В случае маленьких продольных шагов, поскольку при них низкочастотные пульсации отсутствуют, имеется дело со стоячими вихрями в межтрубном пространстве.

Форма и амплитуда полученных осциллограмм зависят от места установки нити термоанемометра. Из фиг. 2, где изображены пульсации в межтрубном пространстве ширмы, видно, что высокочастотные пульсации гаснут в наружных слоях межтрубного пространства. Если рядом с ширмой существуют крупномасштабные пульсации температуры, то они сохраняются и на оси ширмы. Из вышеизложенного можно сделать вывод, что высокочастотные пульсации температуры и вызывающие их явления не могут влиять на теплообмен части трубы вблизи оси ширмы. Низкочастотные пульсации являются результатом срыва крупномасштабных вихрей. Срыв этих вихрей вызывает проникновение более холодного потока в глубину межтрубного пространства и тем самым участвует в интенсификации теплообмена тыльной и передней стороны трубы ширмы.

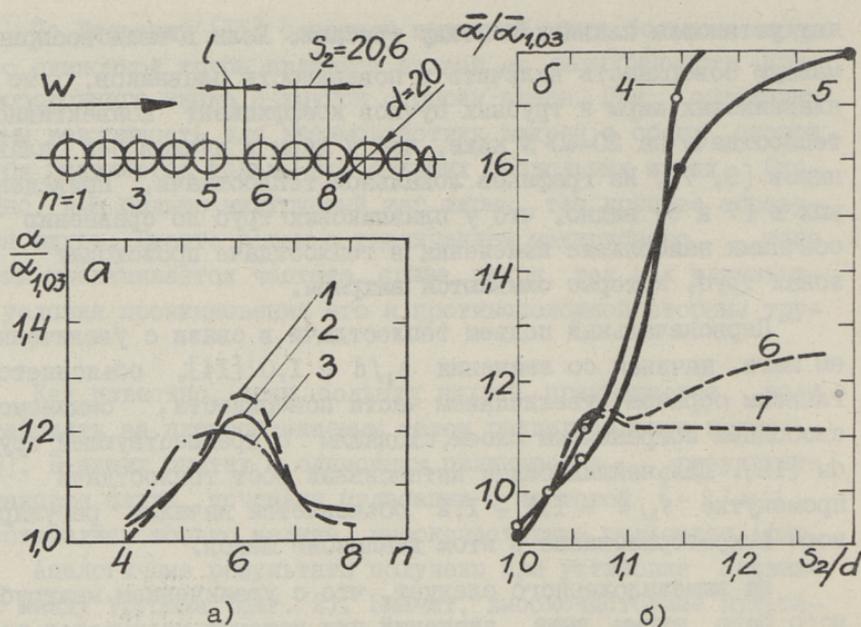
При маленьких межтрубных шагах вызывает образование стоячих вихрей между трубами очень низкие значения локальной теплоотдачи на части передней и задней стороны трубы. Аналогично уменьшению шага на конвективную теплоотдачу вли-

яет установка плавников между трубами. Если в тепловоспринимающую поверхность включить и поверхность плавников, то у плавниковых ширм и трубных пучков коэффициент конвективной теплоотдачи на 20–40 % ниже, чем у ширм и пучков без плавников [6, 7]. Из графиков локальной теплоотдачи, приведенных в [7 и 9] видно, что у плавниковых труб по сравнению с обычными наибольшие изменения в теплоотдаче происходят в зонах труб, которые омываются вихрями.

Первоначальный подъем теплоотдачи в связи с увеличением шага, начиная со значения $s_2/d = 1,0$ [14], объясняется главным образом увеличением части поверхности, омываемой свободным пограничным слоем, сходящим с предшествующей трубы [12]. Дальнейший более интенсивный рост теплоотдачи в промежутке $s_2/d = 1,1 \div 1,2$ объясняется началом регулярного вихреобразования в этом диапазоне шагов.

Из вышеизложенного следует, что с увеличением межтрубного шага ширмы выше значений, при которых начинается регулярное вихреобразование, можно добиться большого роста теплоотдачи. Дальнейшее увеличение s_2/d повышает частоту срыва вихрей, что также способствует увеличению конвективной теплоотдачи, но уже в медленном темпе. Это хорошо подтверждается данными опытов по изучению конвективной теплоотдачи ширмы [6, 12, 14].

Для получения дополнительных данных о влиянии срыва вихрей на конвективную теплоотдачу проведены опыты с моделью поперечнообтекаемой ширмы, в которой трубы были установлены по схеме, изображенной на фиг. 5. Промежуток между 5-ой и 6-ой трубами имел величину, при которой должен происходить срыв вихрей и провикновение газа с основного потока в межтрубное пространство. Между другими трубами были промежутки, соответствующие $s_2/d = 1,03$. Кроме того провели опыты с равномерным расположением труб при шаге $s_2/d = 1,03$. В результате получили, что при наличии большого промежутка между 5-ой и 6-ой трубами, теплоотдача от 5-ой до 8-ой трубы выше по сравнению с теплоотдачей при равномерном расположении труб (фиг. 5). На этой же фигуре показан еще средний рост теплоотдачи от 5-ой до 8-ой трубы с увеличением шага при равномерном расположении труб по [14]. Кроме того показано изменение средней теплоотдачи от 5-ой до 8-ой



Фиг. 5. Теплоотдача ширмы. а) Увеличение теплоотдачи в зависимости от расстояния l между 5-ой и 6-ой трубой, $Re = 7000$. 1 - $l = 20$ мм, 2 - $l = 6$ мм, 3 - $l = 4$ мм; б) 4, 5 - средняя теплоотдача от 7-ой до 11-ой трубы при равномерном шаге, 4 - $Re = 2000$, 5 - $Re = 7000$; 6, 7 - средняя теплоотдача от 5-ой до 8-ой трубы при неравномерном шаге, 6 - $Re = 2000$, 7 - $Re = 7000$.

трубы, полученное в результате увеличения промежутка между 5-ой и 6-ой трубами при тех же габаритных размерах, как и при равномерном расположении. Из графика следует, что если равномерный шаг настолько мал, что при нем не происходит отрыва вихрей, то почти одинаковые результаты по теплоотдаче при равных габаритных размерах дает ширма с неравномерным расположением труб. При больших шагах намного эффективнее равномерное расположение.

В заключение нужно сказать, что при изучении механизма конвективной теплоотдачи ширм и трубных пучков нужно непременно учитывать процессы вихреобразования. Дальнейшего исследования требуют как гидродинамическая сторона вопроса, так и связь срыва вихрей с теплоотдачей.

О б о з н а ч е н и я

- Re, Pr, Nu - критерии подобия, где характерным размером взят диаметр трубы.
- Sr - число Струхала,
- f - частота срыва вихрей,
- $t = 1/f$ - период срыва вихрей,
- w - скорость потока рядом с ширмой,
- s_1 - поперечный шаг труб,
- s_2 - продольный шаг труб,
- σ - коэффициент температуропроводности,
- n - порядковый номер трубы в ширме,
- $T_{ст}$ - температура стенки трубы,
- $T_{пот}$ - температура набегающего потока,
- τ - время.

Л и т е р а т у р а

1. P.S. V i r k. Heat Transfer From the Rear of a Cylinder in Transverse Flow. Journal of Heat Transfer, Trans. ASME, Series C, v. 92, No 1, 1970.
2. P.S. V i r k. Heat Transfer From the Rear of a Cylinder in Transverse Flow. Discussion. Journal of Heat Transfer, Trans. ASME, Series C, v. 93, Aug. 1971.
3. F.H. H a r l o w, J.E. F r o m m. Dynamics and Heat Transfer in the von Karman Wake of a Rectangular Cylinder. The Physics of Fluids, v. 7, No 8, 1964.
4. A.R. B o r g e s. Vortex Shedding Frequencies of the Flow Through Two-Row Banks of Tubes. Journal of Mechanical Engineering Science, v. 11, No 5, 1969.
5. P. C l a s e n, R. G r e g o r i g. Ein Schwingungskriterium eines quer angeströmten Rohres. Chem. Ing. Techn., 43, No 17, 1971.
6. В.Н. Д а н и л о в ц е в. Конвективный теплообмен в ширмовых поверхностях нагрева. Теплоэнергетика, № 5, 1969.
7. F.C. L o c k w o o d, D. M a l i l a. Pressure Drop and Local Heat Transfer in an In-Line Parallel-Tube Heat Exchanger with Inter-Tube Fins. An Experimental Study. International Journal of Heat and Mass Transfer, 12, No 7, 1969.

8. M. B l o o r. The Transition to Turbulence in the Wake of a Circular Cylinder. Journal of Fluid Mechanics, v. 19, p. 2, 1964.

9. С. С е н н и ц к и й. Теплопередача в ширме при принудительной конвекции. Archiwum budowy maszyn, 11, 1, 1964.

10. D. P i e r c e. Photographic Evidence of the Formation and Growth of Vorticity behind Plates Accelerated From Rest in Still Air. Journal of Fluid Mechanics, v. 11, p. 3, 1961.

11. J.H. G e r r a r d. The Mechanics of The Formation Region of Vortices behind Bluff Bodies. Journal of Fluid Mechanics, v. 25, 1966.

12. Р.А. К р у у с, И.Р. М и к к. О конвективной теплоотдаче ряда труб. Известия высших учебных заведений, Энергетика, 6, 1968.

13. A. R o s h k o. On the Wake and Drag of Bluff Bodies. Journal of the Aeronautical Sciences, 22, No 2, 1955.

14. А.Ю. В е с к и, И.Р. М и к к. Исследование конвективной теплоотдачи ширм при разных углах атаки газового потока. Труды ТПИ, серия А, 316, 1971.

A.Veski, R.Kruus

Vortex Shedding and Convective Heat Transfer
of Tube Platen

Summary

This paper deals with the problems of vortex shedding from the rear of platen tubes and convective heat transfer in transverse flow. The shedding frequency was studied as function of tube pitches. For this purpose the measurements of temperature fluctuations were made in the air flow near heated model. In addition the heat transfer from the tube platen model was determined. The influence of vortex shedding frequency on heat transfer is discussed too.

УДК 662.612

Д.М. Егоров, А. Отс

ПРОЦЕСС ГОРЕНИЯ ПОРИСТОГО ВЫСОКОЗОЛЬНОГО
КОКСА И ЕГО МАТЕМАТИЧЕСКОЕ ОПИСАНИЕ

Выгорание кокса является процессом, который определяет время горения твердого топлива в целом.

Горение малозольного топлива и близкий ему процесс горения чистого углерода изучены в настоящее время довольно хорошо. Выгоранию кокса высокозольных материалов посвящено значительно меньше трудов, среди которых следует упомянуть работы Л.А. Вулиса [1], В.И. Блинова [2], М.А. Гуревича, И.И. Палева и Ю.А. Тимошина [3] и др. Первые два автора касались в основном только предельного случая процесса, когда роль зольного остатка сводится к торможению диффузии кислорода к фронту горения, разделяющему частицу кокса на зольную и невыгоревшую часть. М.А. Гуревич и др. [3] рассмотрели более общий случай выгорания сферической частицы высокозольного кокса. При решении этой задачи они исходили из уравнения кинетики горения углерода и диффузии кислорода внутрь частицы из пористого материала, принимая активную поверхность пор пропорциональной плотности горючих в материале и предполагая, что при большой зольности материала коэффициент внутренней диффузии кислорода D_i одинаков как для исходного материала, так и для зольного остатка.

Из этих уравнений авторы получили распределение горючих по радиусу сферической частицы в различные моменты времени горения при различных величинах определяющего критерия b , а также зависимость среднего содержания горючих от времени $z = f(\varphi)$ при различных значениях b . Зная коэффициент внутренней диффузии кислорода и коэффициент пропорциональности внутренней реакционной поверхности плотнос-

ти горючих, а также температуру горения, можно расшифровать полученные зависимости и получить время выгорания сферических частиц зольного кокса. Иными словами, для определения времени выгорания углерода из зольных материалов надо знать зависимость кинетических свойств материала от плотности горючих, а также внутреннюю диффузию кислорода, которая тоже зависит от содержания горючих.

В работе [3] даются примеры выгорания сланцевого кокса при 380 - 450 °С, которые доказывают, что при таких низких температурах эффективная внутренняя поверхность реагирования пропорциональна массе углерода в частице кокса. Это можно объяснить тем, что реакция проникает во все мельчайшие поры угольных включений, расположенных в зольном скелете.

В опытах по выгоранию высокозольных материалов было замечено, что при температурах 500-600 °С углеродные включения зачастую выгорают очень равномерно по всему объему образца [4]. При таких температурах в реакции участвует только наружная поверхность и поверхность наиболее крупных пор включений, что и было подтверждено результатами опытов. Эффективная поверхность горения оказалась пропорциональной содержанию углерода в степени несколько большей, чем 2/3. В работе [4] представлена зависимость комплекса $S_i K_0$ от содержания углерода, полученная на основе опытных данных, в виде

$$S_i K_0 = N \varrho_0^m z^l. \quad (I)$$

Описанный выше режим горения, когда угольные включения горят равномерно по всему объему куска высокозольного кокса, но сами включения не горят во всем своем объеме, можно назвать макровнутрикинетическим режимом. Судя по всему, при еще более высоких температурах горючие включения тоже не будут выгорать по всему своему объему равномерно. Поэтому, учитывая выражение (I), выгорание высокозольного кокса следует описывать следующей системой уравнений

$$-\frac{\partial \varrho}{\partial \tau} = N \varrho_0^m z^l \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) \beta c, \quad (2)$$

$$-\frac{\partial \varrho}{\partial \tau} = D_i \beta \left(\frac{\partial^2 c}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \cdot \frac{\partial c}{\partial r} \right). \quad (3)$$

Принимаем граничные условия такими же, как и в [3]:

$$\text{при } \tau = 0 \quad \varrho = \varrho_0 \quad \text{независимо от } r, \quad (4)$$

$$\text{при } r = r_0 \quad c = c_1 \quad \text{независимо от } \tau, \quad (5)$$

$$\text{при } r = 0 \quad \frac{\partial \varrho}{\partial r} = 0, \quad \frac{\partial c}{\partial r} = 0 \quad \text{независимо от } \tau. \quad (6)$$

Систему уравнений (2) и (3) можно привести к безразмерному виду, введя для этого безразмерные переменные. В отличие от [3] вместо числа b вводится определяющее число J :

$$J = \frac{N \varrho_0^m r_0^2 \exp(-\frac{E}{RT})}{D_i} \quad (7)$$

Тогда уравнения (2) и (3) и граничные условия (4) - (6) примут вид

$$-\frac{\partial z}{\partial \varphi} = J y z^b, \quad (8)$$

$$-\frac{\partial z}{\partial \varphi} = \frac{\partial^2 y}{\partial \psi^2} + \frac{2}{\psi} \cdot \frac{\partial y}{\partial \psi}, \quad (9)$$

$$\text{при } \varphi = 0 \quad z = 1 \quad \text{независимо от } \psi, \quad (10)$$

$$\text{при } \psi = 1 \quad y = 1 \quad \text{независимо от } \varphi, \quad (11)$$

$$\text{при } \psi = 0 \quad \frac{\partial y}{\partial \psi} = 0, \quad \frac{\partial z}{\partial \psi} = 0 \quad \text{независимо от } \varphi. \quad (12)$$

Система уравнений (8) - (9) путем введения переменного $p = z^{(1-b)}/(1-b)$ и использования условия (10) может быть преобразована в одно уравнение

$$\frac{d^2 p}{d\psi^2} + \frac{2}{\psi} \cdot \frac{dp}{d\psi} + J \left[1 - \sqrt{p(1-b)} \right] = 0. \quad (13)$$

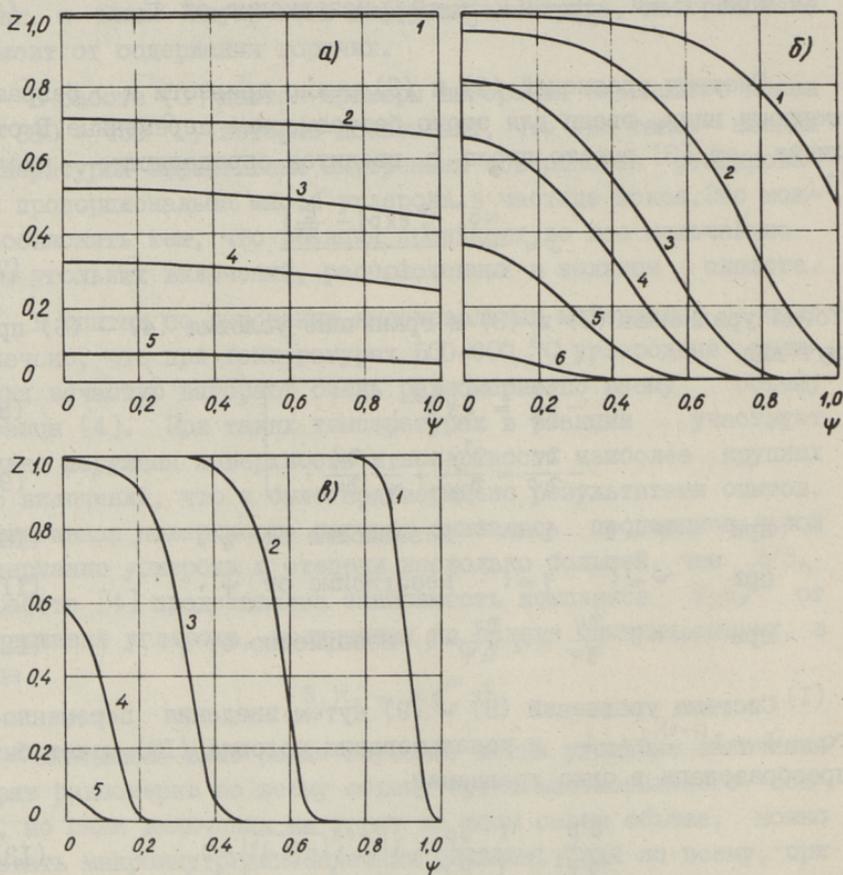
Учитывая граничные условия (10)-(12) для уравнения (13) можно получить, что

$$\text{при } \psi = 1 \quad p = \frac{1}{1-b} - J \varphi, \quad (14)$$

$$\text{при } \psi = 0 \quad \frac{dp}{d\psi} = 0. \quad (15)$$

Уравнение (13) решалось численно на ЭВМ, причем условие (15) заменялось условием: при $\psi = 0$ $p = p_0$, а условие (14) использовалось для определения φ . На фиг. 1 представ-

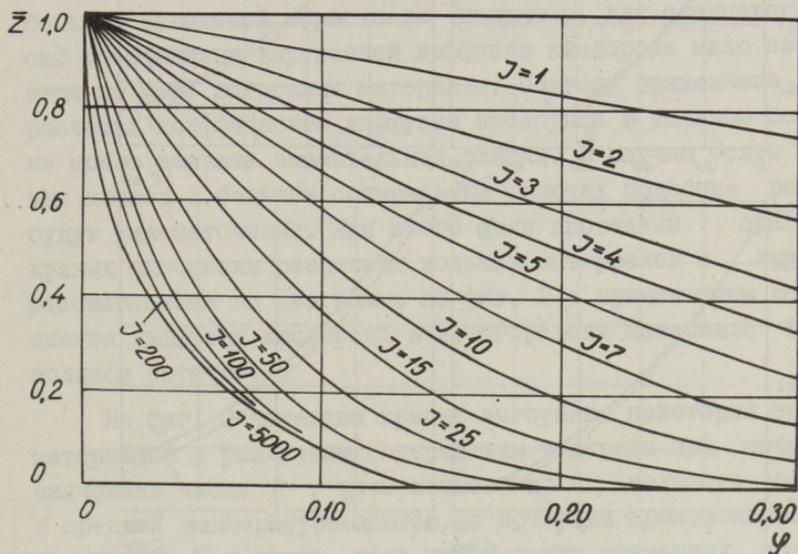
лено распределение относительного остатка горючих на различных расстояниях от центра сферической частицы для различных моментов времени выгорания при некоторых значениях определяющего числа J .



Фиг. 1. Распределение относительного остатка горючих по радиусу сферического образца в различные моменты времени выгорания.
 а) при $J = 2$; 1 - $\mathcal{Y} = 0,007$; 2 - $\mathcal{Y} = 0,188$; 3 - $\mathcal{Y} = 0,391$;
 4 - $\mathcal{Y} = 0,818$; 5 - $\mathcal{Y} = 1,157$.
 б) при $J = 50$; 1 - $\mathcal{Y} = 0,014$; 2 - $\mathcal{Y} = 0,049$; 3 - $\mathcal{Y} = 0,104$;
 4 - $\mathcal{Y} = 0,135$; 5 - $\mathcal{Y} = 0,171$; 6 - $\mathcal{Y} = 0,209$.
 в) при $J = 500$; 1 - $\mathcal{Y} = 0,015$; 2 - $\mathcal{Y} = 0,043$; 3 - $\mathcal{Y} = 0,099$;
 4 - $\mathcal{Y} = 0,147$; 5 - $\mathcal{Y} = 0,151$.

Для отдельных величин φ был найден по всему объему шара средний остаток горючих \bar{z} :

$$\bar{z} = \varphi \int_0^1 z \psi^2 d\psi. \quad (16)$$

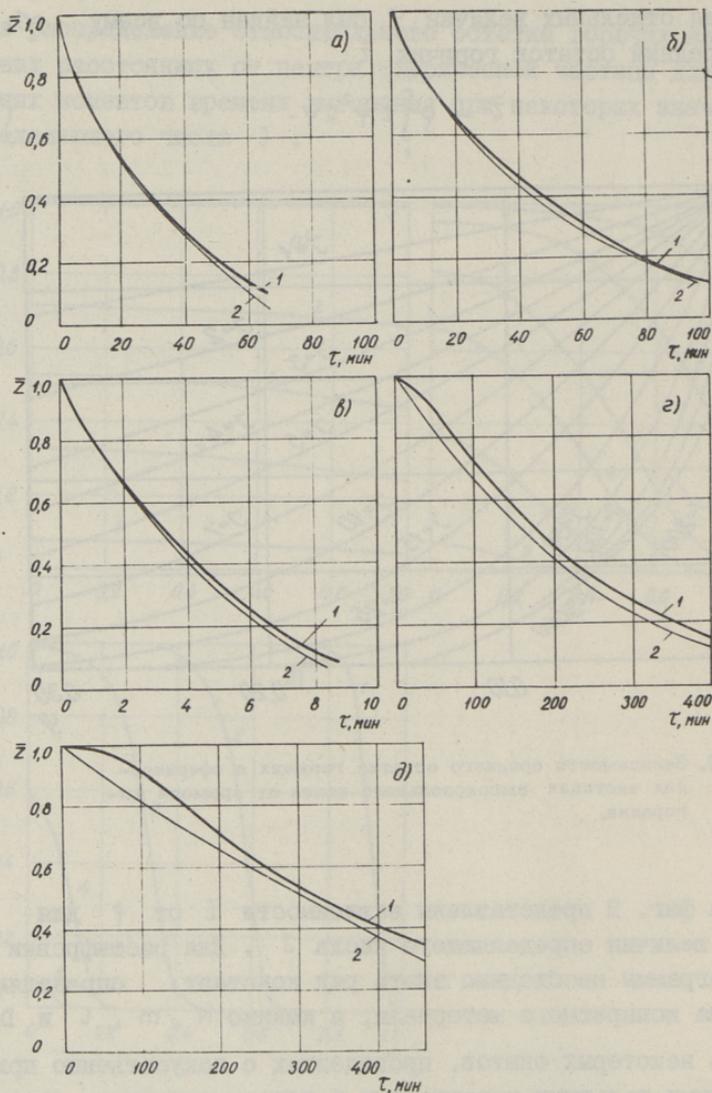


Фиг. 2. Зависимости среднего остатка горючих в сферических частицах высокозольного кокса от времени выгорания.

На фиг. 2 представлены зависимости \bar{z} от φ для различных величин определяющего числа J . Для расшифровки такой диаграммы необходимо знать ряд констант, определяющих свойства конкретного материала, а именно N , m , l и D_i .

Из некоторых опытов, проведенных с искусственно приготовленными зольными материалами и коксом горючих сланцев видно, что показатель m можно принять $m \approx 0,7$, а $l \approx 0,8$ (графики на фиг. 1 и 2 построены при $l = 0,8$). Величина N может быть получена по скорости выгорания конкретных зольных коксов в диапазоне $500-600^\circ\text{C}$ [4].

Значительно сложнее выбор коэффициента внутренней диффузии D_i . Из опытов, проведенных при температуре окружающей среды $800-1200^\circ\text{C}$ с искусственно приготовленными образцами, имитирующими высокозольные коксы [5], была получена следующая зависимость коэффициента внутренней диффузии



Фиг. 3. Примеры хода выгорания частиц зольных материалов.

Линия 1 — действительный ход выгорания, линия 2 — ход выгорания, рассчитанный по коэффициенту диффузии кислорода в зольном остатке при средней температуре опыта.

а) $\rho_o = 0,822 \text{ г/см}^3$, $T = 1100 \text{ К}$, $D_i = 0,68 \text{ см}^2/\text{с}$, $J = 39$.

б) $\rho_o = 0,435 \text{ г/см}^3$, $T = 1040 \text{ К}$, $J = 0,19 \text{ см}^2/\text{с}$, $J = 45$.

в) сланцевый кокс, $\rho_o = 0,09 \text{ г/см}^3$, $T = 1253 \text{ К}$, $D_i = 0,90 \text{ см}^2/\text{с}$, $J = 41$.

г) $\rho_o = 0,435 \text{ г/см}^3$, $T = 843 \text{ К}$, $D_i = 0,127 \text{ см}^2/\text{с}$, $J = 3,7$.

д) $\rho_o = 0,82 \text{ г/см}^3$, $T = 813 \text{ К}$, $D_i = 0,374 \text{ см}^2/\text{с}$, $J = 1,2$.

кислорода в зольном остатке от начального содержания горючих и коэффициента диффузии в невыгоревшем материале.

$$D_{oi} = D_{on} + B \rho^n. \quad (17)$$

В случае небольшого начального содержания углерода и большой начальной пористости (например, для сланцевого кокса) коэффициент внутренней диффузии кислорода мало изменяется по мере выгорания материала. Поэтому применение при расчетах коэффициента диффузии кислорода в зольном остатке не может вызвать значительной ошибки. В случае более плотных коксов с большим содержанием горючих подобные расчеты будут уже неточными. Для этого были проведены сравнения кривых выгорания различных зольных материалов с кривыми, рассчитанными по диаграмме на фиг. 2 с применением коэффициента диффузии кислорода в невыгоревшем материале и его зольном остатке.

На фиг. 3 показаны кривые выгорания некоторых зольных материалов с различным содержанием углерода при небольших значениях числа J , вычисленного по D_i зольного остатка и средней температуре опытов, с которыми производилось сравнение. Как видно, даже при больших значениях содержания горючих, что вызывает значительную разницу начального и конечного коэффициентов внутренней диффузии кислорода, экспериментальные данные хорошо сходятся с линиями, рассчитанными по коэффициенту диффузии в зольном остатке. На основе сравнения опытных данных с результатами расчета можно сделать вывод, что ошибка при таких расчетах времени выгорания даже для коксов с довольно большим содержанием углерода (до $0,82 \text{ г/см}^3$) при значительных степенях выгорания не превышает 5–10%. При больших значениях числа J , как это представлено на фиг. 1в, объем горящей частицы довольно резко разделяется на почти невыгоревшую часть и на слой зольного остатка. Расшифровка диаграммы $\tau - \varphi$ с применением D_i зольного остатка вызовет в таком случае еще более незначительную ошибку.

О б о з н а ч е н и я

- D_i — коэффициент внутренней диффузии кислорода,
 S_i — активная внутренняя поверхность реакции
в единице объема материала,

- ρ - содержание углерода в единице объема материала,
 ρ_0 - начальное содержание углерода,
 τ - время,
 r - радиус,
 r_0 - наружный радиус частицы,
 c - концентрация кислорода,
 T - температура,
 E - эффективное значение энергии активации,
 R - универсальная газовая постоянная,

$Z = (\rho / \rho_0)$ - относительный остаток горючих,

N - коэффициент пропорциональности,

m, l - показатели степени,

$$b = \sqrt{\frac{Ak\rho_0 r_0^2}{D_i}} - \text{определяющий критерий (см. [3]).}$$

A - коэффициент пропорциональности (см. [3]),

$$K = K_0 \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) - \text{константа скорости реакции,}$$

K_0 - предэкспоненциальный множитель,

$$\varphi = \frac{\tau D_i}{r_0^2} \beta \frac{c_1}{\rho_0} - \text{безразмерное время,}$$

$\psi = (r / r_0)$ - относительный радиус,

β - стехиометрический множитель,

$y = (c / c_1)$ - относительная концентрация кислорода,

c_1 - концентрация кислорода на поверхности,

$$j = \frac{N\rho_0^m r_0^2 \exp\left(-\frac{E}{RT}\right)}{D_i},$$

D_{0i} - коэффициент внутренней диффузии кислорода при 273 K,

D_{0n} - коэффициент диффузии кислорода в невыгоревшем материале при 273°C,

B - коэффициент пропорциональности,

n - постоянная.

Л и т е р а т у р а

1. Л.А. В у л и с, ЖТФ, т. 16, вып. 1, 1946.

2. В.И. Б л и н о в. Доклады АН СССР, т. 52, № 6, 1946.

3. М.А. Гуревич, И.И. Палеев, Ю.А. Тимошин. ЖТФ, т.24, вып. 4, 1954.

4. А. Отс, Д. Егоров. Известия АН ЭССР, серия физ. мат. наук, т. 21, № 3, 1972.

5. Д. Егоров, А. Отс, И. Андреев. Известия АН ЭССР, серия физ.мат.наук, т. 21, № 4, 1972.

D. Jegoroff, A. Ots

Der Verbrennungsprozess des porösen aschenreichen
Kokses und seine mathematische Beschreibung

Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit behandelt Berechnungsmöglichkeiten der Verbrennungszeit der aschenreichen Brennstoffpartikeln. Es wird das mathematische Modell des Verbrennungsprozesses der porösen aschenreichen Partikeln gegeben. Dieses Modell ist auf Grund der Forschung der inneren Sauerstoffdiffusion und des Einflusses des Kohlenstoffgehaltes auf die effektive innere Reaktionsoberfläche gebildet worden.

УДК 662.87+691.542:531.7

Л.М. Ёйспуу, М.М. Альвер

СРАВНЕНИЕ УДЕЛЬНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Удельная поверхность измельченного материала в $\text{м}^2/\text{кг}$ или $\text{м}^2/\text{м}^3$ определяет его взаимодействие с внешней средой в адсорбционных и хемосорбционных процессах, позволяет судить о некоторых технологических свойствах порошкообразных материалов. Удельная поверхность является одной из обязательных характеристик многих пищевых продуктов [1].

Удельные поверхности для одного и того же измельченного материала, определенные различными методами, часто отличаются до десяти и более раз [2]. В данной работе проведено сравнение удельных поверхностей сланцев, золы, кварцевого песка и сланцезольного портландцемента, определенных поверхностемерами на основе измерения воздухопроницаемости слоя при давлениях, близких к атмосферному, (в дальнейшем сокращенно пневматическая удельная поверхность, $F_{\text{пн}}$) и определенных тремя расчетными формулами на основе данных гранулометрического анализа (сокращенно рассчитанная удельная поверхность, F).

Использовались расчетные формулы Ромадина [3]

$$F = \frac{440}{n} \left(\lg \frac{100}{R_{90}} \right)^{\frac{1}{n}} \frac{k}{\rho}; \quad (1)$$

Кискальта-Матца [4]

$$F = \frac{6390}{x_0} \cdot e^{\frac{4,795}{n^2}} \cdot \frac{k}{\rho}; \quad (2)$$

Фая-Желева [5]

$$F = \frac{6000}{d_5} \cdot e^{\frac{0,5}{m^2}} \cdot \frac{k}{\rho}, \quad (3)$$

где R_{90} - полный остаток на сите 90 мкм, в %,
 x_0 - условный средний размер частиц, для которых

$$R_{x_0} = \frac{100}{e} \approx 36,8 \%$$

- d_s - медианный диаметр частиц по массе, для которых $R_{d_s} = 50 \%$,
 n, m - показатели однородности зернового состава соответственно в $lg - lg lg$ сетке и логарифмически-вероятностной сетке; тангенс угла наклона зерновой характеристики,
 k - коэффициент формы частиц, величина определена по графикам из [3],
 ρ - плотность в г/см³.

Зерновой характеристикой называется линия распределения массы частиц по размерам в x, R_x координатах. Формулы (1) и (2) выведены для прямолинейной зерновой характеристики в $lg - lg lg$ координатной сетке, т.е. по уравнению Розина-Раммлера [3] и формула (3) для прямолинейной зерновой характеристики в логарифмически-вероятностной сетке, т.е. по уравнению Колмогорова-Фая-Желева [5].

Исходя из того, что пневматический метод имеет типизированную установку и достаточно подробно изучен, этот метод рассматривается как основной [6].

Для получения рассчитанной F по вышеприведенным формулам использованы данные распределения частиц в интервале размеров максимально от нескольких мкм до 2 мм и плотности, определенные в основном пикнометрическим методом. Во многих случаях затруднением было непрямолинейности зерновых характеристик в $lg - lg lg$ и логарифмически-вероятностной сетке. Показатели однородности определены по двум полным остаткам, например, по R_{90} и R_{200} т.е. $n_{90/200}$ или $m_{90/200}$ по R_{50} и R_{400} по R_{50} и R_{90} по R_{20} и R_{50} по R_{20} и R_{90} . Так как величина F существенно зависит от величины показателя однородности, то необходимо, чтобы при непрямолинейных зерновых характеристиках направление (однородность) расчетного участка характеристики, например, от R_{90} до R_{200} , по возможности больше соответствовало среднему направлению зерновой характеристики в области мелких частиц. Тонкость измельчения определена по натуральной зерновой характерис-

№ п.п.	Материал	Формула для F	Показатель однородности	Данные о пробах	Величина $\frac{F}{F_{\text{пн}}}$	Графическое изображение $\frac{F}{F_{\text{пн}}}$
1	Эстонские горючие сланцы	(3)	$m_{50/\varepsilon} = 0,77 \dots 1,60$	30 проб $R_{90} = 0,18 \dots 0,74, 0 \%$	0,77...1,19	Фиг. 1, б
2	То же	(3)	$m_{50/80} = 0,62 \dots 1,67$	$\varrho = 1,57 \dots 2,06 \text{ г/см}^3$	0,56... 7,99	Фиг. 2, А
3	То же	(3)	$m_{50/400} = 0,49 \dots 1,40$	$F_{\text{пн}} = 48,4 \dots 642 \text{ м}^2/\text{кг}$	0,69...9,35	-
4	То же	(3)	$m_{90/200} = 0,40 \dots 1,22$		0,47...12,1	Фиг. 1, а
5	То же	(1)	$n_{90/200} = 0,40 \dots 1,21$		1,20...23,6	Фиг. 2, Б
6	Зола пылевидных сланцев из Прибалтийской ГРЭС	(3)	$m_{20/90} = 0,62 \dots 3,60$	16 проб [7] $R_{90} = 0,0 \dots 0,76, 1 \%$ $\varrho = 2,70 \dots 2,87 \text{ г/см}^3$ $F_{\text{пн}} = 72 \dots 319 \text{ м}^2/\text{кг}$	0,50...2,78	Фиг. 2, В
7	Кварцевый песок, размолотый в мельнице	(3)	$m_{50/90} = 0,72 \dots 2,32$	20 проб (х) $R_{40} = 5,0 \dots 0,78, 6 \%$ $\varrho = 2,64 \text{ г/см}^3$ $F_{\text{пн}} = 54,1 \dots 730 \text{ м}^2/\text{кг}$	0,59...1,15	Фиг. 2Г
8.	Портландцемент из завода "Луна-не Кунда" 1967 и 1968 года	(3)	$m_{80/200} = 0,69 \dots 1,50$	43 пробы (х) $R_{80} = 1,1 \dots 5,4 \%$ $\varrho = 3,05 \dots 3,12 \text{ г/см}^3$	0,59...9,10	Фиг. 2Д
9.	То же	(3)	$m_{80/\varepsilon} = 1,08 \dots 1,26$	$F_{\text{пн}} = 279 \dots 372 \text{ м}^2/\text{кг}$	0,91...1,11	Фиг. 2Ж

х) - Исходные данные для анализа из ГНИИ Института автоклавного силикатобетона в Г.Таллине.

хх) То же, из лаборатории стройматериалов Таллинского политехнического института.

тике (исключение составляют расчеты поверхности с порядковыми номерами I и 9 в табл. I) и учитывается в расчетных формулах посредством R_{90}, x_0, d_s .

Относительно большой разброс точек на графике фиг. I а является результатом случайных непрямолинейностей зерновых характеристик на месте расчетного участка, т.е. от R_{90} до R_{200} , и результатом краткости расчетного участка. Случайные непрямолинейности характеристик обусловлены неточностями взятия проб, ситового анализа, непостоянным технологическим режимом и т.д. Для золы и кварцевого песка разброс соответствующих точек меньше, чем для сланцев на фиг. I а.

При определении $F_{\text{пн}}$ пыли горючих сланцев была предварительно проверена и выявлена независимость удельной поверхности от пористости пробы в кювете поверхностемера ПСХ-2. Величина F пыли сланцев, как правило, уменьшается, если в расчетных формулах вместо показателя однородности, определенного по R_{90} и R_{200} , применить то же по R_{50} и R_{400} или еще больше уменьшается, если использовать показатели однородности по R_{50} и R_{90} . Это объясняется закономерными непрямолинейностями (изменением однородности) зерновых характеристик сланцев на указанных расчетных участках. Закономерные непрямолинейности зерновой характеристики сланцев обусловлены изменением плотности и вещественного состава по фракциям крупности, а также несоответствием действительной функции распределения с координатной сеткой.

Сравнение удельных поверхностей показывает, что применяемая в энергетике СССР формула (I) по $n_{90/200}$ дает для пыли горючих сланцев значения F , которые во много раз больше $F_{\text{пн}}$, см. таблицу I и кривую Б на фиг. 2. Более совпадение F со значениями $F_{\text{пн}}$ наблюдается при применении формулы (3) по $m_{50/90}$, см. таблицу I и кривую А на фиг. 2. По последней формуле для проб пыли сланцев из промышленных установок получены значения $F/F_{\text{пн}}$ в пределах от 0,56 до 1,21 при $m_{50/90} = 0,62 \dots 1,25$. Формулы (I) и особенно (2) для всех указанных выше показателей однородности в грубой части пыли ($x > 50$ мкм) дают для сланцев неправдоподобно большие значения F .

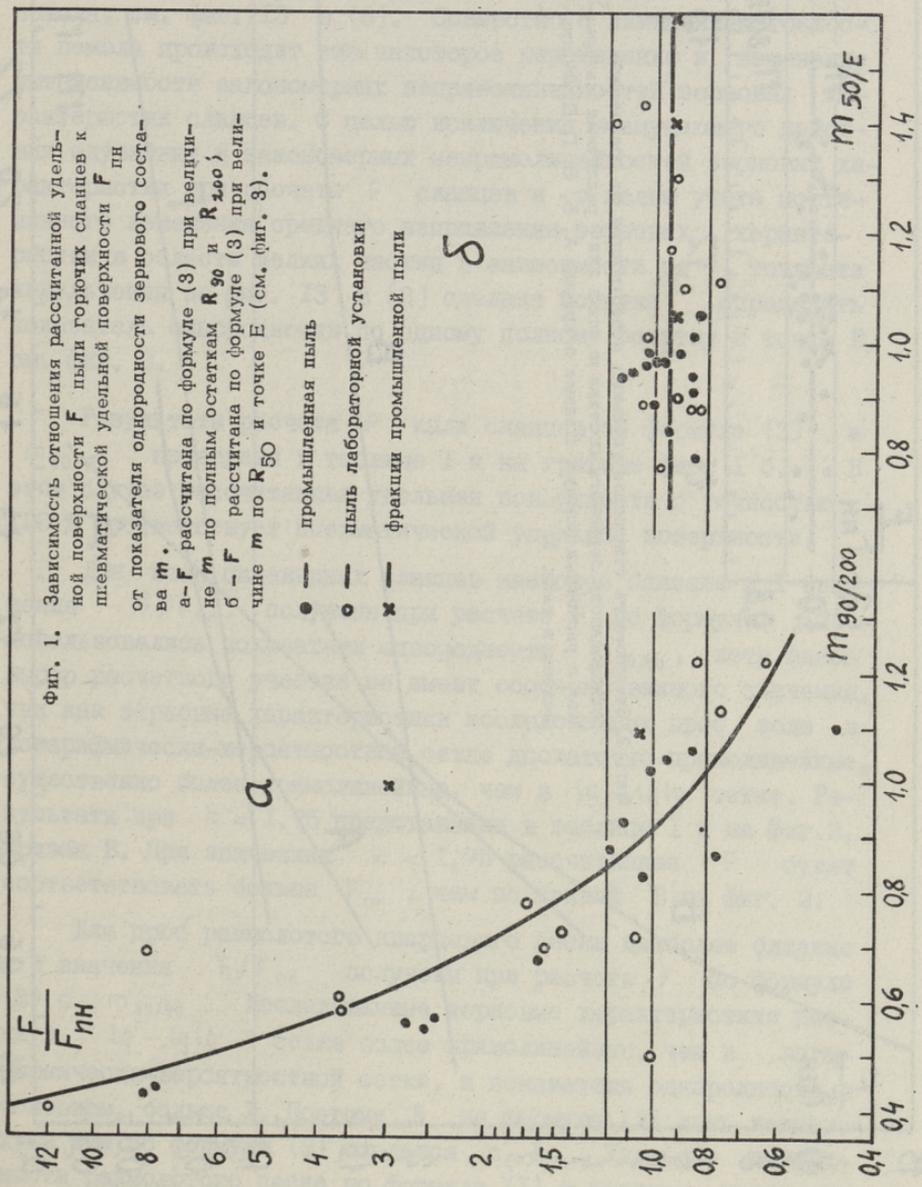
Фиг. 1.

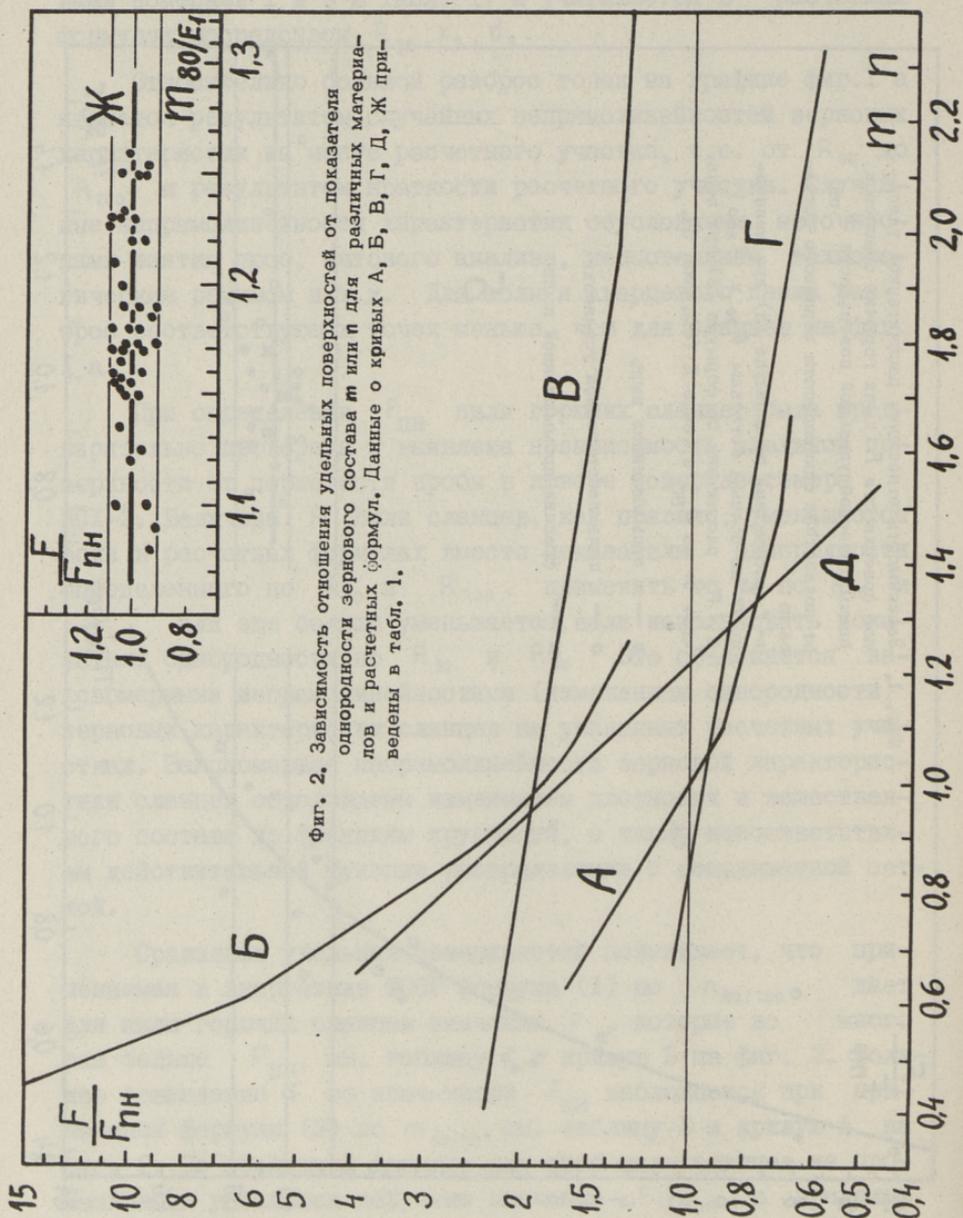
Зависимость отношения рассчитанной удельной поверхности F пыли горючих сланцев к шевматической удельной поверхности $F_{ПН}$ от показателя однородности зернового состава m .

а - F рассчитана по формуле (3) при величине m по полным остаткам R_{90} и R_{200} ;
 б - F рассчитана по формуле (3) при величине m по R_{50} и точке E (см. фиг. 3).

- — промышленная пыль
- — пыль лабораторной установки
- × — фракции промышленной пыли

δ





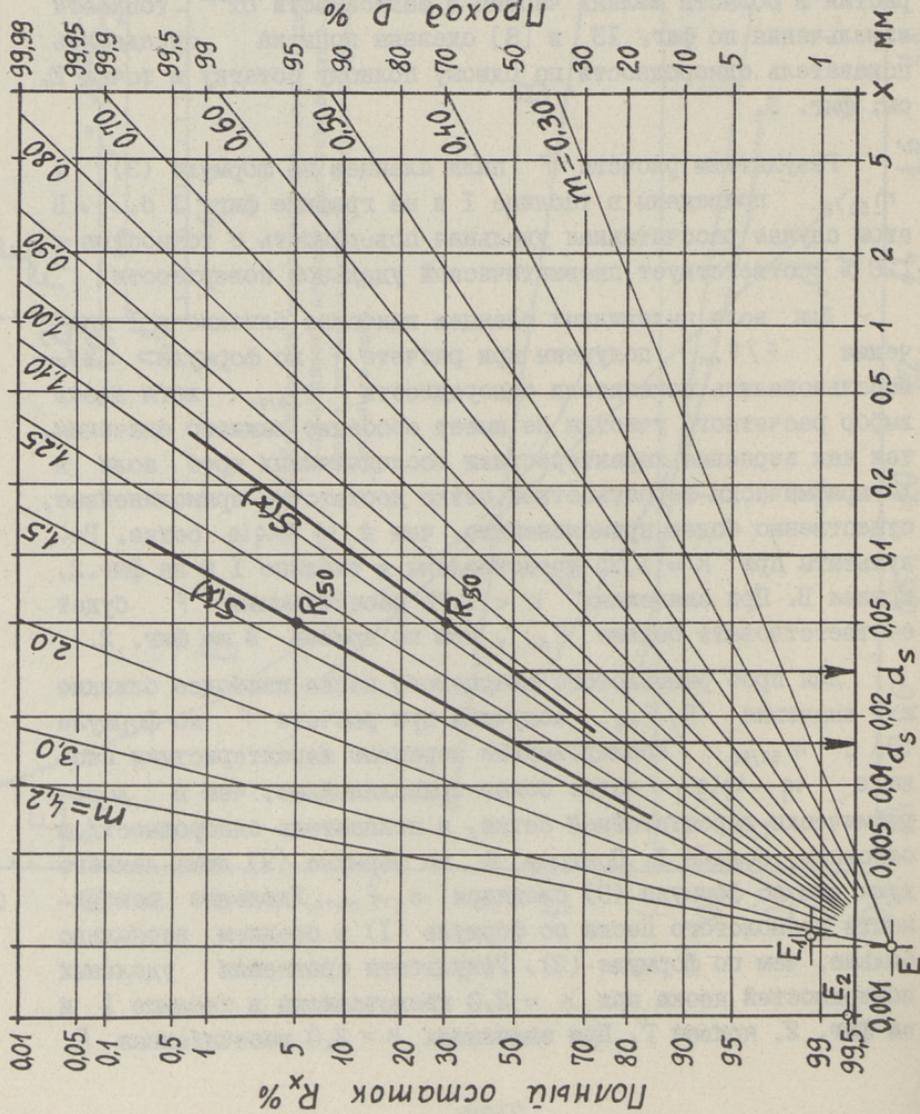
Фиг. 2. Зависимость отношения удельных поверхностей от показателя однородности зернового состава m или n для различных материалов и расчетных формул. Данные о кривых А, Б, В, Г, Д, Ж приведены в табл. 1.

Резкое увеличение величины $F/F_{\text{пн}}$ по мере уменьшения значения m по всей вероятности можно объяснить изменением средней однородности пыли сланцев одновременно с тонкостью помола, см. фиг. 13 в [8]. Совместно с изменением тонкости помола происходит еще некоторое перемещение и изменение интенсивности закономерных непрямолинейностей зерновых характеристик сланцев. С целью исключения возмущающего действия случайных и закономерных непрямолинейностей зерновых характеристик при расчете F сланцев и с целью учета постепенного изменения среднего направления зерновых характеристик в области мелких частиц в зависимости от тонкости измельчения по фиг. 13 в [8] сделана попытка определить показатель однородности по одному полному остатку и точке E , см. фиг. 3.

Результаты расчета F пыли сланцев по формуле (3) и $m_{50/E}$ приведены в таблице I и на графике фиг. 1 б. В этом случае рассчитанная удельная поверхность с точностью $\pm 20\%$ соответствует пневматической удельной поверхности.

Для золы пылевидных сланцев наиболее близкие к I значения $F/F_{\text{пн}}$ получены при расчете F по формуле (3). Использовались показатели однородности $m_{20/90}$, хотя здесь выбор расчетного участка не имеет особенно важного значения, так как зерновые характеристики исследованных проб золы в логарифмически-вероятностной сетке достаточно прямолинейные, существенно более прямолинейные, чем в $\lg - \lg \lg$ сетке. Результаты при $k = 1,75$ представлены в таблице I и на фиг. 2, кривая B. При значениях $k < 1,75$ рассчитанная F будет соответствовать больше $F_{\text{пн}}$, чем по кривой B на фиг. 2.

Для проб размолотого кварцевого песка наиболее близкие к I значения $F/F_{\text{пн}}$ получены при расчете F по формуле (3) с $m_{50/90}$. Исследованные зерновые характеристики песка в $\lg - \lg \lg$ сетке более прямолинейные, чем в логарифмически-вероятностной сетке, и показатель однородности, в основном, больше I. Поэтому F по формуле (2) лишь немного хуже, чем по формуле (3) сходятся с $F_{\text{пн}}$. Удельные поверхности размолотого песка по формуле (1) в среднем несколько больше, чем по формуле (2). Результаты сравнения удельных поверхностей песка при $k = 2,0$ представлены в таблице I и на фиг. 2, кривая Г. При значениях $k > 2,0$ рассчитанная F



Фиг. 3. Схема размещения рас-
четных зерновых характеристик
 $S(x)$ эстонских горючих слан-
цев между точками R_{50} и E на
логарифмически-вероятностной
сетке для нахождения величин
 $m_{50/E}$ и соответствующей d_s при
расчете удельной поверхности
по формуле (3). Расположение
точки E согласно рис. 13 из [8].
Пример : для пробы с $R_{50} =$
 $= 30\%$, $m_{50/E} = 1,05$, $d_s = 31$ мкм
и $F = 307 \cdot \frac{1}{5}$ м/кг.

по формуле (3) будет больше соответствовать $F_{\text{пн}}$, чем по кривой Г на фиг. 2.

Расчет удельной поверхности сланцезольного портландцемента по формуле (3) на основе только R_{200} и R_{80} , т.е. по $m_{80/200}$ и по экстраполированному значению d_s , дает большой разброс точек на координатной сетке фиг. 2, и резко опускающую кривую Д. При этом наиболее близкие к I значения $F/F_{\text{пн}}$ получены все же расчетом F по формуле (3), несколько хуже результат по формуле (1) и существенно хуже по формуле (2), так как для всех 43 проб $m_{80/200} < 1,0$. Из-за очень малой величины $R_{200} = 0,1 \dots 0,9\%$ возможны относительно большие неточности при взятии проб и при ситовом анализе. Поэтому лучше не пользоваться этой величиной R_{200} и вычислить F по одному остатку R_{80} с учетом среднего направления зерновых характеристик, так же, как выше описано для сланцев. Зерновые характеристики по всей вероятности должны постепенно изменять свое среднее направление в зависимости от тонкости проб. Найденная точка E_I для цемента при $k = 1,75$ имеет координаты $x = 2,25$ мкм и $R_x = 98,75\%$, см. фиг. 3. Результаты расчета F цемента по формуле (3) и m_{80/E_1} приведены в таблице I и на кривой Ж фиг. 2. В этом случае рассчитанные удельные поверхности с точностью $\pm 10\%$ сходятся с пневматической удельной поверхностью и в то же время не наблюдается зависимости от показателя однородности.

По данным лаборатории строительных материалов ТПИ основные направления зерновых характеристик сланцезольного портландцемента на логарифмически-вероятностной сетке пересекаются в точке E_2 с координатами $x = 1,0$ мкм и $R_x = 99,4\%$ (см. фиг. 3) и величина коэффициента формы $k = 1,30$. В этом случае рассчитанные по формуле (3) удельные поверхности с точностью $+20\%$, -5% сходятся с пневматической удельной поверхностью.

Основные выводы

I. Расчетный метод определения удельных поверхностей пыли может привести к существенно неверным результатам при неизученности и неучете закономерностей зерновых характеристик.

2. Формула Ромадина (I) по полным остаткам на ситах 90 и 200 мкм дает для пыли эстонских горючих сланцев значения удельной поверхности, которые во много раз больше $F_{\text{ПН}}$ поверхностемера ПСХ-2.

3. Удельные поверхности пыли сланцев по формуле (3), R_{50} и $m_{50/\varepsilon}$ (см. фиг. 3) с точностью $\pm 20\%$ соответствуют $F_{\text{ПН}}$ поверхностемера ПСХ-2.

4. Удельные поверхности сланцезольного портландцемента по формуле (3), R_{80} , m_{80/ε_1} и $k = 1,75$ (см. фиг. 3) с точностью $\pm 10\%$ сходятся с $F_{\text{ПН}}$ пневматического поверхностемера ПСХ-2. При R_{80} , m_{80/ε_2} и $k = 1,30$ точность будет $+20\%$, -5% .

Л и т е р а т у р а

1. П.А. Коузов. Основы анализа дисперсного состава промышленных пылей и измельченных материалов. Изд. "Химия", Л., 1971.

2. Б.В. Дерягин, Н.Н. Захаваева и др. Определение удельной поверхности порошкообразных тел по сопротивлению фильтрации разреженного воздуха. Изд. АН СССР, 1957.

3. В.П. Ромадин. Пылеприготовление. Госэнергоиздат, М.,-Л., 1953.

4. S. Kieska l t, G. M a t z. Zur Ermittlung der spez. Oberfläche von Kornverteilungen, VDI Bd. 93, 1951.

5. G у. F а у, В. Z s e l e v. Grundlagen der Zerkleinerungstheorie. Energietechnik, Nr. 11, 12, 1962.

6. Т.А. Заварицкая, О.Н. Григоров. К определению истинной удельной поверхности твердых дисперсоидов по воздухопроницаемости. Доклады АН СССР, т. 86. № 4, 1952.

7. В.Х. Кикас, А.А. Хайн, Х.Я. Рейспере. Физико-химические показатели и вяжущие свойства фракций летучей золы сланца-кукерсита. Труды ТПИ, серия А, № 272, 1968.

8. Современные проблемы механики сыпучих материалов.
Сборник под ред. П.Н. Платонова. ЦИТИ Госкомзага СССР, М.,
1969.

L.M. Öispuu, M.M. Alver

Vergleichung verschiedener spezifischer
Oberflächen

Zusammenfassung

In diesem Artikel werden Angaben der Vergleichung von Oberflächen vorgelegt, welche mit dem pneumatischen Oberflächenmesser und mit verschiedenen Berechnungsformeln auf Grund der Angaben der Siebanalyse festgestellt wurden. Man vergleicht die Oberfläche vom Staub des Brennschiefers, der Asche, des Sandes und Zements. Man stellt die Methodik der Beseitigung zufälliger und gesetzmässiger Abweichungen der Angaben der Siebanalyse vom Berechnungsschema vor, wodurch ein besseres Zusammenfallen berechnischer Oberfläche mit pneumatischer Oberfläche erhalten wird.

С о д е р ж а н и е

	Стр.
1. Х.И. Таллермо, Арво А. Отс. Золотые отложения и их влияние на высокотемпературную коррозию пароперегревателей пылесланцевых парогенераторов	3
2. Х.И. Таллермо, В.Б.Карпенко, Арво А. Отс. Анализ повреждаемости металла труб пароперегревателей из аустенитной стали на пылесланцевых парогенераторах.	13
3. Р.А. Круус. О конвективной теплоотдаче ширмы при низких числах Re	23
4. А.Ю. Вески, И.Р. Микк. О конвективной теплоотдаче продольнообтекаемой ширмы.	33
5. А.Ю. Вески, Р.А. Круус. Срыв вихрей и конвективная теплоотдача ширмы	45
6. Д.М. Егоров, Арво А. Отс. Процесс горения пористого высокозольного кокса и его математическое описание.	55
7. Л.М. Нйспуу, М.М. Альвер. Сравнение удельных поверхностей.	65



ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА. Сборник статей XIII. Таллинский политехнический институт. Редактор В. Р а т н и к. Технический редактор Г. Г р и ш и н а. Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 26/УП 1972. Подписано к печати 20/П 1973. Бумага 60x90/16. Печ. л. 4,75 + прилож. 0,25. Уч.-изд. л. 3,75. Тираж 350. МВ-02092. Зак. №165. Ротап rint ТПИ, Таллин, ул. Коскла, 2/9.

Т Е П Л О Э Н Е Р Г Е Т И К А

Сборник статей XIII

УДК 620.193.53; 621.181.8.

Золотые отложения и их влияние на высокотемпературную коррозию пароперегревателей пылесланцевых парогенераторов. Х.И. Таллермо, Арво А. Отс.
Труды Таллинского политехнического института, № 339, 1973, стр. 3-12.

В статье указывается, что поверхности пароперегревателей сланцевых парогенераторов покрываются рыхлыми и твердыми отложениями. Нижние слои рыхлых отложений иногда содержат до 17 % хлора и 39 % щелочей, а после 14 тыс. ч работы хлор в твердых отложениях практически отсутствует. Обнаружено попадание вышеназванных веществ между отдельными слоями окалин и на разделе металл-оксидная пленка, что вызывает ее разрушение и выпучивание. Коррозия перлитных сталей под влиянием рыхлых золотых отложений примерно в 1,5-2,5 раза выше, чем под воздействием твердых отложений.

Фигур 2, таблиц 1, библиографий 3.

УДК 620.193.53, 621.181.8

Анализ повреждаемости металла труб пароперегревателей из аустенитной стали на пылесланцевых парогенераторах. Х.И.Таллермо, В.Б.Карпенко, Арво А.Отс.
Труды Таллинского политехнического института, №339, 1973, стр. 13-21.

Установлено, что со временем в структуре стали выделяются вторичные фазы, а также изменяются прочностные по-

казатели. В основном, трубы повреждаются на высоте расположения обдувочных аппаратов. С наружной поверхности, особенно со стороны обдувки, наблюдались межкристаллитные трещины. Интенсивное развитие межкристаллитной коррозии является по-видимому, результатом совместного действия агрессивных первоначальных золотых отложений и охлаждающего действия паровой струи, главным образом, попаданием конденсата.

Фигур 3, библиографий 7.

УДК 536.244:621.181.8

О конвективной теплоотдаче ширмы при низких числах.
Р.А. Круус. Труды Таллинского политехнического института, № 339, 1973, стр. 23-32.

Приводится описание экспериментальной установки для определения конвективной теплоотдачи ширмы. Определена теплоотдача ширмы при числе Рейнольдса 200-3000. Показано, что при низких числах Re механизм конвективной теплоотдачи отличается от механизма теплоотдачи при больших числах.

Фигур 6, библиографий 6.

УДК 536.244:621.181.8

О конвективной теплоотдаче продольнообтекаемой ширмы. А.Ю. Вески, И.Р. Микк. Труды Таллинского политехнического института, № 339, 1973, стр. 33-43.

В статье приводятся результаты, полученные на модели ширмы, и схема для приблизительного аналитического определения теплоотдачи продольнообтекаемой ширмы. Экспериментальные данные приведены для четырех шагов в диапазоне чисел Рейнольдса до 10^6 и относительных длин l/d до 40.

Определено влияние шагов и длины труб на теплоотдачу.

Фигур 6, библиографий 9.

УДК 536.244

Срыв вихрей и конвективная теплоотдача ширмы.
А.Ю. Вески, Р.А. Круус. Труды Таллинского
политехнического института, № 339, стр. 45-54.

В статье рассматриваются проблемы срыва вихрей и конвективной теплоотдачи при поперечном обтекании ширмы. Частоту срыва вихрей исследовали в зависимости от межтрубного шага. Для определения частоты срыва измеряли пульсации температуры в потоке вблизи модели. Кроме того определили теплоотдачу модели ширмы.

Обсуждаются вопросы влияния частоты срыва вихрей на конвективную теплоотдачу.

Фигур 5, библиографий 14.

УДК 662.612

Процесс горения пористого высокозольного кокса и его математическое описание. Д.М.Егоров, Арво А.Отс. Труды Таллинского политехнического института, №339, 1973, стр. 55-63.

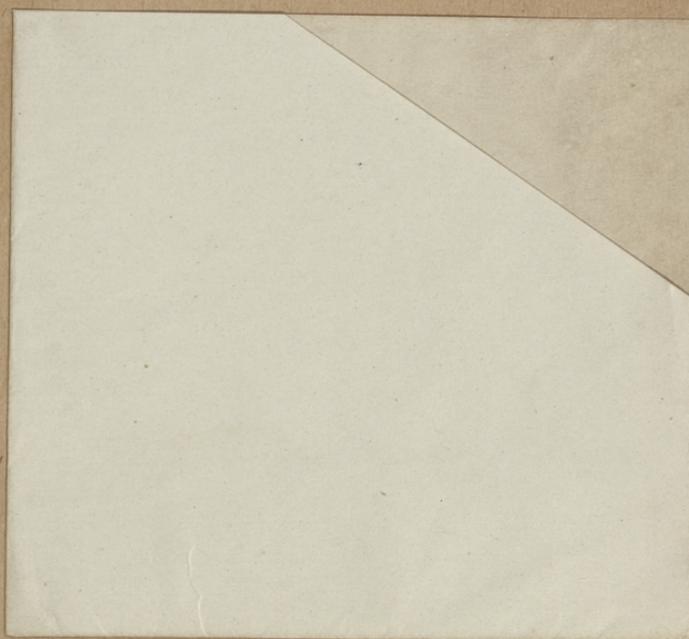
В работе рассматривается математическое описание процесса горения сферических частиц пористого высокозольного кокса. На базе проведенного исследования кинетических и диффузионных свойств высокозольных материалов создана математическая модель их горения. В статье даны примеры горения образцов высокозольных коксов и результаты расчета этих процессов, которые хорошо сходятся.

Фигур 3, библиографий 3.

Сравнение удельных поверхностей. Л.М.Нйспуу, М.М. Альвер. Труды Таллинского политехнического института, № 339, 1973, стр. 65-75.

Приведены результаты сравнения удельных поверхностей, определенных пневматическим поверхностемером и по различным расчетным формулам на основе данных гранулометрического анализа. Сравняются удельные поверхности пыли сланцев, золы, кварцевого песка и цемента. Предлагается методика элиминирования случайных и закономерных отклонений данных гранулометрического анализа от расчетной схемы, которая дает лучшее совпадение рассчитанной удельной поверхности с пневматической.

Фигур 3, таблиц I, библиографий 8.



Hind 38 kop.