

Аббас Фалих Хассан, Г.И. Пальченко, В.А. Дрябин

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛООТДАЧИ ГЛАДКИХ И РАЗВИТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ В НАДСЛОЕВОМ ОБЪЕМЕ КИПЯЩЕГО СЛОЯ

Рациональное размещение поверхностей нагрева в надслоевом объеме топок с кипящим слоем (КС) открывает возможность повышения компактности котлоагрегатов за счет соответствующего сокращения конвективной части. Весьма перспективным с этой точки зрения представляется использование развитых поверхностей, в частности горизонтальных оребренных труб, позволяющих обеспечить отвод значительных тепловых потоков из единицы топочного объема без существенного загромождения последнего.

Установка теплообменных труб в зоне интенсивных выбросов твердой фазы из КС с учетом зависимости профиля концентрации твердых частиц от скорости газа и других факторов позволяет облегчить регулирование тепловой производительности котла. Поскольку коэффициент внешнего теплообмена в КС при развитом псевдоожигении слабо зависит от скорости газа, изменение тепловыделения в слое, вызванное колебаниями нагрузки, не сопровождается адекватным изменением теплоотвода погруженными в КС поверхностями. В результате температура слоя колеблется в соответствии с изменениями нагрузки, что отрицательно сказывается на надежности работы топочного устройства и его экологических характеристиках / 1 /. Сосредоточение и оптимальная компоновка значительной части теплообменных поверхностей в зоне выбросов материала, где интенсивность теплообмена более чувствительна к колебаниям скорости газа, способны обеспечить саморегулируемое поддержание $t_{КС}$ на заданном уровне. И в этом случае целесообразно использовать оребренные трубы, позволяющие сконцентрировать значительную теплообменную поверхность в ограниченном объеме, а также необходимым образом распределить ее по высоте зоны выбросов путем соответствующего варьирования геометрических характеристик оребрения.

Практическая реализация указанных задач невозможна без надежных экспериментальных данных о закономерностях теплообмена в надслоевом объеме КС. Имевшаяся информация, достаточно подробно проанализированная в работах / 3, 4 /, зачастую носит фрагментарный и противоречивый характер / 3 /. Отсутствуют расчетные зависимости, позволяющие с приемлемой точностью описать данные различных авторов во всем практически интересном диапазоне изменения переменных. Практически нет сведений о влиянии геометрических характеристик оребрения и компоновки пучков ребристых труб на интенсивность теплообмена в надслоевом объеме КС.

В настоящей работе приведено описание экспериментальной установки, методик измерения и первичные результаты исследования основной (кондуктивно-конвективной) составляющей коэффициента теплообмена гладких и ребристых горизонтальных труб в надслоевом пространстве КС.

Схема экспериментальной установки приведена на рис. 1. Основным ее элементом был аппарат I сечением 0,27 x 0,40 м и высотой 2,0 м, в котором размещались кипящий слой дисперсного материала 2 и датчик теплообмена 3. Псевдоожижающим агентом служил атмосферный воздух с температурой 10-30°C, который подавался в аппарат турбовоздуходувкой 4. Расход воздуха регулировался задвижкой 5 и измерялся с помощью стандартной диафрагмы 6 с погрешностью не более 2%. При измерении мальных расходов воздуха вводилась поправка, учитывающая зависимость коэффициента расхода диафрагмы от числа Рейнольдса / 5 /. Газораспределительная решетка 7 представляла собой два перфорированных стальных листа с зажатом между ними слоем плотной ткани. Аэродинамическое сопротивление решетки в рабочем диапазоне скоростей воздуха (0,2 - 2,5 м/с) составляло не менее 30% от перепада давления в КС и описывалось эмпирическим уравнением (система единиц СИ)

$$\Delta p_{реш} = 1,6 \cdot 10^{-4} \cdot U^{1,5}$$

Для обеспечения более равномерного газораспределения коническая подрешеточная камера была заполнена шаровой насадкой 8. В процессе эксплуатации установки сопротивление решетки постепенно несколько возрастало из-за оседания на ткани частиц пыли, что положительно сказывалось на качестве псевдоожижения. Аппарат имел прозрачные

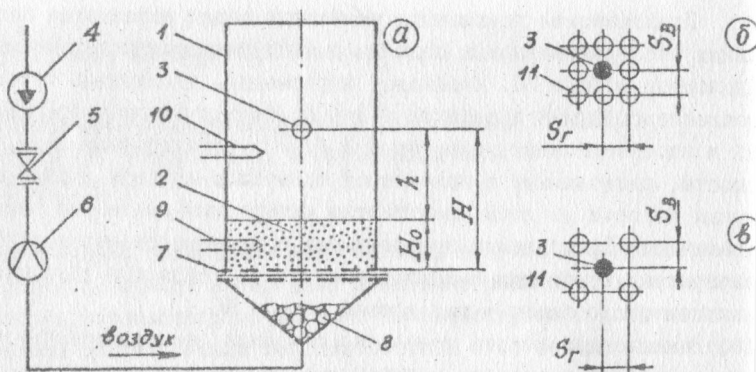


Рис.1. Схема экспериментальной установки: а - одиночный датчик; б, в - соответственно коридорный и шахматный пучки

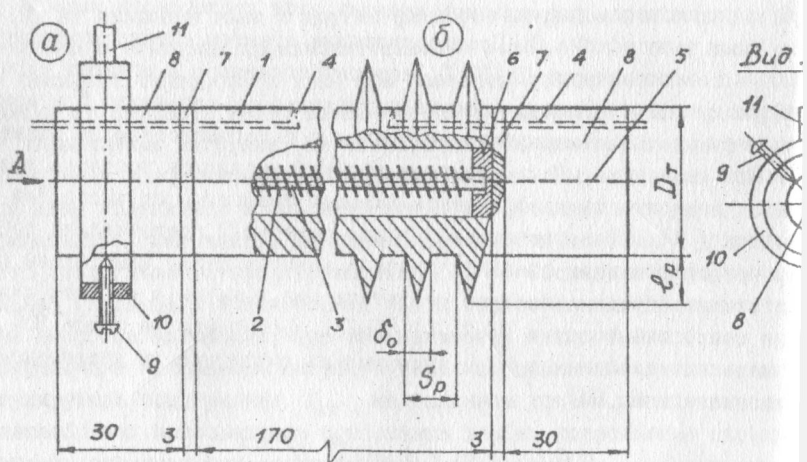


Рис.2. Устройство датчика теплообмена: а, б - соответственно гладкий и оребренный датчики

переднюю и заднюю стенки, что позволяло вести визуальные наблюдения за поведением материала во время экспериментов.

Характеристика материалов слоя приведена в таблице. Исследования проводились на узких фракциях как мелких (№ 1,2), так и крупных (№ 3,4) частиц. Первые часто применяются в качестве исходных засыпок в топках с КС за рубежом, вторые - в отечественной практике. Кроме того, в опытах использовался полифракционный аглопорит (№ 5), достаточно удачно моделирующий реальный гранулометрический состав материала в топке, который складывается при работе на высокозольном грубодробленом топливе по мере накопления в КС частиц зольного остатка.

Таблица

Характеристика материалов слоя

Номер п/п	Материал	Фракция	$d(d_i)$, мм	ρ_r , кг/м ³	U_{mf} , м/с
1	Корунд	0,10 - 0,16	0,13	3800	0,03
2	Песок	0,20 - 0,315	0,25	2500	0,05
3	Шамот	1,6 - 2,5	2,0	2300	0,98
4	Шамот	3,0 - 4,0	3,5	2300	1,37
5	Аглопорит	0,063-10,0	1,68 (3,10)	1640	1,02

Значения эквивалентного диаметра частиц d для узких фракций материалов (№ 1-4) определялись как среднее геометрическое между размерами ячеек, ограничивающих данную фракцию соседних сит. Для материала № 5 значения $d(d_i)$ рассчитывались по формулам $d = (\sum x_i d_i^3)^{1/3}$ и $d_i = \sum x_i d_i$ (величина в скобках), где x_i и d_i - соответственно массовая доля и эквивалентный диаметр i -й узкой фракции. Скорость начала псевдооживления U_{mf} для материалов № 1-4 определялась экспериментально стандартным методом по зависимости перепада давления в слое от скорости фильтрации воздуха. Для материала № 5 значение U_{mf} определялось расчетным путем по формуле У.М.Тодеса с сотрудниками [6]

$$Re_{mf} = Ar (1400 + 5,22 \sqrt{Ar})^{-1},$$

где критерии Re_{mf} и Ar основаны на эквивалентном диаметре $d_1 / 7$. Визуальные наблюдения показали, что данному расчетному значению U_{mf} примерно соответствовало начало полного псевдооживления всех фракций полидисперсного слоя без видимой сегрегации материала.

Статическая высота слоя в большинстве опытов составляла $H_0 = 250$ мм, в отдельных экспериментах изменялась в пределах 200–315 мм.

В экспериментах с гладким цилиндрическим датчиком по стационарной методике определялся средний коэффициент теплоотдачи

$$\alpha = \frac{Q}{\pi D_T L (t_w - t_{кс})} \quad (1)$$

Датчик представлял собой (см. рис. 2, а) толстостенную медную трубу длиной $L = 170$ мм и наружным диаметром $D_T = 30$ мм. Внутри корпуса 1 размещался нихромовый радиационный нагреватель 2, намотанный на фарфоровую соломку 3. Торцы датчика закрывались резьбовыми медными заглушками 6 и теплоизолировались пробковыми прокладками 7 и тефлоновыми втулками 8.

Температура поверхности датчика t_w измерялась зачеканенной в него заподлицо хромель-копелевой (ХК) термопарой 4 с электродами диаметром 0,2 мм. Высокая теплопроводность материала корпуса датчика и большая толщина его стенок (6 мм) обеспечивали однородность температуры по поверхности. Это подтвердила специальная серия экспериментов, в которой датчик при заданных значениях U , $t_{кс}$ и Q поворачивался вокруг своей оси. Вариация показаний термопары датчика при этом не превышала 1%.

Двумя другими ХК-термопарами с открытыми спаями (9 и 10 на рис. 1) измерялась температура слоя $t_{кс}$ и воздуха в надслоевом объеме. Показания этих термопар в условиях эксперимента практически совпадали. Температуры регистрировались потенциометром КСП-4 с погрешностью не более $\pm 0,5$ К. Мощность Q , выделявшаяся на спирали датчика при протекании по ней переменного электрического тока, измерялась ваттметром Д-57 с погрешностью не более $\pm 0,15$ Вт. Это обеспечивало среднюю квадратическую относительную погрешность измерения α не более 3% в большинстве опытов.

Наличие в датчике высокотемпературного нагревателя предопределяло систематическую погрешность измерения величины Q , связанную с утечками тепла по токоведущим проводам 5 и торцевым втулкам 8 (см. рис. 2). Для оценки этой погрешности была проведена специальная серия опытов. В этих экспериментах методом регулярного теплового режима / 8 / определялся средний коэффициент теплоотдачи сплошного цельномедного цилиндра, являвшегося геометрическим аналогом гладкого датчика теплообмена ($L = 170$ мм, $D_T = 30$ мм). Цилиндр предварительно нагревался примерно до 100°C и вводился в КС или в пространство над ним. По темпу охлаждения цилиндра m , который определялся с помощью зачеканенной в него ХК-термопары, определялся коэффициент теплоотдачи

$$\bar{\alpha} = \psi m c_p \lambda (0,5 \pi D_T^2 + \pi D_T L)^{-1}. \quad (2)$$

Входящий в (2) коэффициент неравномерности распределения температуры ψ при величине критерия Био меньше 0,1 можно принять равным 1 / 9 /. В о п ы т а х это условие выполнялось ($Bi_D = 8 \cdot 10^{-3} - 8 \cdot 10^{-4}$, $Bi_L = 4,5 \cdot 10^{-2} - 4,5 \cdot 10^{-3}$) и температура по объему цилиндра в любой момент времени была практически однородной.

Нагреватель и торцевые втулки на цилиндре отсутствовали, поэтому единственным возможным источником погрешностей измерения могли быть утечки тепла по элементам крепления цилиндра. Узел крепления, который использовался как в основной, так и в рассматриваемой вспомогательной серии опытов, изображен на рис. 2 (вид А). Цилиндр (датчик) контактировал с двух сторон только с остриями трех заточенных винтов-фиксаторов 9, которые были ввернуты в кольцо 10, приваренное к штанге регулируемой длины 11. Таким образом, суммарная площадь контакта цилиндра с элементами крепления была пренебрежимо мала по сравнению с поверхностью теплообмена. Кроме того, цилиндр нагревался перед опытом в сборе с узлами крепления, что сводило к минимуму разность температур между ними, а следовательно, и утечки тепла.

Относительная погрешность измерения α методом регулярного теплового режима в большинстве опытов не превышала 3,5%.

На рис. 3 в полулогарифмических координатах изображены экспериментальные зависимости избыточной температуры цилиндра $\bar{T} =$

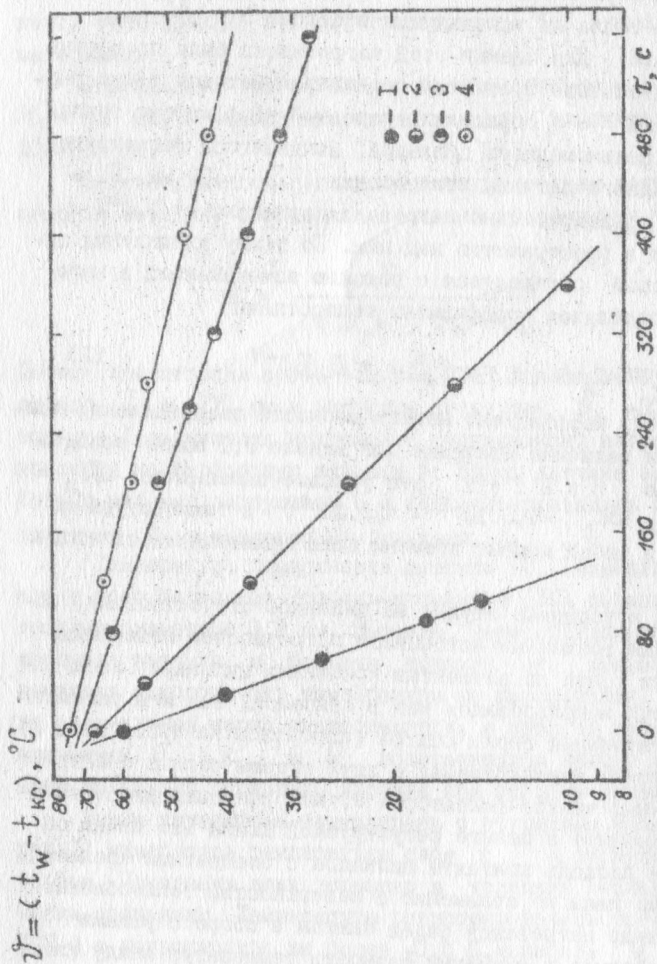


Рис. 3. Экспериментальные зависимости избыточной температуры датчика от времени: 1 - КС шамота, $d = 2,0$ мм, $U = 1,05$ м/с (датчик в КС); 2-4 - КС шамота, $d = 3,5$ мм, $Ho = 250$ мм (2 - $h = 65$ мм, $U = 2,4$ м/с; 3 - $h = 65$ мм, $U = 1,17$ м/с; 4 - $h = 370$ мм, $U = 1,25$ м/с)

$= (t_w - t_{кс})$ от времени. Как видно из рисунка, экспериментальные точки, полученные при размещении цилиндра в КС и на различной высоте над ним, хорошо ложатся на прямые линии, тангенс угла наклона которых равен темпу охлаждения датчика.

На рис. 4 приведены типичные зависимости коэффициентов теплоотдачи, измеренных по стационарной методике (α) и методом регулярного теплового режима ($\bar{\alpha}$), от скорости фильтрации. Отклонение сплошных кривых, графически сглаживающих значения α , относительно аналогичных пунктирных кривых, описывающих значения $\bar{\alpha}$, было примерно одинаковым при различных скоростях фильтрации воздуха и высотах размещения датчика и составляло около 6%. Поскольку проведение исследований по стационарной методике требует гораздо меньших затрат труда и времени, в дальнейшем этот метод использовался в качестве основного, а при определении величины α в левую часть (I) вводился корректирующий множитель 0,94, учитывающий установленную выше величину тепловых потерь.

Оребренные датчики (см. рис. 2, б), аналогичные по конструкции гладкому, были выточены заодно с ребрами из цельных медных цилиндров. Ребра треугольного профиля имели толщину основания $\delta_0 = 5$ мм, высоту $h_p = 5-20$ мм и размещались с шагом $S_p = 10-35$ мм. В экспериментах, проводившихся по стационарной методике, измерялся приведенный коэффициент теплоотдачи

$$\alpha_{po} = \frac{a}{F_{гп} (t_{wo} - t_{кс})} \quad (3)$$

Величина α_{po} отражает увеличение теплового потока, отводимого от единицы длины трубы за счет ее оребрения. Для характеристики средней теплоотдачи по всей поверхности оребренной трубы используется коэффициент

$$\alpha_{рп} = \frac{a}{F_{рп} (t_{wo} - t_{кс})} = \frac{\alpha_{po}}{y} \quad (4)$$

Коэффициенты α_{po} , $\alpha_{рп}$ определяются без учета снижения температуры по высоте ребра, вызванного его внутренним термическим сопротивлением. Для перехода от $\alpha_{рп}$ к истинному коэффициенту теплоотдачи вводится коэффициент эффективности ребра

$\alpha, \bar{\alpha}, \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$

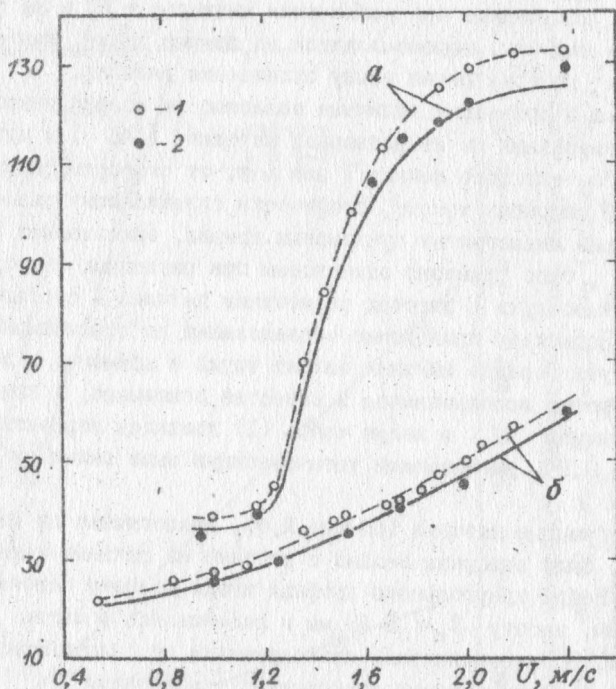


Рис. 4. Экспериментальные зависимости $\alpha, \bar{\alpha} = f(U)$:
 1, 2 - измерения проведены соответственно по стационарной методике и методом регулярного теплового режима,
 а, б - соответственно $h = 65$ мм и 370 мм (КС шамота,
 $d = 3,5$ мм, $H_0 = 250$ мм)

$$\alpha = \frac{\alpha_{рп}}{f_0 + f_p \vartheta_p} \quad (5)$$

Величина ϑ_p в первом приближении может быть рассчитана в предположении постоянства на всей поверхности ребра коэффициента теплоотдачи аналогичной гладкой трубы в тех же условиях /10/. С учетом высокой теплопроводности меди в условиях настоящего эксперимента с погрешностью не более $-(5 \pm 10\%)$ можно принимать $\alpha = \alpha_{рп}$.

Поскольку метод регулярного теплового режима достоверно применим для определения α только тел простой геометрической формы / 8 /, величина концевых утечек тепла для оребренных труб учитывалась введением в (3), (4) поправочного множителя 0,94, полученного в экспериментах с гладкими трубами.

Изучение теплоотдачи пучков оребренных труб в надслоевом объеме КС проводилось методом локального моделирования. Датчик теплообмена 3 устанавливался среди геометрически подобных ему необогреваемых труб II, скомпонованных в коридорном или шахматном порядке (см. рис. I, соответственно б, в). Пучок труб собирался в специальной съемной кассете, которая закреплялась на необходимой высоте в надслоевом пространстве аппарата. В экспериментах варьировался шаг пучка ($S_B = S_r = 60-120$ мм) и высота его расположения над слоем. Пучок состоял из четырех горизонтальных рядов труб. Датчик ($\ell_p = S_p = 15$ мм) обычно крепился в середине третьего по ходу воздуха ряда. В специальной серии опытов проводилось измерение коэффициентов теплообмена в различных рядах труб.

На рис. 5, 6 приведены результаты измерения коэффициента теплоотдачи одиночного гладкого датчика в КС материалов № 1, 2, 4, 5 (см. табл.) и в надслоевом пространстве. Для всех исследованных материалов наблюдалось увеличение интенсивности теплообмена с ростом скорости фильтрации воздуха и уменьшением расстояния от датчика до поверхности слоя. Если влияние U на величину α обусловлено как усилением выбросов частиц из слоя, так и увеличением газоконвективной составляющей коэффициента теплоотдачи, то влияние h при заданном значении U связано, главным образом, с изменением квазистационарного профиля концентрации твердой фазы по высоте надслоевого объема. При малых скоростях воз-

α , Вт/(м²·К)

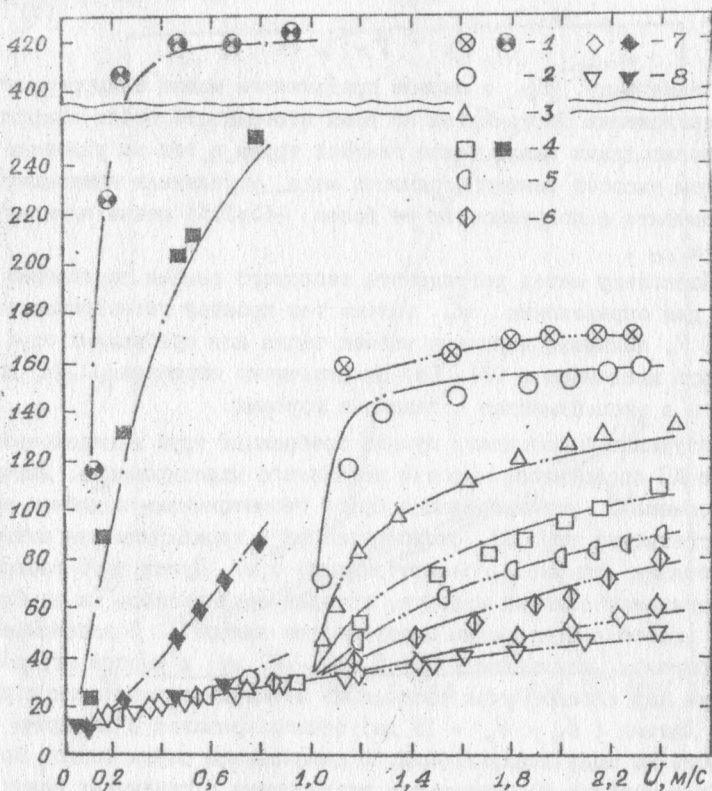


Рис.5. Экспериментальные зависимости $\alpha = f(U)$ для гладкого датчика: 1 - датчик в КС; 2-8 - соответственно $H = 265, 315, 365, 415, 465, 620$ и 1200 мм. Материалы КС - № 2 5 (см.табл.) - соответственно затемненные и светлые символы, $H_0=250$ мм

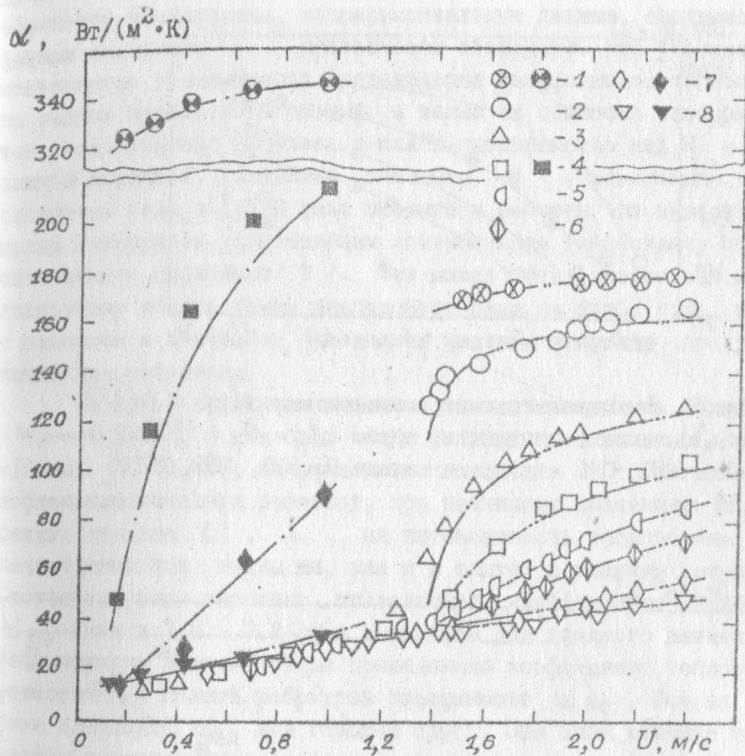


Рис.6. Экспериментальные зависимости $\alpha = f(U)$ для гладкого датчика: 1-8 - см.подпись к рис.5. Материалы КС - № 1, 4 (см.табл.) - соответственно затемненные и светлые символы

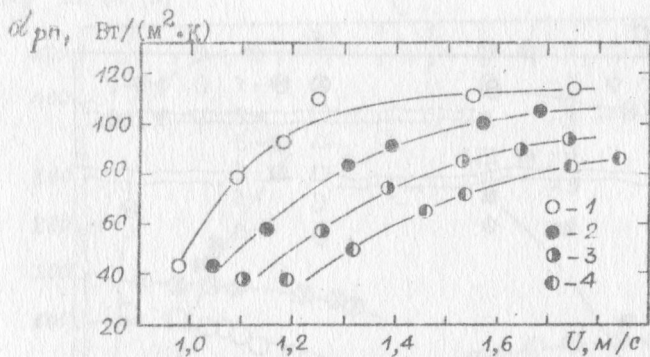


Рис.7. Экспериментальные зависимости $\alpha_{рп} = f(U)$ для одиночной оребренной трубы ($l_p = S_p = 15$ мм, $H = 350$ мм): 1-4 - соответственно $H_0 = 315, 285, 270, 250$ мм

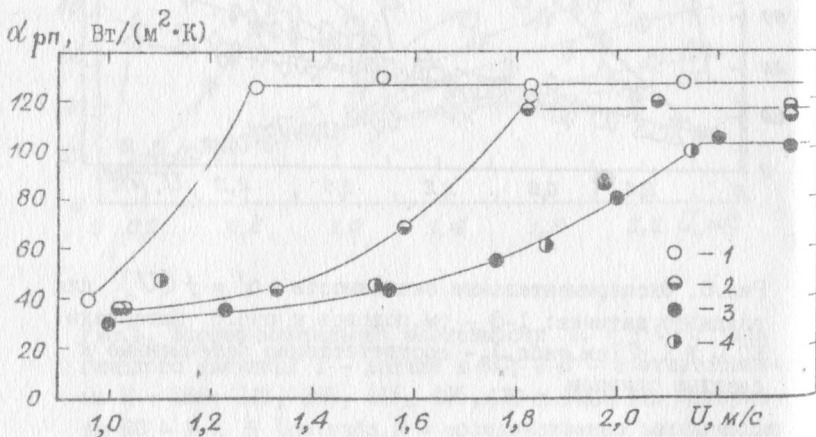


Рис.8. Экспериментальные зависимости $\alpha_{рп} = f(U)$ для коридорного пучка оребренных труб, установленного над КС аглопорита: 1-4 - соответственно номера рядов труб по ходу газов. Расстояние от первого ряда до статической высоты слоя 50 мм ($H_0 = 250$ мм). $S_r = S_B = 60$ мм, $l_p = S_p = 15$ мм

духа (в том числе при $U < U_{mf}$), когда частицы не достигали поверхности теплообмена, экспериментальные данные, соответствующие разным значениям h , практически совпадают. Это указывает на постоянство конвективной составляющей коэффициента теплоотдачи по высоте надслоевого объема, а также на общность закономерностей конвективного переноса тепла в пространстве над КС и неподвижной засыпкой. Указанные значения α , измеренные при малых скоростях газа, в 1,5-2 раза превышали расчеты по известным формулам Жукаускаса, описывающим конвективную теплоотдачу поперечно обтекаемого цилиндра / 9 /. Это может быть связано как с турбулизирующим воздействием дисперсного слоя на поток газа, так и с наличием в последнем пылевидных частиц, например продуктов истирания материала.

На рис. 7 приведены типичные экспериментальные зависимости $\alpha_{рп} = f(U)$ для одиночного ребристого датчика ($l_p = S_p = 15$ мм, $\varphi = 3,86$), закрепленного на высоте $H = 350$ мм над газораспределительной решеткой, при различных значениях H_0 . Характер влияния U , h на интенсивность теплообмена при этом качественно был таким же, как и в опытах с гладким датчиком. Соответствующие значения приведенного коэффициента теплоотдачи $\alpha_{рп}$ были в 2,8 - 3,2 раза выше, чем для гладкого датчика в тех же условиях. В то же время приведенный коэффициент теплоотдачи, отнесенный к полной ребристой поверхности $\alpha_{рп}$, был на 10-25% ниже значений $\alpha_{гп}$ для гладкой трубы. При этом влияние геометрических характеристик оребрения, которое в работе / II / было предложено учитывать путем введения поправки φ^n в выражение

$$\alpha_{рп} = \alpha_{гп} (f_0 + f_p \eta_p) \varphi^n,$$

в надслоевом объеме было выше, чем в КС. Если для погруженной в слой ребристой трубы $n = -0,1 / II /$, то в надслоевом объеме показатель степени изменялся в пределах $n = -(0,1-0,4)$.

При установке ребристых датчиков с относительно небольшим шагом ребер ($S_{рп} = 10-15$ мм) над КС полидисперсного аглопорита наблюдалось прочное заклинивание частиц в межреберном пространстве.

На рис. 8 приведены экспериментальные зависимости $\alpha_{рп} = f(U)$ для четырехрядного коридорного пучка оребренных труб ($S_r = S_b =$

60 мм), нижний ряд которого располагался на высоте 50 мм над статическим уровнем слоя аглопорита ($H_0=250$ мм). Как видно из приведенных на рис. 8 данных, характер изменения интенсивности теплоотдачи по рядам труб в надслоевом объеме существенно отличается от аналогичной картины, наблюдаемой для погруженного в КС или поперечно обтекаемого газовым потоком пучка. В КС теплоотдача по рядам пучка практически не различается / 12 /. При конвективном теплообмене пучка с чисто газовым потоком коэффициент теплоотдачи монотонно возрастает при переходе от первого ко второму и третьему рядам и далее не изменяется / 9 /. В то же время в надслоевом объеме КС наблюдается обратная картина: $\alpha_{рп}$ уменьшается с увеличением номера ряда N (по ходу газов), стабилизируясь при $N \geq 3$. По-видимому, это связано с лучшими условиями доступа частиц, выбрасываемых из слоя, к трубам первого и второго рядов, чем последующих. Это подтверждается тем, что при малой скорости фильтрации воздуха, когда частицы не выбрасывались из КС, значения $\alpha_{рп}$ для всех рядов практически совпадали. Зависимость $\alpha_{рп} = f(U)$ также носит своеобразный немонотонный характер. Первоначально коэффициент теплоотдачи увеличивается с ростом U , причем более резко для первых рядов труб, принимая затем постоянное значение $\alpha_{рп\max}$. Последняя величина незначительно (в пределах 20%) изменяется по высоте пучка. В целом измеренные значения $\alpha_{рп}$ в пучках труб были выше, чем для одиночных ребристых трубок при тех же U и h . В значительной степени это связано с увеличением газоконвективной составляющей коэффициента теплоотдачи, обусловленным стесненностью течения газа в межтрубном пространстве.

Компоновка пучка незначительно влияла на интенсивность теплообмена.

Таким образом, результаты проведенных измерений подтверждают возможность существенной интенсификации теплообмена в надслоевом объеме КС путем применения горизонтальных ребренных труб. При относительно небольшом удалении пучков труб от поверхности слоя ($h \approx 50-250$ мм) средняя по ребристой поверхности интенсивность теплоотдачи достигает значений, соизмеримых с наблюдаемыми в КС. Разработанные экспериментальный стенд и методики измерений будут использованы для получения более подробной информации о законо-

мерностях в рассматриваемой системе с целью обобщения полученных результатов.

Обозначения

C_p - удельная теплоемкость материала датчика; D_T - наружный диаметр трубы; F - площадь поверхности теплообмена; F_p, F_0 - площади поверхности ребер и несущей трубы между основаниями ребер; $f_p = F_p / F_{pp}$; $f_0 = F_0 / F_{pp}$; g - ускорение свободного падения; $h = H - H_0$ (см. рис. I); H_0 - статическая высота слоя; L - длина датчика (без торцевой изоляции), M - масса датчика;

S_r, S_v - горизонтальный и вертикальный шаг пучка; t - температура; U - скорость фильтрации воздуха, отнесенная к сечению аппарата; α - коэффициент теплоотдачи; $\bar{\alpha}$ - средний коэффициент теплоотдачи, определяемый уравнением (2); α_{po}, α_{pp} - приведенные коэффициенты теплоотдачи ребристой трубы; η_p - коэффициент эффективности ребра; λ - коэффициент теплопроводности материала датчика; ν - кинематическая вязкость газа;

ρ_T - кажущаяся плотность частиц; ρ_g - плотность газа; $\varphi = F_{pp} / F_{gl}$; τ - время; $Ar = g d_1^3 (\rho_T - \rho_g) \rho_g^{-1} \nu^{-2}$; $Bi_D = \alpha D_T (2\lambda)^{-1}$; $Bi_s = Bi_D L D_T^{-1}$; $Re_{mf} = U_{mf} d_1 \nu^{-1}$

Индексы: gl - гладкая труба; KS - кипящий слой; pp - полная ребристая поверхность; mf - начало псевдооживления; w - поверхность гладкой трубы; wo - поверхность несущей трубы между ребрами.

Л и т е р а т у р а

- 1. Бородуля В.А., Виноградов Л.М. Сжигание твердого топлива в псевдооживленном слое. - Минск: Наука и техника, 1980. - 192 с.
- 2. Бородуля В.А., Теплицкий Ю.С., Епанов Ю.Г. Исследование выноса частиц и внешнего теплообмена в надслоевом пространстве полидисперсного псевдооживленного слоя // ИФЖ. - 1987. - Т.53, № 3. - С.383-388.
- 3. Добкин С.М., Галерштейн Д.М., Телегин Э.М. и др. Внешний теплообмен в зоне интенсивных выбросов материала из кипящего слоя // Проблемы тепло- и массообмена в современной технологии сжигания и газификации твердого топлива: Материалы Междунар.

школы-семинара (Минск, 27 мая-7 июня 1988 г.). - Минск: ИТМО АН БССР. - 1988. - Ч.2. - С.52-57.

4. Бурдуков А.П., Демин М.А., Куешинов Г.Г. и др. Внешний теплообмен в надсл. евом пространстве псевдоожигенного слоя // Тепло-массообмен - ММФ. Тепло-массообмен в двухфазных и дисперсных системах: Избранные доклады. - Минск: ИТМО АН БССР. - 1989. Секции 4,5. - С. 156-170.
5. Преображенский В.П. Теплотехнические измерения и приборы. - М.: Энергия. - 704 с.
6. Аэров М.Э., Тодес О.М. Гидравлические и тепловые основы работы аппаратов со стационарным и кипящим зернистым слоем. - Л.: Химия, 1968. - 510 с.
7. Бородуля В.А., Ганжа В.Л., Теплицкий Ю.С. и др. Псевдоожигение полидисперсных слоев крупных частиц. - Минск, 1984. - 29с. - (Препринт/ ИТМО АН БССР, № 4).
8. Кондратьев Г.М. Регулярный тепловой режим. - М.: ИТТЛ, 1964. - 408 с.
9. Исаченко В.П., Осипова В.А., Сукомел А.С. Теплопередача. - М. Энергоиздат, 1981. - 416 с.
10. Пальченко Г.И., Тамарин А.И. О термической эффективности ребра при теплообмене ребристой поверхности с псевдоожигенным слоем // Тепло- и массоперенос в дисперсных системах. - Минск 1982. - С.117-129. - (Сб. науч. тр./ ИТМО АН БССР).
11. Пальченко Г.И. Влияние геометрических характеристик оребрения на коэффициент теплообмена между псевдоожигенным слоем и погруженной в него горизонтальной оребренной трубой // Тепло- и массоперенос: физические основы и методы. - Минск, 1979. - С.54-55. - (Сб. науч. тр./ ИТМО АН БССР).
12. Пальченко Г.И. Теплообмен между горизонтальным пучком оребренных труб и псевдоожигенным слоем крупнодисперсного материала // Исследование процессов переноса в дисперсных системах. - Минск: 1981. - С.14-23. - (Сб. науч. тр./ ИТМО АН БССР).