

0.6.7
265

TALLINNA POLÜTEHNILISE
INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

№ 265

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

СБОРНИК СТАТЕЙ

VIII

Под общей редакцией проф. И. П. Эпика

ТАЛЛИН 1968

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА
СБОРНИК СТАТЕЙ
VIII

Под общей редакцией проф. И. П. Эпика

ТАЛЛИН 1968

ՀԻՄՆԱԿԱՆ ԳՐԱԴԱՐԱՆ

ԳՐԱԿԱՆԱԿԱՆ ԳՐԱԴԱՐԱՆ

117

Բոթիկա
Երևանի
Քիմիայի
Գիտությունների
Ազգային ակադեմիա

Ep. 8654

УДК 662. 642:532. 69. 001. 5

А. Я. Махлануу, Х. П. Тааль

О ПОВЕДЕНИИ СУЛЬФАТА НАТРИЯ, СОДЕРЖАЩЕГОСЯ В ЗОЛЕ УГЛЯ БАРАНДАТСКОГО МЕСТОРОЖДЕНИЯ КАНСКО-АЧИНСКОГО БАССЕЙНА, ПРИ НАГРЕВАНИИ

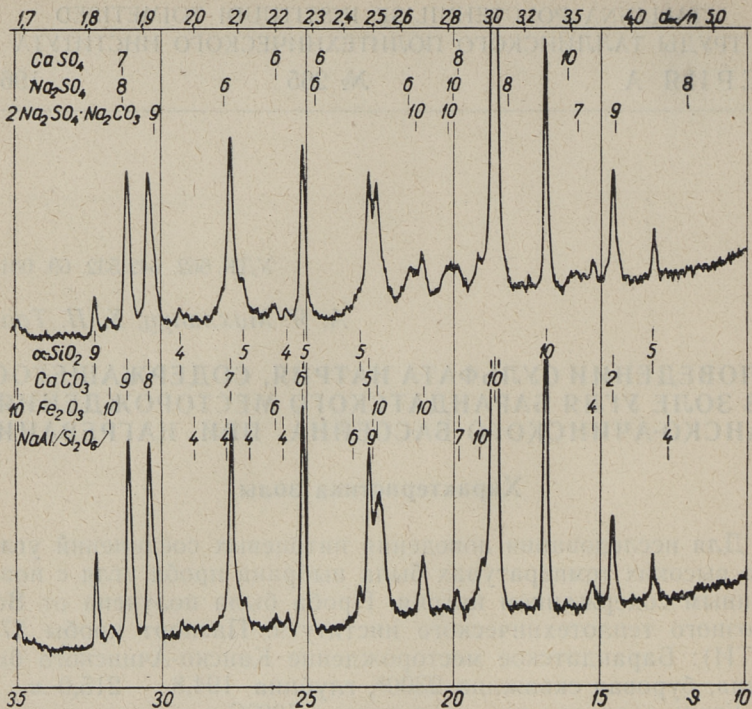
Характеристика золы

Для исследования поведения натриевых соединений углей при высоких температурах была выбрана проба угля с повышенным содержанием натрия. Проба была получена от Всесоюзного теплотехнического института. Паспорт пробы 5780 (ВТИ): Барандатское месторождение Канско-Ачинского бассейна, буровая скважина 2300^а, глубина 194,8 — 215,0 м.

Уголь озолялся при температуре 500°C в течение нескольких дней. Зола размельчалась в агатовой ступке. Химический состав золы оказался следующим: SiO₂ 10,67%; Fe₂O₃ 13,83%; Al₂O₃ 6,18%; CaO 27,75%; MgO 7,99%; Na₂O 7,03%; K₂O 0,41%; SO₃_{общ} 7,06%; в том числе SO₃_{сульф} 6,68%; Cl' 0,013%; CO₂ 20,20%; C 0,40% и CaO_{своб} 0,00% — итого 101,53%.

Пробу золы весом в 1,0934 г, насыпанную на стеклянный фильтр № 3, промывали дистиллированной водой в течение 54 ч. Для промывания использовали воду, которую выпаривали из водораствора, конденсировали и снова капали на пробу. В воде растворилось 28,9% составляющих золы. В водорастворе обнаружили SO₃ 6,52%, Na₂O 6,86% и K₂O 0,34% от веса исходной золы. Часть кальцита, растворенная в воде, осаждалась и отложилась на стенках колбы. В растворе осталось только CaO 0,79%. В промытой золе осталось по расчету SO₃ 0,54%, Na₂O 0,17% и K₂O 0,07% от исходного веса золы.

На фиг. 1 представлены две рентгенограммы. Верхняя из них относится к исходной, нижняя к промытой водой и снова нагретой при 500°C золе. На левой стороне фигуры написаны химические формулы минералов, из которых состоит зола



Фиг. 1. Рентгенограммы исходной золы (верхняя) и промытой водой и снова нагретой при 500°C золы (нижняя)

или наличие которых в золе считается на основании рентгенограмм возможным. Над верхней рентгенограммой написаны химические формулы тех минералов, которые имеются только в исходной золе, между рентгенограммами — формулы минералов, содержащихся в обоих пробах. Места более интенсивных линий минералов по [1] отмечены на фигуре за формулами минералов в тех же рядах. Там же указаны соответствующие интенсивности линий.

Из фиг. 1 видно, что основными минеральными составляющими обеих проб являются кальцит, α -кварц и гематит. Наличие жадента $NaAl[Si_2O_6]$ в золе считается возможным на основе линии при величине $d/n = 2,938, 2,841$ и $2,421$.

Из сопоставления двух рентгенограмм становится очевидным, что исходная зола содержит, кроме вышеупомянутых основных минералов, еще сульфат натрия в виде тенардита. Линии ангидрита слабые.

Наличие буркеита $2\text{Na}_2\text{SO}_4 \cdot \text{Na}_2\text{CO}_3$ в исходной золе возможно на основе линий, d/n которых равно 3,85, 3,55, 2,80 и 2,66, хотя все эти линии близки к линиям других составляющих, а именно: кальцита — 3,849, ангидрита — 3,49 и тенардита — 2,82 и 2,63. Сульфат натрия и карбонат натрия растворимы не только в отношениях 2:1, но во всех пропорциях от 0 до 75 молекулярных процентов карбоната натрия [1]. Наличие буркеита или какого-либо другого раствора сульфата и карбоната натрия в золе позволяет объяснить и явление, почему в воде растворилось больше окиси натрия, чем это может связать вся сульфатная сера, содержащаяся в золе.

Минералы, которые содержат магний, по рентгенограммам обнаружить не удалось.

Опыты и результаты

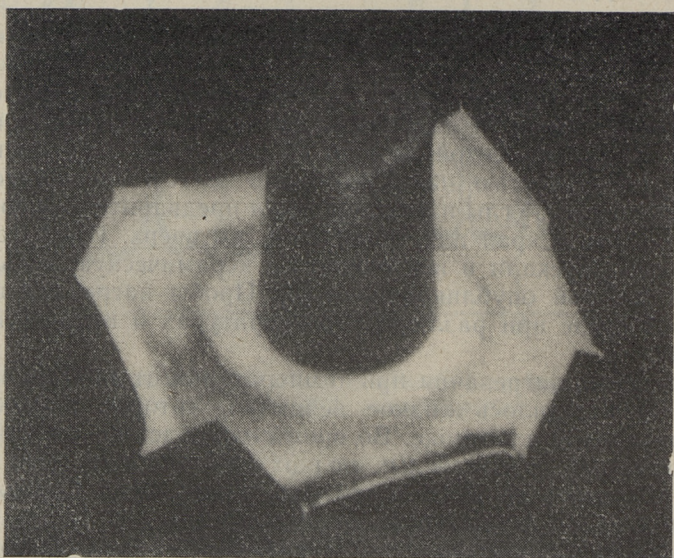
Из полученной золы прессовались под давлением 100 кгс/см^2 пробы в виде цилиндрических брикетов диаметром в 10 мм и высотой от 4 до 19 мм. Пробы ставились торцевой поверхностью на платиновые пластинки размерами $20 \times 20 \times 0,2 \text{ мм}$. Углы пластинки были предварительно согнуты на 4—5 мм, а края пластинки на 1 мм вверх. Пробы с пластинками опускали в вертикальную керамическую печь, описание которой опубликовано в [2]. Пробы нагревали в воздушной среде при различных температурах и продолжительностях.

Во время нагревания при температурах от 1150 до 1300°C из проб выделилось жидкое вещество, которое растекалось по платиновой пластинке. Во время охлаждения оно кристаллизировалось в виде белых мелких кристалликов. Это вещество оказалось по рентгенограмме тенардитом. Содержание калия в белом веществе не превышало 1%.

Больше всего выделялось сульфата натрия из проб, которые подвергались нагреванию при температурах 1200—1250°C в течение от 10 до 30 минут. Более длительные нагревания не вызывали заметного увеличения количества растекающегося на пластинке белого вещества. (Вследствие частичного испарения сульфата натрия количество белого вещества при длительных нагреваниях может даже уменьшаться). Пятиминутное нагревание оказалось недостаточным для прогревания пробы и сульфата натрия выделялось мало. При температуре 1100°C сульфат натрия выделялся в едва заметном количестве даже в течение 60 минут, а при 1150°C только тонким воротником вокруг потемневшего остатка пробы. При температуре 1300°C размягчалась основная масса пробы и отделение белого вещества от основной массы оказалось затрудненным.

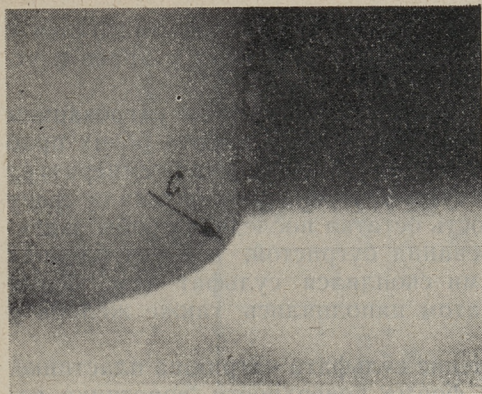
Опускание пробы в подогретую печь вызывало в пробе трещины, внутри которых накаплилось белое вещество.

Одна из типичных проб после нагревания при 1200°C в течение 10 минут видна на фиг. 2. Перед нагреванием высота этой пробы была 18 мм и вес 1,7621 г, а после нагревания 12,7 мм и 1,4009 г. Сокращение пробы по высоте и по диаметру во время нагревания было 30%. Уменьшение веса, в основном за счет выделения CO_2 , составило 20%. Остаток пробы был почти черный, слегка глянцевый. На поверхности темного остатка находились многие белые частицы диаметром не больше 0,1 мм. Часть этих частиц, особенно большие, были внутри пустые.



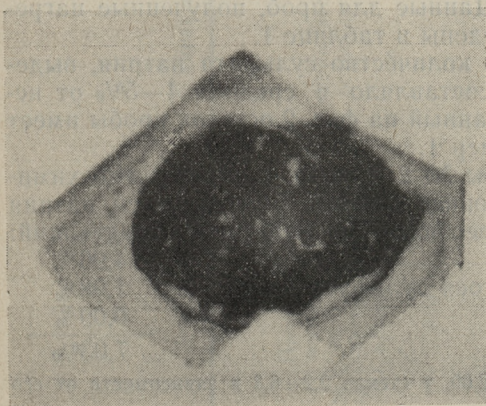
Фиг. 2. Проба золы на платиновой пластинке после нагревания ее при 1200°C в течение 10 минут

Белый сульфат натрия покрывал, как видно на фиг. 2, тонким неравномерным слоем всю поверхность пластинки. Чистой осталась только узкая полоса у переднего края пластинки (на фиг. 2, темная полоса), которая во время нагревания, по-видимому, была выше других частей пластинки. Значительная часть сульфата оставалась закономерно у основания темного остатка пробы, образуя вокруг его воротник с вогнутой наружной поверхностью. Эта вогнутость показана на фиг. 3 стрелкой С. Темный остаток пробы на фиг. 3 расположен с правой стороны; под ним виден белый воротник, высота кото-



Фиг. 3. Вид на белый воротник сульфата натрия с боку. Вогнутость наружной поверхности воротника показана стрелкой С. Затемневший остаток пробы на правой стороне

Фиг. 4. Проба золы на платиновой пластинке после нагревания ее при 1300°C в течение 10 минут. Температура в печи поднималась со скоростью 10 град/мин



Фиг. 5. Проба золы на платиновой пластинке после нагревания ее при 1300°C в течение 10 минут. Пробу опускали сразу в нагретую до 1300°C печь

рого около 1 мм. В тех случаях, когда сульфат выделялся в большем количестве, он скопился в изгибах у краев и углах пластинки (см. фиг. 2, 4 и 5).

На фиг. 4 и 5 видны остатки проб, полученные нагреванием при 1300°C в течение 10 минут. Исходная высота обеих проб была 8,3 мм. Первую из них нагревали, поднимая температуру со скоростью 10 град в минуту, другую пробу опускали сразу в нагретую печь. Поверхность остатка последней пробы оказалась из-за быстрого нагревания бугристой, а в углублениях между отдельными буграми скопился сульфат (см. белые пятна на фиг. 5). Сульфатом наполнялись также желоба у краев и углов пластинки.

Такое типичное размещение сульфата натрия на пластинке, а в особенности вогнутая форма поверхности воротника вокруг основания остатка пробы (фиг. 3) свидетельствуют о больших силах адгезии между жидким сульфатом и темным остатком пробы, а также между сульфатом и платиновой пластинкой. Под влиянием этих сил происходит смачивание жидким сульфатом натрия основной массы пробы и согнутых краев и углов пластинки.

Во время нагревания проб при 1300°C вытекалось на пластинку из-под воротника жидкого сульфата натрия темное стекловидное вещество, удельный вес которого оказался больше чем у сульфата натрия¹ (фиг. 4). Белые воротники сами остались значительно меньшими, чем у проб, нагретых при 1200°C — фиг. 2, 4 и 5. Эти явления указывают уже на химические реакции между сульфатом натрия и другими составляющими золы.

Темный остаток пробы отделяли от пластинки, очищали от белого сульфата и взвешивали. Вес выделившегося сульфата натрия получался как разность весов общего и очищенного темного остатка пробы. Данные для проб, полученные нагреванием при 1200°C, приведены в таблице 1.

Из табл. 1 видно, что количество сульфата натрия, выделившегося за 10 минут, составляло в среднем 4—5% от исходного веса золы. Показанный на фиг. 2 остаток пробы имеет в табл. 1 порядковой номер 1.

В темном остатке пробы № 2. в табл. 1 обнаружено химическим анализом 6,58% окиси натрия. Баланс окиси натрия в пересчете на исходный вес золы для этой пробы следующий:

В темном остатке	4,96%
В составе выделившегося сульфата натрия	1,98%
Улетучивалось	0,09%
Всего в исходной золе	7,03%

¹ Уд. вес тенардита 2,68—2,69, у стекла 2,2—6,3 в зависимости от его состава.

Характеристика проб, нагретых при температуре 1200°C

№ п/п	Продол- жительность нагре- вания, мин	Исходный вес пробы, г	Общий вес остатка, г	Потеря в весе, %	Вес темного остатка, г	Выделенное количество Na ₂ SO ₄		В составе Na ₂ SO ₄ выделенное количество	
						г	от исход- ного веса пробы, %	Na ₂ O	SO ₃
1	10	1,7621	1,4009	20,04	1,3119	0,0890	5,05	31,4	40,6
2	10	1,8483	1,4791	19,98	1,3941	0,0850	4,60	28,6	37,0
3	10	1,7770	1,4215	20,01	1,3480	0,0735	4,14	25,7	33,3
4	10	1,7571	1,4062	19,97	1,3382	0,0680	3,87	24,0	31,1
5	10	1,6535	1,3181	18,29	1,2320	0,0861	5,21	32,3	41,6
6	10	0,3942	0,3156	19,94	0,2939	0,0217	5,50	34,2	44,3
7	30	0,4319	0,3442	20,32	0,3198	0,0244	5,65	35,1	45,4

Таким образом улетучивалось при 1200°C в течение 10 минут только 1,3% натрия от его общего количества в золе.

Сульфат натрия плавится при температуре 884°C. Однако из проб он вытекал только при температурах выше 1100°C. Это явление объясняется относительно большими силами адгезии между жидким сульфатом натрия и твердыми частицами основной массы золы. Жидкий сульфат натрия остается на поверхности частиц золы и в порах между ними. Только при температурах 1200°C и выше, когда происходит значительное уменьшение размеров пробы, жидкий сульфат частично вытекает из пор вследствие резкого уменьшения их объема. При температурах размягчения частиц основной массы золы эти частицы начинают взаимно стягиваться вследствие сил сцепления, вследствие поверхностного натяжения. В таком случае возникает даже умеренное давление на жидкий сульфат натрия, находящегося между частицами.

Вытекания сульфата щелочных металлов из золы добываемого угля Ирша-Бородинского месторождения того же бассейна, сжигаемого в Красноярской ТЭЦ-2, не наблюдалось. Причиной является малое содержание щелочных металлов в золе этого угля — окиси натрия 0,37% и окиси калия 0,41%¹.

Наблюдалось и ранее, что при нагревании золы возникает каркас из более крупных и тугоплавких частиц (например СаО), в межчастичных порах которых накапливается жидкая фаза [3]. Также известно, что при определении плавкости высокоосновных зол по стандартной методике образуется по высоте конуса огнеупорный каркас из окиси кальция, а жидкоплавкая фаза в значительной мере мигрирует через известковый каркас в пористую огнеупорную подставку [4].

Обобщение результатов

Факт, что сульфат натрия реагирует только умеренно с другими составляющими золы до температур размягчения основной массы золы и вытекает из пробы практически в чистом виде, представляет интерес с точки зрения загрязнения поверхностей нагрева парогенераторов.

Наличие сульфатов щелочных металлов в составе углей маловероятно. Они образуются в процессе лабораторного озольнения тех углей, в которых натрий и калий находятся в составе гуматов, как это имеет место и при Канско-Ачинских углях [5]. Но образование сульфатов щелочных металлов весьма вероятно и в топочном процессе. На это указывает наличие их в

¹ Проба угля получена от Красноярской ТЭЦ-2 4/VIII 67.

составе летучих зол и отложениях летучей золы многих котлоагрегатов.

Температура кипения сульфата натрия 1430°C ; давление его паров при температуре 1100°C равно почти нулю, а при 1300°C около 10 торр (для сульфата калия еще ниже) [6]. О низких давлениях паров сульфата натрия свидетельствует и его малое улетучивание в описанных ранее опытах. При температуре 1200°C в течение 10 минут улетучивалось только 1,3% натрия от его общего количества в золе. Существенного разложения сульфата натрия до температуры 1300°C также не происходило.

Если сульфат натрия в частице летучей золы или шлака вообще существует, то он остается в процессе охлаждения частиц до 884°C в жидком состоянии. В растворе с другими солями может температура затвердения раствора значительно понижаться. Такие частицы золы и шлака, покрытые жидким сульфатом натрия, прилипают к любой поверхности, которую они встречают в газовом тракте. Толщина слоя жидкого сульфата на поверхности частиц не влияет на способность прилипания.

Частицы летучей золы при температурах размягчения основной массы золы принимают в топке под действием сил поверхностного натяжения шарообразную форму. При этом весьма вероятно, что жидкоплавкий сульфат натрия или любая другая жидкость выжимается из середины частиц на их поверхность. Вследствие сил адгезии между жидкой фазой и основной массой золы, жидкость растекается тонкой пленкой по поверхности частиц. Таким образом образуются липкие частицы летучей золы независимо от их состава и твердого состояния в обычном смысле. Из таких липких частиц летучей золы и шлака вырастают на поверхностях нагрева котлоагрегата твердые отложения, в том числе и гребни. По химическому и минералогическому составу такие отложения не обязательно должны отличаться от среднего состава летучей золы.

Химические и физические процессы в топке, образующие частицы летучей золы, зависят от многих факторов. В вышеизложенном обращается внимание только на одно явление, способное содействовать загрязнению поверхностей нагрева.

1. В. И. Михеев. Рентгенометрический определитель минералов. Государственное научно-техническое издательство литературы по геологии и охране недр. Москва 1957.
2. X. P. Тааль, А. Я. Махлапуу, И. П. Эпик. Влияние температуры и среды на улетучивание соединений калия из золы эстонских горючих сланцев. Труды Таллинского политехи. инст.-та, серия А, № 240, 1966.
3. H. Kirsch. Das Schmelz- und Hochtemperaturverhalten von Kohlenaschen, Teil I, Technische Überwachung 6 (1965), Nr. 6.
4. М. Ф. Лебедева, И. Я. Залкинд, С. А. Тагер. Физико-химические свойства высокоосновных шлаков и температурные режимы работы топок с жидким шлакоудалением. Теплоэнергетика, 1966, № 8.
5. И. И. Клейменова. Характеристика углей Канско-Ачинского бассейна как энергетического топлива. Материалы научно-технического совещания по экономическому сжиганию бурых углей Канско-Ачинского бассейна. Красноярск 1967.
6. C. Goes, F. Keil. Über das Verhalten der Alkalien beim Zementrennen. Tonindustrie-Zeitung 84 (1960), H. 6.

A. Mahlapuu, H. Taal

Über das Verhalten des in der Asche der Barandatsker Kohle (Kohlenbecken Kansk-Atschinsk) enthaltenen Natriumsulfates beim Erhitzen

Zusammenfassung

Für die Untersuchungen wurde eine Kohleprobe mit höheren Natriumgehalt gewählt, in der das Natrium an Humate gebunden ist. Die Kohle wurde bei 500° C verascht und verfeinert. In der Asche wurden neben Kalzit, Quarz, Hämatit und eventuellem Jadeit $\text{NaAl}(\text{Si}_2\text{O}_6)$ noch wasserlösliche Bestandteile, wie Thenardit, Burkeit $2\text{Na}_2\text{SO}_4 \cdot \text{Na}_2\text{CO}_3$ oder andere Mischkristalle des Natriumsulfates und -karbonates mit anderem Molverhältnis und eine geringe Menge Anhydrid festgestellt.

Zylinderförmig gepreßte und auf Platinplättchen gestellte Ascheproben $\text{Ø}10$ mm wurden bei verschiedenen Temperaturen an der Luft erhitzt. Während der Erhitzung sonderte sich das flüssige Natriumsulfat aus den Proben ab. Die Absonderung wurde erst bei 1150° C bemerkt und ist durch eine beträchtliche Verminderung des Gesamtvolumens der Poren in der Probe verursacht. Die in dem bei 1200° C aus den Proben herausgelassenem Natriumsulfate enthaltene Natriummenge betrug bis 35% des gesamten Natriumgehalts der Asche. Das flüssige Natriumsulfat verblieb teils als Kragen mit konkaver Oberfläche

um den verdunkelten Probenrückstand, bedeckte als dünne Schicht das Platinplättchen und sammelte sich auch in den aufgekrümmten Rändern und Ecken des Platinplättchens an. Aus der Konkavität der Kragenoberfläche wurde gefolgert, daß zwischen dem flüssigen Natriumsulfate und der Aschengrundmasse große Adhäsionskräfte wirken. Langsames Reagieren des Natriumsulfates mit der Aschengrundmasse wurde erst bei 1300° C bemerkt.

In der Staubverfeuerung kann bei Erweichungstemperaturen der Asche das flüssige Natriumsulfat oder beliebige Flüssigkeit aus dem Inneren des Flugaschepartikels durch Kohäsionskräfte der Partikelgrundmasse analog auf die Partikeloberfläche herausgepreßt werden. Infolge der zwischen dem flüssigen Sulfate und der Aschengrundmasse wirkenden Adhäsionskräfte bedeckt das Sulfat die Flugaschepartikel mit einer dünnen klebrigen Schicht, die erst bei 884° C erstarrt. In der Mischung mit anderen Salzen würde die Erstarrungstemperatur der Schicht bedeutend niedriger sein.

УДК 621.182.9.001.5

А. А. Отс, Р. Э. Рандманн

ОБ УЧЕТЕ ВЛИЯНИЯ ТЕРМИЧЕСКОГО ПОГРАНИЧНОГО СЛОЯ ГАЗОВ В РАСЧЕТАХ ТЕПЛООБМЕНА В ТОПКАХ

Разработан ряд методов расчета лучистого теплообмена в топках. В СССР наиболее распространенными являются методы ЦКТИ [1, 2, 3] и ВТИ [4]. В этих методах влияние загрязнения экранов золовыми отложениями учитывается коэффициентом тепловой эффективности лучевоспринимающей поверхности нагрева ψ (или условным коэффициентом загрязнения ζ), либо тепловым сопротивлением золовых отложений R . Конструктивные особенности топок на лучистый теплообмен выражаются при помощи коэффициента M в [2] или τ в [4].

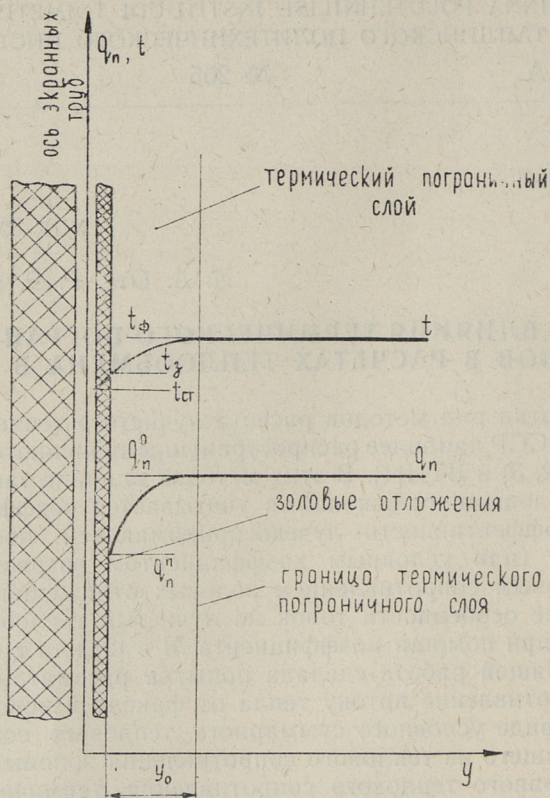
В настоящей работе сделана попытка рассматривать тепловое сопротивление потоку тепла от факела к поверхностям нагрева в виде условного суммарного теплового сопротивления, состоящего из теплового сопротивления золовых отложений и условного теплового сопротивления термического пограничного слоя газов вблизи экранов. Это позволяет одновременно учитывать и конструктивные особенности топки.

Толщина термического пограничного слоя около экранов в камерных топках при сжигании эстонских сланцев и мазута составляет около 0,5 м и практически не зависит от теплонапряженности топки [5].

Неизотермичность газового слоя вблизи экранной поверхности в данном сечении топки можно охарактеризовать степенью неизотермичности факела (фиг. 1)

$$\Delta \bar{q} = \frac{q_n^o}{q_n^n} - 1. \quad (1)$$

Степень неизотермичности факела зависит в основном от интенсивности турбулентного обмена между центральной частью топки и термическим пограничным слоем, что в свою очередь определяется конструкцией и теплонапряженностью топки.



Фиг. 1. Изменение температуры газов t и интенсивности излучения факела q_n по глубине топочного пространства

Опыты, проведенные в топке пылесланцевого парогенератора ТП-17, показывают [5], что при $q_F = 2,18-2,30 \text{ Мвт/м}^2$ средняя степень неизотермичности факела составляет $\Delta \bar{q} = 0,23$ и при $q_F = 1,82 \text{ Мвт/м}^2$ — $\Delta \bar{q} = 0,42$.

Угловое расположение горелок вызывает более высокую турбулентность факела, чем фронтальное расположение. Это подтверждается также исследованиями, проведенными на моделях топок [6]. Увеличение турбулентности факела уменьшает степень неизотермичности факела.

Величина $\Delta \bar{q}$ показывает совершенство лучистого теплообмена в топках при данном тепловом сопротивлении золотых отложений. Если степень неизотермичности факела равняется нулю, отсутствуют возможности интенсификации лучистого теплообмена в топках. При $\Delta \bar{q} > 0$ термический погра-

ничный слой вблизи топочных стен составляет дополнительное тепловое сопротивление потоку тепла от факела к экранным поверхностям нагрева, которое можно выразить как разность [5]:

$$R_o^* = R^* - R. \quad (2)$$

При этом

$$R^* = \left(\sqrt[4]{\frac{1}{\sigma_o} [(1 + \Delta\bar{q}) q_n^n - \frac{q_b}{\varepsilon_n}] - T_{ст}} \right) / q_b. \quad (3)$$

Аналогично этому, условный коэффициент тепловой эффективности

$$\psi^* = \psi \psi_o^* = \frac{\psi}{1 + \Delta\bar{q}} \quad (4)$$

где $\psi^* = q_b / q_n^o$, $\psi = q_b / q_n^n$ и $\psi_o^* = q_n^n / q_n^o$.

В методике ВТИ основное уравнение лучистого теплообмена в топках имеет вид (для твердых и жидких топлив):

$$\tau \Theta^{4n} = \Theta_3^4 + \frac{B_o}{a_m} (1 - \Theta), \quad (5)$$

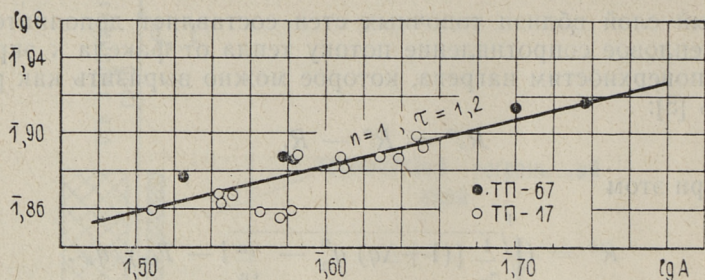
$$\text{где } \Theta = \frac{T_m''}{T_a}; \quad \Theta_3 = \frac{T_3}{T_a}; \quad B_o = \frac{B_p \varphi \sqrt{VC}}{\sigma_o H_L T_a^3};$$

Значения τ и n зависят от вида сжигаемого топлива и конструкции топок (места размещения горелок). В топках с угловым расположением горелок значения τ получаются больше в сравнении с фронтальным расположением, при одном и том же виде топлива. В пылеугольных топках с фронтальным расположением горелок $\tau = 1,2$, а с угловым расположением $\tau = 1,4$.

Температура наружного слоя золовых отложений через тепловое сопротивление R выражается.

$$T_3 = T_{ст} + q_b R. \quad (6)$$

Если в формуле (6) тепловое сопротивление золовых отложений R заменить условным суммарным тепловым сопротивлением R^* , то температура наружного слоя золовых отложений условно повышается на величину $q_b R_o^*$ град. Используя в этом случае уравнение (6) для проведения теплового расчета топки получаются величины эффективной лучевоспринимающей поверхности нагрева H_L и температуры газов на выходе из топки ϑ_T'' , при которых учтено как тепловое сопро-



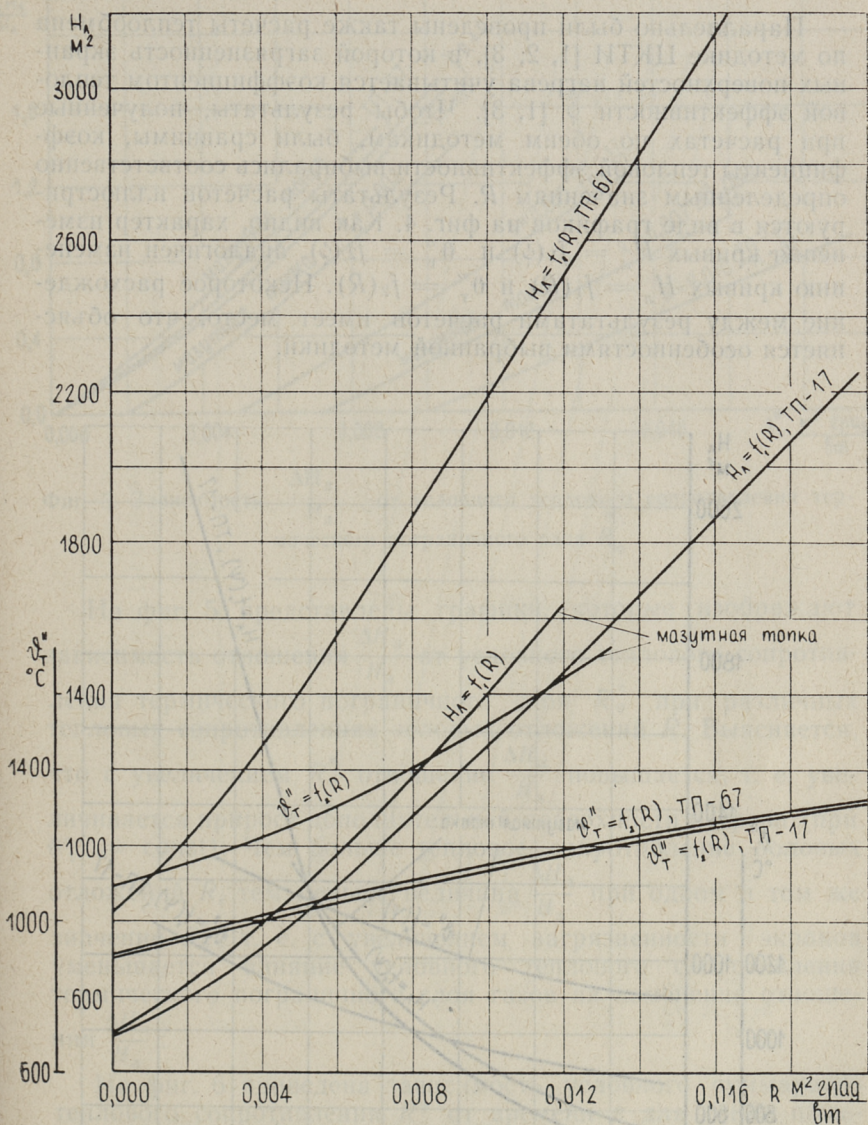
Фиг. 2. Зависимость величины $\lg \theta$ от значения $\lg A$

тивление золовых отложений, так и условное тепловое сопротивление термического пограничного слоя газов.

На фиг. 2 приведены результаты обработки опытных данных по суммарному теплообмену в топках пылесланцевых парогенераторов ТП-17 и ТП-67 по уравнению (5), причем температура T_3 определялась по R^* . Здесь $A = \Theta^4 + \frac{B_0}{a_m} (1 - \Theta)$. Как видно, точки ложатся практически на одной кривой со значениями $\tau = 1,2$ и $n = 1$. Это показывает, что если учесть влияние термического пограничного слоя на условия теплообмена, при помощи условного суммарного теплового сопротивления потоку тепла от факела к поверхностям нагрева, то значение τ не зависит от конструкции топочного устройства для данного вида сжигаемого топлива. Конструктивные особенности учитывает доля условного суммарного теплового сопротивления, а именно R_0^* .

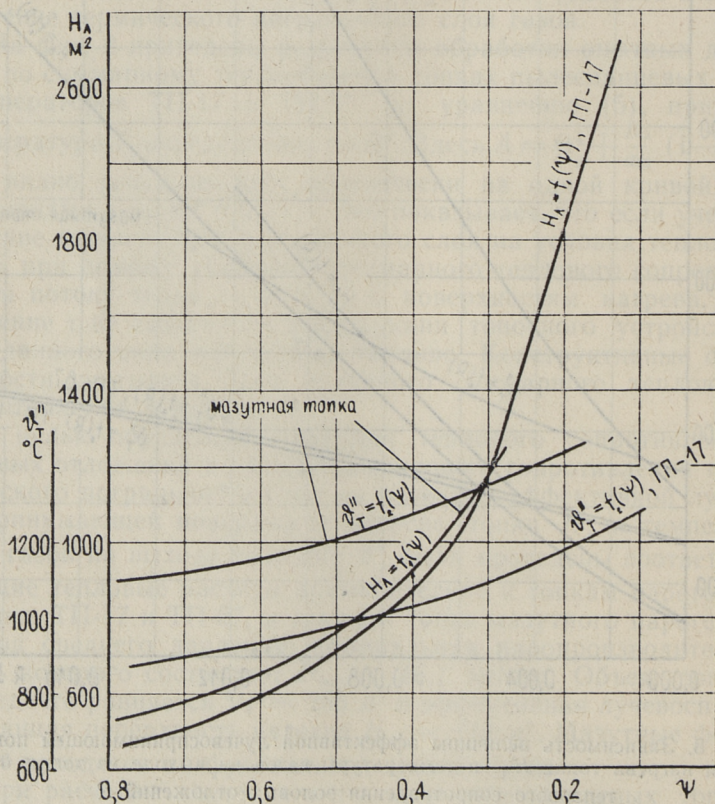
С целью определения влияния теплового сопротивления золовых отложений и условного теплового сопротивления термического пограничного слоя на величину эффективной лучевоспринимающей поверхности нагрева топki $H_{\text{л}}$ и температуру газов на выходе из топki $\vartheta''_{\text{т}}$ были проведены соответствующие тепловые расчеты применительно к топкам парогенераторов ТП-17 и ТП-67, а также к топке мазутного парогенератора среднего давления, номинальная паропроизводительность которого составляет $D_{\text{ном}} = 16,7 \text{ кг/сек}$. Объем топki последнего равняется $V_{\text{т}} = 256 \text{ м}^3$ и эффективная лучевоспринимающая поверхность нагрева $H_{\text{л}} = 114 \text{ м}^2$. Мазутные форсунки находятся на фронтальной стенке топki.

При расчетах значения τ и n для пылесланцевых топок принимались соответственно 1,2 и 1,0, а для мазутной топki $\tau = 0,9$, $n = 0,85$. Результаты расчетов в виде зависимостей $H_{\text{л}} = f_1(R)$ и $\vartheta''_{\text{т}} = f_2(R)$ приведены на фиг. 3.

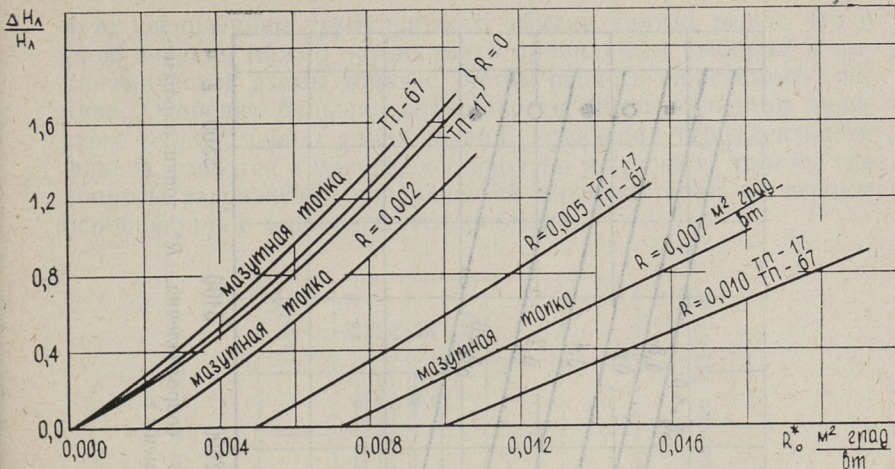


Фиг. 3. Зависимость величины эффективной лучевоспринимающей поверхности нагрева топки H_A и температуры газов на выходе из топки θ_T от теплового сопротивления золовых отложений R

Параллельно были проведены также расчеты теплообмена по методике ЦКТИ [1, 2, 3], в которой загрязненность экранных поверхностей нагрева учитывается коэффициентом тепловой эффективности ψ [1, 3]. Чтобы результаты, полученные при расчетах по обоим методикам, были сравнимы, коэффициенты тепловой эффективности выбирались соответственно определенным значениям R . Результаты расчетов иллюстрируются в виде графиков на фиг. 4. Как видно, характер изменения кривых $H_{л} = f_1(\psi)$ и $\vartheta_T'' = f_2(\psi)$ аналогичен изменению кривых $H_{л} = f_1(R)$ и $\vartheta_T'' = f_2(R)$. Некоторое расхождение между результатами расчетов имеет место, что объясняется особенностями выбранной методики.



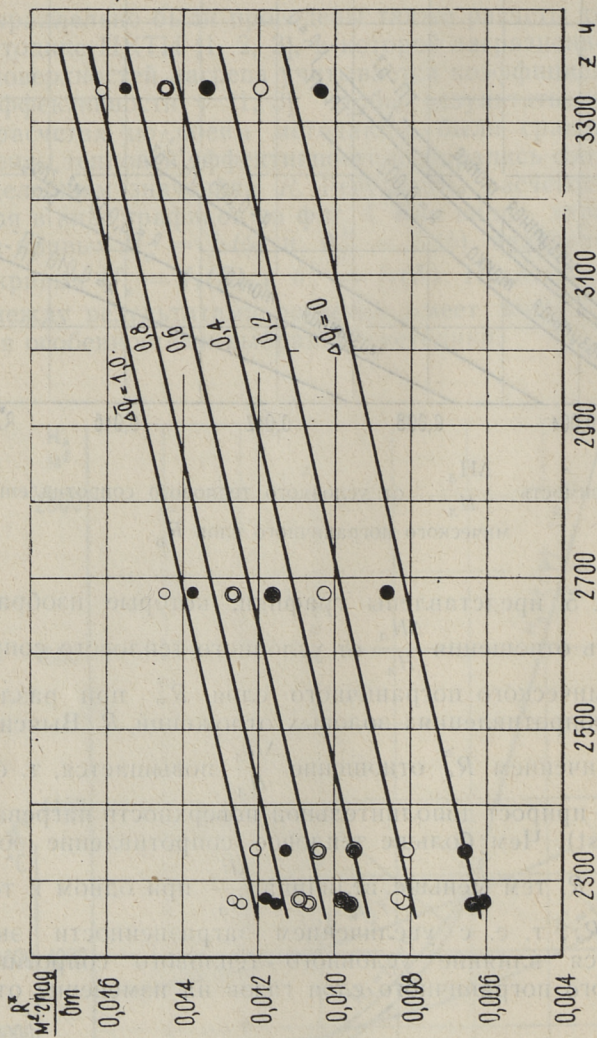
Фиг. 4. Зависимость величины $H_{л}$ и ϑ_T'' от коэффициента тепловой эффективности топочных экранов ψ



Фиг. 5. Зависимость $\frac{\Delta H_{\text{л}}}{H_{\text{л}}}$ от условного теплового сопротивления термического пограничного слоя R_o^*

На фиг. 5 представлены графики, которые изображают зависимость отношения $\frac{\Delta H_{\text{л}}}{H_{\text{л}}}$ от условного теплового сопротивления термического пограничного слоя R_o^* при различных тепловых сопротивлениях золовых отложений R . Выясняется, что с увеличением R_o^* отношение $\frac{\Delta H_{\text{л}}}{H_{\text{л}}}$ повышается, т. е. увеличивается прирост дополнительной поверхности нагрева (при $\theta_{\text{т}}^{\approx} = \text{const}$). Чем больше тепловое сопротивление золовых отложений R , тем меньше величина $\frac{\Delta H_{\text{л}}}{H_{\text{л}}}$ при одном и том же значении R_o^* , т. е. с увеличением загрязненности экранов уменьшается влияние условного теплового сопротивления термического пограничного слоя газов на изменение отношения $\frac{\Delta H_{\text{л}}}{H_{\text{л}}}$.

На фиг. 6 приведена зависимость условного суммарного теплового сопротивления R^* от времени z для топки пылесланцевого парогенератора ТП-67, при различных степенях неизотермичности факела ($\Delta \bar{q} = 0,0 - 1,0$). Величина R^* рассчитывалась по формуле (3). Видно, что со временем z увеличиваются значения R^* и R (при $\Delta \bar{q} = 0$, $R^* = R$). Вместе с тем изменяется соотношение между значениями долей условного теплового сопротивления термического пограничного

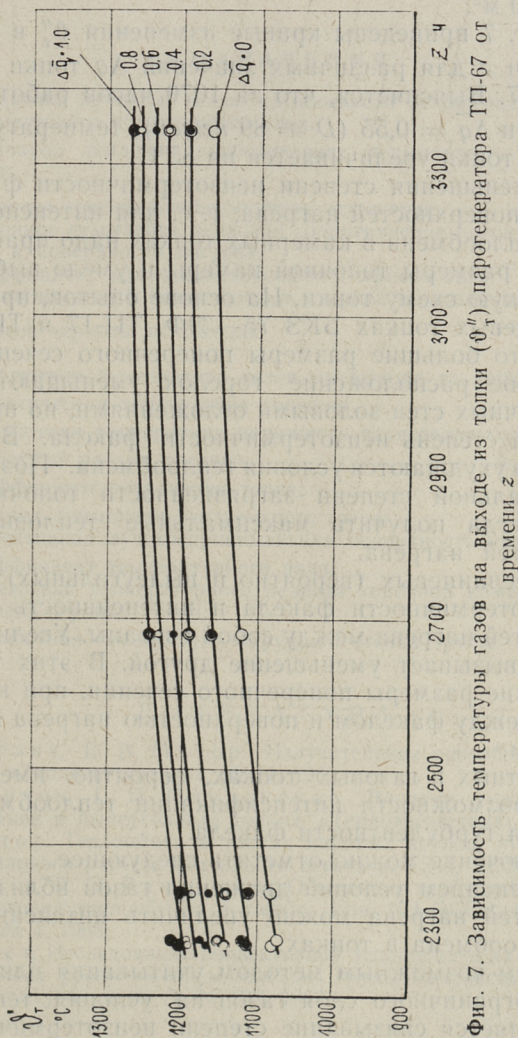


Фиг. 6. Зависимость условного суммарного теплового сопротивления ратора ТП-67 от времени z R^* точки парогене-

слоя R_0^* и теплового сопротивления золовых отложений в R^* . С увеличением z доля R_0^* в R^* уменьшается, а доля R — увеличивается (при определенном значении Δq).

Выясняется, чем меньше степень загрязненности топки, тем больший эффект с точки зрения интенсификации теплообмена в топке дает уменьшение степени неизотермичности факела вблизи топочных стен. Последнее может быть достиг-

нуто увеличением турбулентного обмена внутри топки, что в свою очередь можно осуществить правильным выбором аэродинамической схемы топки с учетом свойств сжигаемого топлива. Особенно большие возможности интенсификации лучистого теплообмена, с точки зрения увеличения турбулентности факела, имеются в мазутных (вероятно в газовых) топках, где вопросы загрязнения поверхностей нагрева топки не играют основную роль в процессе теплообмена.



Фиг. 7. Зависимость температуры газов на выходе из топки (Φ_v) парогенератора ТП-67 от времени z

Зная конкретные значения $\Delta\bar{q}$ и R за определенный период работы парогенератора, можно определить требуемые значения $H_{\text{л}}$ для поддержания заданной температуры газов на выходе из топки.

Если, например, для топки парогенератора ТП-67 требуется $\vartheta''_{\text{T}} = 1015^{\circ}\text{C}$ при $\Delta\bar{q} = 0,55$ ($D = 89$ кг/сек) и $R = 0,0102$ м²·град/вт (после $z = 3340$ ч), надо иметь эффективную лучевоспринимающую поверхность нагрева величиной $H_{\text{л}} = 3080$ м².

На фиг. 7 приведены кривые изменения ϑ''_{T} в зависимости от времени z для различных значений $\Delta\bar{q}$ топки парогенератора ТП-67. Выясняется, что за 1070 часов работы парогенератора при $\Delta\bar{q} = 0,55$ ($D = 89$ кг/сек), температура газов на выходе из топки увеличивается на 85°C .

Для уменьшения степени неизотермичности факела около экранных поверхностей нагрева, т. е. для интенсификации лучистого теплообмена в камерных топках надо правильно устанавливать размеры топочной камеры и умело выбирать аэродинамическую схему топки. На основе опытов, проведенных в пылесланцевых топках БКЗ 75—39Ф, ТП-17 и ТП-67, можно сказать, что большие размеры поперечного сечения топки и фронтальное расположение горелок уменьшают загрязненность топочных стен золовыми отложениями, но при этом увеличивается степень неизотермичности факела. В результате последнего ухудшаются условия теплообмена. Поэтому, исходя из минимальной степени загрязненности топочной камеры, нельзя всегда получить максимальные тепловые нагрузки поверхностей нагрева.

В пылесланцевых (вероятно и пылеугольных) топках степень неизотермичности факела и интенсивность загрязнения поверхностей нагрева между собой связаны. Увеличение одной величины вызывает уменьшение другой. В этих топках надо искать такие размеры поперечного сечения, при которых теплообмен между факелом и поверхностью нагрева является оптимальным.

В мазутных и газовых топках, вероятно, имеются самые большие возможности интенсификации теплообмена за счет увеличения турбулентности факела.

В заключение можно отметить следующее.

1. Изменением условий движения газов вблизи топочных поверхностей нагрева можно увеличить интенсивность лучистого теплообмена в топках.

2. Одним возможным методом учитывания влияния термического пограничного слоя газов на условия теплообмена в топках является связывание степени неизотермичности факела

ла ($\Delta\bar{q}$) с тепловым сопротивлением золовых отложений, т. е. применение в расчетах теплообмена условного суммарного теплового сопротивления потоку тепла от факела к поверхностям нагрева (R^*). Это позволяет одновременно учитывать и конструктивные особенности топки.

3. Чем меньше степень загрязненности топочной камеры, тем больший эффект, с точки зрения интенсификации теплообмена, дает уменьшение степени неизотермичности факела.

ОБОЗНАЧЕНИЯ

- $q_{\text{п}}^{\text{п}}, q_{\text{п}}^{\text{о}}$ — падающий лучистый поток на плоскости отложений и на границе термического пограничного слоя;
- R_o^* — условное тепловое сопротивление термического пограничного слоя;
- R — тепловое сопротивление золовых отложений;
- R^* — условное суммарное тепловое сопротивление потоку тепла от газов к поверхности нагрева;
- σ_0 — коэффициент излучения абсолютно черного тела;
- $q_{\text{в}}$ — воспринимаемый поверхностью нагрева тепловой поток;
- $\epsilon_{\text{п}}$ — степень черноты отложений;
- "
- $T_{\text{м}}$ — абсолютная температура газов на выходе из топки;
- $T_{\text{а}}$ — теоретическая температура горения;
- $T_{\text{з}}$ — абсолютная температура наружного слоя золовых отложений;
- $V_{\text{р}}$ — расчетный расход топлива;
- φ — коэффициент сохранения тепла;
- $\bar{V}C$ — средняя суммарная теплоемкость газов;
- $H_{\text{л}}$ — эффективная лучевоспринимающая поверхность нагрева топки;
- τ — коэффициент температурного поля;
- n — показатель температурного режима топочной камеры;
- $a_{\text{м}}$ — степень черноты топки;
- $T_{\text{ст}}$ — абсолютная температура наружной стенки трубы.

ЛИТЕРАТУРА

1. А. М. Гурвич, В. В. Митор. Излучательная способность топочных устройств. «Теплоэнергетика» № 11. 1960.
2. А. М. Гурвич, Г. Н. Плудовская. Влияние условий сгорания на теплообмен в пылеугольных топках. «Теплоэнергетика» № 2, 1963.
3. В. В. Митор. Теплообмен в топках паровых котлов, Машгиз, 1963.
4. Нормы теплового расчета котельного агрегата. ГЭИ, 1952.
5. А. А. Отс и Р. Э. Рандманн. О влиянии турбулентного массообмена на условия теплообмена в топках. Изв. АН ЭССР, серия физ.-матем. наук, № 1. 1968.
6. Ю. К. Муст. Исследование конвективной теплоотдачи на модели топки с фронтальным расположением горелок. Труды Таллинского политехнического института, серия А, № 206, 1963.

How to Take into Consideration the Influence of Thermal Boundary Layer of Gases in Calculating Heat Transfer in Furnaces

Summary

In this paper an attempt is made to examine the thermal resistance to heat flow from flame to heat surfaces considered as conditional total thermal resistance, which consists of the thermal resistance of ash deposits and the conditional thermal resistance of thermal boundary layer of gases. At the same time the design features of the furnace can be taken into account.

УДК 536.244:621.181.8

А. И. Вески, Р. А. Круус, И. Р. Микк

О КОНВЕКТИВНОЙ ТЕПЛОТДАЧЕ ПОПЕРЕЧНО-ОБТЕКАЕМОЙ ШИРМЫ

Ширмовые поверхности нагрева нашли широкое применение в парогенераторах большой производительности. Ширмовая поверхность нагрева характеризуется коридорным расположением труб с малым продольным относительным шагом ($s_2/d = 1,00 \div 1,20$) и большим поперечным шагом ($s_1 = 400 \div 1500$ мм). Существенное различие поперечно-обтекаемых ширмовых поверхностей нагрева от обычных конвективных трубных пучков выдвигает ряд вопросов, связанных с конвективной теплоотдачей ширмы. В [1] была описана использованная опытная методика и приведены первоначальные результаты проведенных исследований конвективной теплоотдачи модели ширмы. Также сравнивали полученные опытные данные с соответствующими исследованиями других авторов [2, 3, 4, 5].

При продолжении опытов по изучению конвективной теплоотдачи поперечно-обтекаемой ширмы удалось несколько подробнее изучить влияние ряда факторов на теплоотдачу отдельной ширмовой трубы, а также получить эмпирическую формулу, которая более точно, чем до сих пор использованные, характеризует конвективную теплоотдачу поперечно-обтекаемой ширмовой поверхности нагрева.

Поперечный относительный шаг ширм s_1/d

Влияние поперечного относительного межтрубного шага ширмы s_1/d на конвективную теплоотдачу, главным образом, обусловлено изменением скорости потока, которая в пространстве между ширмами несколько больше, чем перед ширмами. В исследованиях конвективной теплоотдачи коридорных пучков влияние поперечного шага обычно учитывается применением в числе Re скорости потока в самом узком сечении [6].

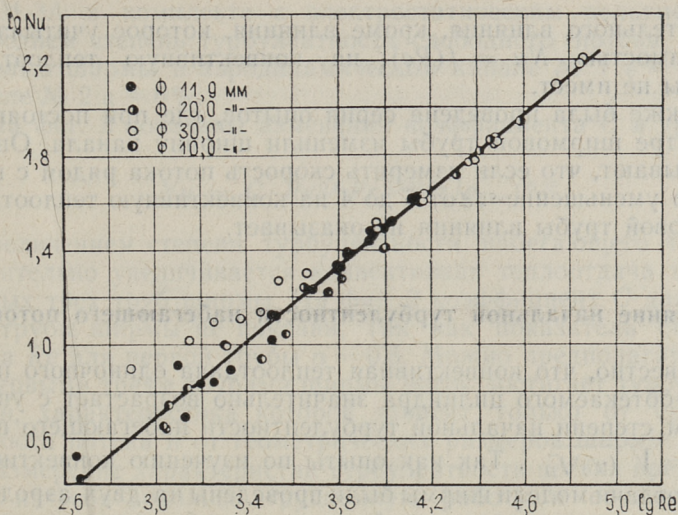
Применение в формулах расчета конвективной теплоотдачи скорости в самом узком поперечном сечении пучка оказалось достаточным для учитывания поперечного шага. Только в работе американских исследователей [4], несмотря на вычисление скорости для числа Re в самом узком сечении пучка, получено различие между опытными данными с $s_1/d \times s_2/d$ равными 6×1 и 4×1 , которые объясняются дополнительным влиянием поперечного относительного шага.

Поперечно-обтекаемую ширму с $s_2/d = 1,00$ можно также рассматривать как продольно-обтекаемую шероховатую пластину с абсолютной высотой волнообразных бугорков шероховатости $d/2$, где d — диаметр ширмовой трубы. Из многочисленных исследований конвективной теплоотдачи пластины известно, что шероховатость поверхности значительно увеличивает конвективную теплоотдачу. Некоторые авторы объясняют возрастание коэффициента конвективной теплоотдачи увеличением теплоотдающей поверхности пластины за счет поверхности бугорков шероховатости. Другие авторы систематизируют свои опытные данные в виде, где коэффициент конвективной теплоотдачи зависит от коэффициента сопротивления, который для каждого вида шероховатой поверхности определяется опытным путем.

В связи с этим в программу настоящей работы была поставлена задача исследовать влияние поперечного межтрубного относительного шага ширмы s_1/d на конвективную теплоотдачу. С этой целью было изготовлено несколько моделей ширмы из труб различных диаметров. Роль соседних ширм исполнили плоские стенки аэродинамического канала. Поперечное сечение канала на месте расположения модели ширмы было 360×360 мм.

Измерения полей скоростей рядом с моделью ширмы показали, что исключая зону толщиной 1—2 диаметров ширмовой трубы в непосредственной близости поверхности ширмы, поле скоростей имеет ровный профиль.

При обработке опытных данных в числах подобия в качестве определяющего размера использовали диаметр ширмовой трубы. Если представить опытные данные в виде зависимости $Nu = f(Re)$, то оказывается, что при больших значениях числа Re опытные точки, полученные с моделями ширм из труб разных диаметров, хорошо слагаются на одну прямую. При малых значениях числа Re конвективная теплоотдача модели ширмы, состоящей из труб диаметром 30 мм, как правило, значительно выше остальных. На фиг. 1 в качестве примера приведены результаты опытов для десятой трубы модели ширмы.



Фиг. 1. Конвективная теплоотдача десятой трубы ширмы при $s_2/d = 1,00$

Из опытов по конвективной теплоотдаче поперечно-обтекаемого цилиндра хорошо известна роль свободной конвекции при малых значениях скорости обтекающего потока. Согласно измерениям Б. Г. Ван дер Хегге Цийнена [7] для одиночного горизонтально расположенного цилиндра при

$$\left(\frac{0,24Gr^{0,125} + 0,41Gr^{0,25}}{Nu - 0,35} \right)^2 < 0,1 \quad (1)$$

теплоотдача свободной конвекцией не превышает 5% от общей теплоотдачи конвекцией и им можно пренебречь, так как она меньше ошибки опыта.

Вероятно влияние свободной конвекции выявляется и у горизонтально расположенных ширмовых труб. Если использовать формулу (1), то при диаметре ширмовой трубы $d = 30$ мм и перепаде температур $\Delta t = 35^\circ\text{C}$ критическое значение числа Re , при котором нельзя пренебречь влиянием свободной конвекции $Re_{кр} \approx 7500$. При меньших диаметрах ширмовых труб в исследуемых пределах значения Re влияние свободной конвекции не выходит за пределы ошибки опыта. Из фиг. 1 видно, что расхождение между опытными данными, полученными ширмами составленными из труб разного диаметра, возникает при $Re_{кр}$, полученным для одиночного цилиндра.

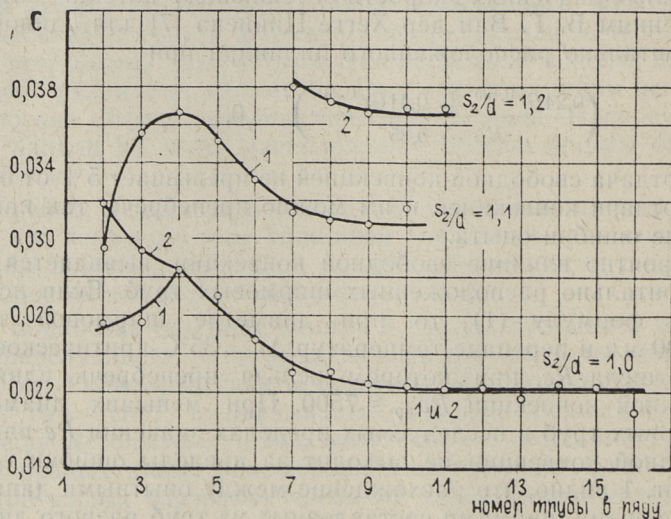
Из вышеуказанного следует, что при случаях, когда роль свободной конвекции ничтожна, диаметр ширмовой трубы до-

полнительного влияния, кроме влияния, которое учитывается зависимостью $Nu = f(Re)$, на конвективную теплоотдачу ширмы не имеет.

Также была проведена серия опытов, где при постоянном диаметре ширмовой трубы изменили ширину канала. Опыты показывают, что если измерить скорость потока рядом с ширмой, то уменьшение s_1/d от 6 до 4 на конвективную теплоотдачу ширмовой трубы влияния не оказывает.

Влияние начальной турбулентности набегающего потока

Известно, что конвективная теплоотдача одиночного поперечно-обтекаемого цилиндра значительно возрастает с увеличением степени начальной турбулентности набегающего потока $\varepsilon = \sqrt{(u')^2 J_u}$. Так как опыты по изучению конвективной теплоотдачи модели ширмы были проведены на двух аэродинамических каналах с различной степенью турбулентности свободного потока, то удалось сделать некоторые выводы о влиянии турбулентности на конвективную теплоотдачу ширмы. Измерения степени турбулентности потока в аэродинамическом канале производились при помощи электротермоанемометра



Фиг. 2. Изменение коэффициента C в формуле

$$Nu = c \cdot Re^{0,8} Pr^{0,43} (Pr/Pr_{ст})^{0,25}$$

в зависимости от номера ширмовой трубы

ЭТАМ-3А в комплекте с электростатическим вольтметром. В среднем степень турбулентности свободного потока перед моделью ширмы в аэродинамическом канале № 1 $\varepsilon \approx 1\%$, в канале № 2 $\varepsilon \approx 6\%$.

На фиг. 2 показаны изменения коэффициента C в уравнении

$$Nu = C \cdot Re^{0.8} Pr^{0.43} (Pr/Pr_{ст})^{0.25}. \quad (2)$$

С увеличением степени турбулентности набегающего потока значительно увеличивается конвективная теплоотдача только первых трех труб ширмы. На фиг. 2 коэффициент C для первой трубы ширмы не показан, так как показатель степени числа Re для первой трубы $n = 0,6$. Можно предполагать, что за первыми тремя трубами ширмы поток достигает турбулентности, характеристика которой зависит только от средней скорости потока и от геометрических размеров ширмы.

Измерение характеристик турбулентности потока представляет из себя довольно трудоемкую работу и осуществима только в условиях исследований на аэродинамическом канале. Поэтому при обобщении опытных данных коэффициент конвективной теплоотдачи первых трех труб ширмы был взят равным коэффициенту теплоотдачи четвертой трубы ширмы. В зависимости от характеристик турбулентности набегающего на ширму потока действительный коэффициент теплоотдачи первых трех труб ширмы может быть больше или меньше коэффициента теплоотдачи четвертой трубы ширмы.

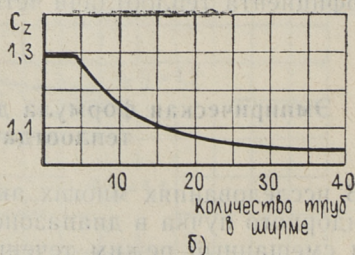
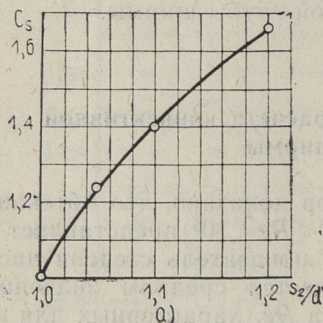
Эмпирическая формула для расчета конвективной теплоотдачи ширмы

В исследованиях многих авторов доказано, что обтекание коридорного пучка в диапазоне $10^3 < Re < 10^5$ представляет из себя смешанный режим течения и показатель степени числа Re принят $n = 0,64 \div 0,65$, что является средним значением соответствующих показателей числа Re , характерных для ламинарного и турбулентного режима течения. При этом на лобовой стороне поверхности нагрева трубы пучка образуется ламинарный пограничный слой. Задняя сторона трубы омывается вихревым потоком, отрывающимися с поверхности трубы и для него характерен турбулентный режим теплоотдачи.

При обтекании ширмы с относительным межтрубным шагом s_2/d близким к единице, вся поверхность труб ширмы, кроме лобовой поверхности первой трубы, омывается вихре-

вым потоком, отрывающимся от поверхности предыдущей трубы. В пространстве между соседними трубами образуются стоячие вихри. Как показывает обработка опытных данных для ширмы с $s_2/d = 1,00$ показатель степени числа Re $n = 0,8$, что характерно турбулентному режиму течения. Исключением бывают только первая и вторая труба. У первой трубы ширмы, которая обтекается ламинарным пограничным слоем, теплоотдача на лобовой стороне составляет довольно значительную долю от общей теплоотдачи трубы. Поэтому теплоотдача этой трубы ширмы почти соответствует теплоотдаче одиночной поперечно-обтекаемой трубы. При малой степени турбулентности набегающего потока первая труба ширмы не турбулизирует потока достаточно и вторая труба имеет показатель степени числа Re между 0,6, характерным для первой трубы, и 0,8.

С увеличением s_2/d показатель степени числа Re в уравнении теплоотдачи начинает уменьшаться до характерного для коридорного пучка значения $n = 0,65$. При $s_2/d = 1,20$ n в наших опытах равняется в среднем $n = 0,74 \div 0,76$. Используя и для $s_2/d = 1,20$ значение $n = 0,8$, сделаем ошибку при определении C , не превышающей 7%.
Число Pr характеризует влияние рода омывающей жидкости. Учитывая вышесказанный характер омывания ширмовой трубы приняли показатель степени числа Pr равным 0,43.



Фиг. 3. Поправочные коэффициенты C_s и C_z для формулы (3)

На основе наших опытных данных конвективную теплоотдачу поперечнообтекаемой ширмы можно рассчитывать по формуле

$$Nu = 0,0221 Re^{0,8} Pr^{0,43} (Pr/Pr_{cm})^{0,25} C_z \cdot C_s, \quad (3)$$

Коэффициент C_z зависит от числа труб в ширме и определяется по фиг. 3-б. Коэффициент C_s определяется по фиг. 3-а,

в зависимости от продольного межтрубного относительного шага ширмы.

Формула справедлива для диапазона $s_2/d = 1,00 \div 1,20$, $s_1/d \geq 4$ и $Re = 600 \div 60\,000$. При этом скорость потока определяется рядом с ширмой.

ЛИТЕРАТУРА

1. P. A. Круус. Исследование конвективной теплоотдачи ширмовой поверхности нагрева. Труды Таллинского политехнического института, серия А, № 240, 1966.
2. S. Siennicki. Wpływ parametrów geometrycznych szeregowego peczka rur na przejmowanie ciepła. Prace Instytutu techniki cieplnej, 1964, No 24, Lodz.
3. S. Siennicki. Przejmowanie ciepła przez palisade rur przy konwekcji wymuszonej. Archiwum budowy maszyn. XI, No 1, 1964.
4. A. J. Gram, C. O. Mackey, E. S. Monroe. Convection Heat Transfer and Pressure Drop of Air Flowing Across In-Line Tube Banks. Part II — Correlation of Data for Ten-Row-Deep Tube Banks. Trans. ASME, vol. 80, No 1, 1958.
5. C. E. Jones, E. S. Monroe. Convection Heat Transfer and Pressure Drop of Air Flowing In-Line Tube Banks. Part I — Apparatur, Procedures and special Effects. Trans. ASME, vol. 80, No 1, 1958.
6. В. П. Исаченко. Влияние межтрубного расстояния на теплоотдачу коридорных пучков труб, омываемых поперечным потоком воды. Теплоэнергетика, № 8, 1960.
7. B. G. Van der Hegge Zijnen. Modified correlation formulae for the heat transfers by natural and by forced convection from horizontal cylinders. Appl. Sci. Research, 7 A, 105, 1958.

A. Veski, R. Kruus, J. Mikk

Convection Heat Transfer in Flow Across Tube Platen

Summary

In this paper the results of the studies on the tube platen models are considered. It is shown that the distance between platens does not influence the convection heat transfer in the velocity of flow is measured between platens. The heat transfer of only the three first tubes of the platen is influenced by the initial turbulence.

A formula for computing convection heat transfer of tube platen is obtained from the experimental data.

УДК 620.193.5; 699.15

И. П. Эпик, Х. И. Таллермо, Э. Л. Томанн

ОСНОВЫ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ИЗНОСА ПОВЕРХНОСТЕЙ НАГРЕВА ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЕЙ ПРИ ОБДУВКЕ И ДРОБЕВОЙ ОЧИСТКЕ

Паровая обдувка и дробевая очистка являются самыми распространенными в нашей стране способами очистки поверхностей нагрева [1]. Для обдувки пароперегревателей используются обдувочные приборы ОПК-7 (ОМ), ОПК-8 (ОГ и ОГД), ОПК-9 (ОГП) и ОПВ_р-2 (ОГН) завода «Ильмарине» и другие с диаметрами сопел от 5 до 20 мм. Давление пара для обдувки обычно составляет перед обдувочным аппаратом не более 40 бар. Используется насыщенный, а в большинстве случаев умеренно перегретый пар, взятый из промежуточного коллектора пароперегревателя. Однако в ряде случаев при паровой обдувке имеет место сильный износ труб поверхности нагрева от действий паровой струи, особенно, когда по условиям загрязнения требуется весьма частая обдувка (1—12 раз в сутки). Например, катастрофическая скорость износа имела место в котле типа ТП-67 при сжигании эстонских сланцев, где в ширмовом пароперегревателе из стали 12Х1МФ при обдувке 2—3 раза в смене за год вырезали и заменили более 1000 изношенных участков труб.

Износ высокотемпературных пакетов пароперегревателей наблюдается также при дробевой очистке, например в котлах ПК-38 при сжигании назаровского угля.

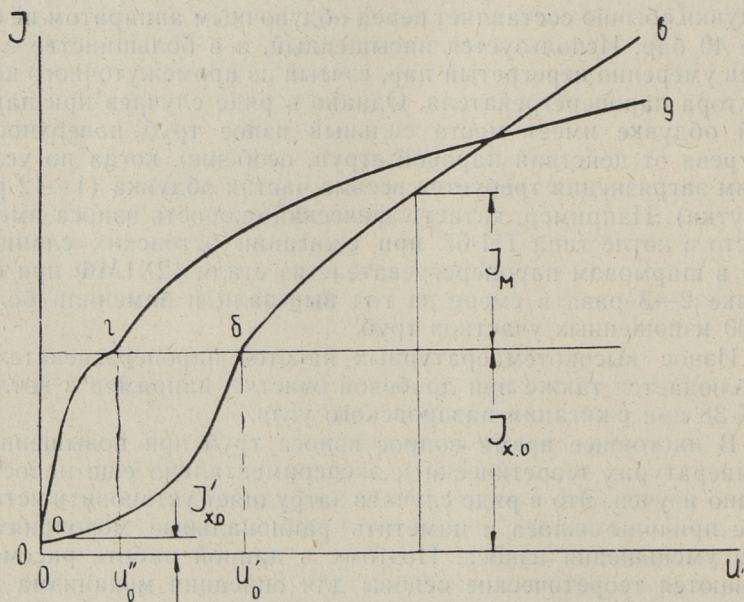
В настоящее время вопрос износа труб при повышенных температурах теоретически и экспериментально еще недостаточно изучен. Это в ряде случаев затрудняет установить истинные причины износа и наметить рациональные мероприятия для уменьшения износа. Поэтому в данной работе рассматриваются теоретические основы для описания механизма износа высокотемпературных труб пароперегревателей при обдувке и дробевой очистке и приводятся некоторые экспериментальные данные для иллюстрации теоретических выводов.

Проблема износа высокотемпературных труб усложняется быстро протекающим процессом окалинообразования после механического разрушения или истирания слоя окалины на трубах. А в то же время периодическое механическое истирание металла не может быть осуществлено без предварительного снятия слоя окалины. Поэтому возможно, что на внешний вид чисто механическое истирание металла при обдувке или дробеочистке может в действительности быть, в основном, результатом коррозионного процесса [2, 3].

Истирающее действие обдувочной струи должно зависеть от удельного силового импульса, оказываемого струей на единицу поверхности трубы или отложения. Этот силовой импульс u может быть выражен в виде произведения динамического напора струи H кгс/м² в месте истирания на время воздействия струи на данное место τ_c сек, т. е.

$$u = 2H\tau_c \text{ кгс}\cdot\text{сек}/\text{м}^2. \quad (1)$$

Паровая струя подсасывает и ускоряет частицы золы из потока газов, а также с обдуваемых труб. Эти частицы золы оказывают основное разрушительное действие на поверхности



Фиг. 1. Теоретические кривые износа:

$a - б - в$ — изотермическая очистка с износом окалины; $a - г - д$ — неизотермическая очистка с отслаиванием окалины

труб. Поэтому нельзя ожидать, что износ протекает пропорционально величине силового импульса u , а является в более сложной зависимости от u .

Зависимость скорости износа от удельного силового импульса может быть теоретически представлена на схеме, изображенной на фиг. 1. При величине импульса

$$u < u_0$$

имеет место только химический износ, т. е.

$$I = I_x.$$

Химический износ вызван полным или частичным разрушением и износом защитной оксидной пленки на поверхности металла. Износ и условия разрушения этой пленки в настоящее время недостаточно изучены. По [4] скорость химического износа, вызванная частичным или полным разрушением оксидной пленки, может быть выражена формулой:

$$I_x = A\tau^{n-1} \left(\frac{\tau_0}{\beta_0} \frac{1}{\tau} \right)^{\alpha(n-1)}, \quad (2)$$

где A — множитель, зависящий от температуры, от вида металла и от вида топлива;

n — показатель степени, характеризующий диффузионный характер коррозионного процесса на металле;

τ_0 — средний период между обдувками поверхности нагрета;

τ — средний период сохранения целостности оксидной пленки на металле при работе без обдувки. Этот период может быть принят равным среднему периоду между остановками котла с охлаждением поверхностей нагрета;

α — средняя степень разрушения (износа) оксидной пленки на металле при каждой обдувке, которая зависит от удельного силового импульса, а также от температурного градиента при очистке [4];

β_0 — показатель местного разрушения оксидной пленки при каждом разрушительном действии.

Введение показателя β_0 связано с тем, что каждая очистительная операция может на данное место не повлиять, и таким образом, условно в отношении данного места удлинится τ_0 . В условиях обдувки может быть принята $\beta_0 \approx 1$, предполагая, что каждая очередная обдувка практически повторяет предыдущую обработку обдуваемой поверхности нагрета.

Степень износа оксидной пленки α при $u \geq u_0$ равна единице и

$$I_x = I_{x_0} = A\tau_0^{n-1}. \quad (3)$$

При $u = 0$ и $\alpha = 0$ скорость износа труб определяется скоростью окалинообразования, определяемой условиями сохранения оксидной пленки на трубах при работе без обдувки:

$$I = I'_{x.o} = A\tau^{n-1}. \quad (4)$$

Решающим фактором для определения τ является период между остановками котла в ремонте. Учитывая невысокое значение $I'_{x.o}$ величина τ для его определения может быть принята для работы без обдувки ориентировочно в пределах 2500—10 000 часов.

Величина удельного силового импульса u_0 , при превышении которого начинается механический износ, может быть определена экспериментально. Эта величина зависит от прочности и толщины оксидной пленки, образуемой на чистой поверхности металла за период между двумя очередными обдувками, а также от температурных напряжений, которые возникают при резком изменении температуры поверхности трубы вследствие разности температур обдувочной среды и металла. В первом приближении при изотермической очистке величина u_0 может быть принята пропорциональной величине $I_{x.o}$, т. е.

$$u_0 = \varphi I_{x.o}, \quad (5)$$

где φ является опытным коэффициентом. При этом степень износа оксидной пленки α при $u < u_0$ может быть принята пропорционально затраченному силовому импульсу, т. е.

$$\alpha \approx \frac{u}{u_0}. \quad (6)$$

При наличии разрушающих окалину температурных напряжений между слоем окалины и металлом

$$1 \geq \alpha > \frac{u}{u_0},$$

причем возможно также положение $u_0 \approx 0$, т. е. оксидная пленка снимается только за счет резкого изменения температур, без влияния силового импульса.

Общая скорость износа при $u > u_0$ определяется суммированием величин скорости коррозионного и механического износа:

$$I = I_{x.o} + I_m, \quad (7)$$

где I_m является величиной скорости механического истирания чистого металла после снятия оксидного слоя. Зависимость I_m от силового импульса является сложной, так как под влиянием струи меняется температура металла, при длительной об-

двух абразивность струи падает вследствие израсходования абразивных отложений золы, при более высоком динамическом напоре абразивные отложения расходуются быстрее и т. д.

Для обработки опытных данных по механическому износу можно рекомендовать степенную зависимость от силового импульса:

$$I_M = \psi \frac{8760}{\tau_0} (u - u_0)^r \text{ мм/год}, \quad (8)$$

где ψ и r являются величинами, определяемыми опытами.

Аналогично можно описать износ труб при периодической дробевой очистке. Удельный силовой импульс при дробевой очистке может быть представлен как произведение плотности пропуска дробы G кгс/м² на скорость падения дробинки v м/сек:

$$u = \frac{1}{9,81} v G \eta \text{ кгс} \cdot \text{сек/м}^2, \quad (9)$$

где η — вероятность ударов дробинки о данное место поверхности нагрева.

В табл. 1 приведены значения множителя A и показателя степени n , входящие в (2), (3) и (4). Табл. 1 составлена по лабораторным опытам Э. Л. Томани, методика которых описана в [2] и [5]. Эти данные хорошо согласуются с опытными данными, полученными в производственных условиях при сжигании сланцев [6].

Т а б л и ц а 1

Опытные значения A и n к формулам (2), (3) и (4) для определения скорости окалинообразования, в мм/год

Среда: дымовые газы, содержащие O_2 2,3—6%, CO_2 9,2—11,4%, SO_2 0,13—0,16% и H_2O 13,2—16,4%

	Опыты в чистой газовой среде				Опыты в газовой среде с присутствием сланцевой золы			
	500°C		600°C		500°C		600°C	
	A	n	A	n	A	n	A	n
20	11	0,4	30	0,4	24	0,4	37	0,4
12X1MФ	14	0,4	30	0,4	24	0,4	32	0,4
1X12B2MФ	—	—	—	—	16,5	0,3	28	0,4
1X18H9T	—	—	—	—	0,9	0,4	3,7	0,6

На опытном шунте, описанным в [6], были произведены опыты для определения коэффициентов ψ и r с применением паровой обдувки (Х. И. Таллермо), а также силового импуль-

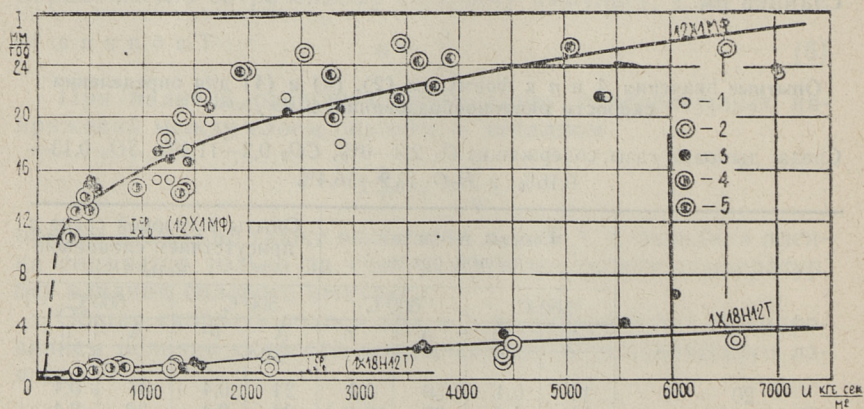
са u_0 . Рабочая температура металла опытных труб держалась 500 и 600°C.

Для обдувки использовался насыщенный пар давлением 10—14 бар. Измерение динамического напора для определения удельного импульса обдувочной струи производилось в местах установки образцов до и после окончания опыта. Удельный силовой импульс около опытных труб был от 100 до 22000 кгс·сек/м², причем время воздействия обдувочной струи τ_0 (оно проверялось электрическим секундомером) была 1,0 ÷ 1,4 и 3 секунды. Продолжительность опытов была 100, 250 и 500 часов. Обдувка производилась автоматически два раза в смену с $\tau_0 = 3,4 \div 4,7$ ч.

Абсолютную глубину износа образцов определили на микроскопе УИМ-21 как разницу пол диаметра после и до опыта. Максимальная глубина была проверена дополнительно часовым индикатором.

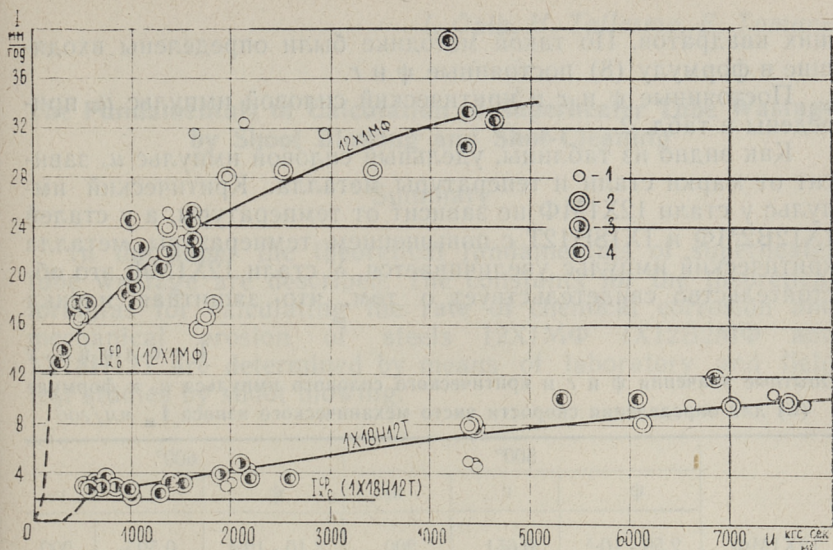
Необходимо отметить, что при опытах с продолжительностью обдувки 1—1,4 сек на образцах яснее выявился износ язвенного характера. Часто встречались образцы, где до 50% поверхности со стороны действия струи были покрыты тонким слоем отложений (толщиной 0,1—0,2 мм), а остальная поверхность была изношенная.

Микроисследование образцов из стали 12Х1МФ показывает, что они имеют значительную шероховатость со стороны



Фиг. 2. Зависимость скорости износа сталей 12Х1МФ и 1Х18Н12Т при 500° от удельного силового импульса (до 7000 кгс·сек/м²):

- 1 — $\tau = 98$ ч, $\tau_0 = 3,4$ ч, $\tau_c = 3$ сек; 4 — $\tau = 252$ ч, $\tau_0 = 4,7$ ч, $\tau_c = 1,0$ сек;
 2 — $\tau = 253$ ч, $\tau_0 = 3,4$ ч, $\tau_c = 3$ сек; 5 — $\tau = 249$ ч, $\tau_0 = 3,9$ ч, $\tau_c = 1,2$ сек
 3 — $\tau = 495$ ч, $\tau_0 = 4,0$ ч, $\tau_c = 3$ сек;



Фиг. 3. Зависимость скорости износа сталей 12X1MΦ и 1X18H12T при 600° от удельного силового импульса (до 7700 кгс·сек/м²):

1 — $\tau = 100$ ч, $\tau_0 = 4,5$ ч, $\tau_c = 3$ сек; 3 — $\tau = 252$ ч, $\tau_0 = 5,3$ ч, $\tau_c = 1,0$ сек;
 2 — $\tau = 258$ ч, $\tau_0 = 4,2$ ч, $\tau_c = 3$ сек; 4 — $\tau = 248$ ч, $\tau_0 = 4,6$ ч, $\tau_c = 1,4$ сек

обдуваемой паром поверхности. Глубина язв на изношенной поверхности составляет 0,10 ÷ 0,15 мм при 250 часовом опыте. Стали 1X18H12T и 1X12B2MΦ требуют дополнительных металлографических исследований для выявления возможных межкристаллитных трещин.

Обработке результатов измерений подлежали только те образцы, которые имели глубину износа больше чисто химической коррозии $I_{x,0}$, определенной по данным лабораторных опытов Э. Л. Томанна. Эти опыты проводились в среде дымовых газов в присутствии золы эстонских сланцев. $I_{x,0}$ определили по средним арифметическим значениям τ_0^{cp} и температурам металла образцов $t_{ст}^{cp}$ всех опытов данной марки стали.

Для иллюстрации на фиг. 2 и 3 приведена зависимость скорости износа сталей 12X1MΦ и 1X18H12T от удельного силового импульса (до ~7000 кгс·сек/м²) при 500 и 600°C.

Для определения критического силового импульса для каждой марки стали, результаты опытов аппроксимировали в логарифмических координатах на прямую по методу наимень-

ших квадратов. По такой методике были определены входящие в формулу (8) постоянные ψ и r .

Постоянные ψ и r и критический силовой импульс u_0 приведены в табл. 2.

Как видно из таблицы, удельный силовой импульс u_0 зависит от марки стали и температуры металла. Критический импульс у стали 12X1MФ не зависит от температуры, а у сталей 1X12B2MФ и 1X18H12T с повышением температуры металла критический импульс увеличивается. У стали 12X1MФ это обстоятельство свидетельствует о том, что защитная пленка

Т а б л и ц а 2

Опытные значения ψ и r и критического силового импульса u_0 к формуле (8) для определения скорости чисто механического износа I_m мм/год

	500°			600°		
	ψ	r	u_0	ψ	r	u_0
12X1MФ	$2,59 \cdot 10^{-5}$	0,651	200	$7,10 \cdot 10^{-5}$	0,595	200
1X12B2MФ (ЭИ-756)	$1,15 \cdot 10^{-5}$	0,605	270	$4,51 \cdot 10^{-5}$	0,556	600
1X18H12T	$1,25 \cdot 10^{-6}$	0,80	310	$2,77 \cdot 10^{-5}$	0,533	550

непрочно связана с металлом и ее разрушение в основном происходит очевидно под влиянием термических напряжений. У сталей 1X12B2MФ и 1X18H12T разрушение происходит (в условиях данных испытаний) за счет истирающего действия струи.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Н. В. Кузнецов, Г. И. Лужнов, Л. И. Кропп. Очистка поверхностей нагрева котельных агрегатов. Изд. «Энергия», 1966.
2. И. П. Эпик, Х. Х. Арро, Э. Л. Томанн. Кинетическая и диффузионная области газовой коррозии сталей 1X18H9T и X25T в присутствии сланцевой золы. Энергомашиностроение № 10, 1964.
3. И. П. Эпик. Проблемы загрязнения и коррозии поверхностей нагрева парогенераторов при сжигании твердых топлив. «Известия вузов СССР, «Энергетика» № 6, 1966.
4. И. П. Эпик, Э. Л. Томанн. Окалийность некоторых котельных сталей при периодическом разрушении оксидной пленки на металле. Доклад на научно-техн. конф. Красноярского политехнического института. Красноярск, 1967.
5. И. П. Эпик, Э. Л. Томанн. Коррозия стали 1X18H9T на воздухе и в дымовых газах в присутствии сланцевой золы. «Энергомашиностроение» № 3, 1965.
6. Х. И. Таллермо. Высокотемпературная коррозия стали 12X1MФ в условиях виброочистки. Труды ТПИ, серия А, № 232, 1966.

The Fundamentals of Calculation of Superheater Tube Wastage by Shoot Blowing and Shot-Cleaning

Summary

In the paper the theoretical fundamentals of superheater tube wastage are described. The constants for the theoretical formulas for calculating the rate of chemical corrosion and mechanical erosion of steels 12X1MΦ 1X12B2MΦ and 1X18H12T are determined by means of laboratory and field test studies by shoot blowing.

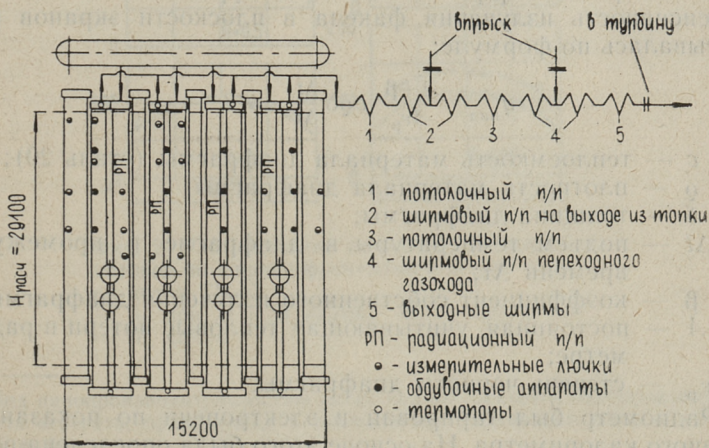
УДК 621.182.001.5

А. А. Отс, Р. Э. Рандманн, Т. Н. Сууркууск

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВОСПРИЯТИЯ НАСТЕННОГО РАДИАЦИОННОГО ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЯ ТОПКИ КОТЛА ТП-67

В современных котельных агрегатах высокого давления (давление пара выше $10-13 \text{ мн/м}^2$) часть пароперегревателя располагается в топке в виде ширм или настенных панелей. До сих пор тепловосприятие настенных радиационных пароперегревателей и тепловое сопротивление золовых отложений на них являются мало изученными. В настоящей статье приводятся данные о влиянии теплового сопротивления золовых отложений на тепловосприятие настенного пароперегревателя, расположенного на фронтальной стене топки пылесланцевого котла ТП-67 ($D = 89/78 \text{ кг/сек}$, $p_{\text{пе}} = 13,8/2,2 \text{ Мн/м}^2$, $t_{\text{пе}} = 540/540^\circ\text{C}$).

Рассматриваемый пароперегреватель состоит из четырех панелей, размещенных поочередно с испарительными панелями. Схема первичного пароперегревателя приведена на



Фиг. 1. Схема первичного пароперегревателя котла ТП-67

фиг. 1. Диаметр и относительный шаг труб в радиационном пароперегревателе соответственно равны $d = 42 \times 4,5$ мм и $s/d = 1,07$, а лучевоспринимающая поверхность $H_{\text{л}} = 302$ м². Котел имеет восемь фронтально расположенных турбулентных горелок (типа ОРГРЭС). Фронт топки обдувается двенадцатью обдувочными аппаратами типа ОПР-5. Горелки попарно соединены с четырьмя молотковыми мельницами типа ММТ 1500/2510/735.

При исследовании тепловой эффективности настенного пароперегревателя измерялись следующие величины. Расход пара через настенный пароперегреватель определялся как разность между количеством пара, проходящим через главный паропровод и количеством впрыскиваемой для регулировки температуры пара воды. Места расположения измерительных диафрагм для измерения общего расхода пара и количества впрыскиваемой воды приведены на фиг. 1.

Температура и теплосодержание пара на входе в пароперегреватель определялись по давлению в барабане котла. Температуры пара на выходе из опускных и выходных панелей измерялись при помощи хромель-копелевых термопар, расположенных на соответствующих коллекторах. Показания термопар регистрировались самопишущим потенциометром ЭПП 09-МЗ. Давления пара на выходе из опускных и выходных панелей фиксировались показывающими манометрами.

Наряду с тепловосприятием настенного пароперегревателя были измерены и тепловые потоки, падающие на фронтальную стенку топки, при помощи радиометра нестационарного теплового режима [1] с толщиной диафрагмы $\delta = 12,42$ мм. Интенсивность излучения факела в плоскости экранов рассчитывалась по формуле:

$$q_{\text{пад}} = \frac{1+\beta}{A\epsilon_p} c_0 \delta \frac{\Delta t}{\Delta \tau}, \quad (1)$$

где c — теплоемкость материала диафрагмы (сталь 20);

ρ — плотность материала диафрагмы;

δ — толщина диафрагмы;

Δt — подъем температуры в диафрагме в промежутке времени $\Delta \tau$;

β — коэффициент собственного излучения диафрагмы;

A — постоянная, учитывающая тепловые потери в радиометре;

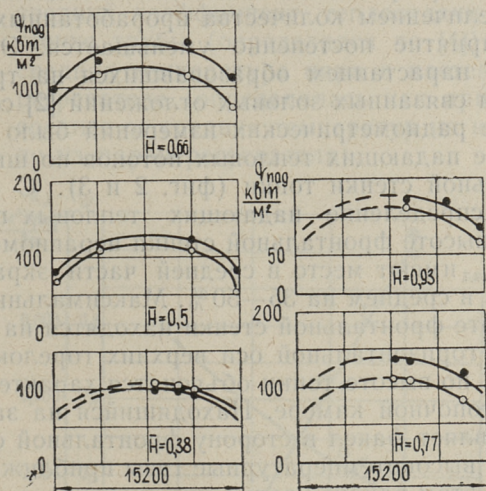
ϵ_p — степень черноты диафрагмы.

Радиометр был тарирован в электропечи по показаниям водяного калориметра. На основе этого была определена величина $A\epsilon_p$, которая оказалась равной 0,84.

Места расположения лючков, через которые были изменены лучистые потоки, изображены на фиг. 1.

Всего было проведено четыре серии опытов. Средние паропроизводительности¹ котла, количество проработанных часов агрегата до проведения соответствующего опыта, состав сжигаемого сланца и основные результаты опытов приведены в таблице. В период между сериями опытов I и III фронт топки обдувался через каждые два часа. При проведении серии опыта IV фронт топки не обдувался.

В период между сериями опытов I и IV (2813 ч) прирост температуры пара в настенном пароперегревателе уменьшился от 46 град (при $D=75$ кг/сек) до 30 град (при $D=69,4$ кг/сек) Среднее значение тепловосприятия² настенного пароперегревателя (при $D = 86$ кг/сек) равно $q_{\text{топ}}^{\text{вос}} = 46,8$ кВт/м², а суммарное тепловосприятие топки $q_{\text{топ}}^{\text{вос}} = 60,5$ кВт/м². По проектным данным $q_{\text{топ}}^{\text{вос}} = 71$ кВт/м² (при $D = 83,5$ кг/сек),

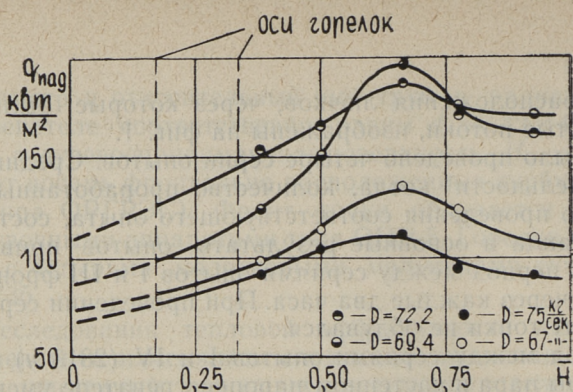


Фиг. 2. Распределение падающих тепловых потоков по ширине фронтальной стенки топки котла ТП-67:

○ — при $D = 75$ кг/сек; ● — при $D = 67$ кг/сек

¹ Под паропроизводительностью котла подразумевается паропроизводительность агрегата, приведенная к нормальным параметрам пара и питательной воды.

² Тепловосприятия рассчитаны на 1 м² лучевоспринимающей поверхности настенного пароперегревателя.



Фиг. 3. Распределение подающих тепловых потоков по высоте фронтальной стенки топki котла ТП-67.

т. е. действительное тепловосприятие составляет от проектного около 65%.

Теплообмен между факелом и поверхностью нагрева настенного пароперегревателя является нестационарным процессом. С увеличением количества проработанных часов котла тепловосприятие постепенно уменьшается. Это вызвано непрерывным нарастанием образовавшихся на трубах пароперегревателя связанных золовых отложений [2] со временем.

На основе радиометрических измерений было определено распределение падающих тепловых потоков по ширине и высоте фронтальной стенки топki (фиг. 2 и 3). С этих фигур видно, что распределение падающих тепловых потоков $q_{\text{пад}}$ по ширине и высоте фронтальной стенки неравномерное. Максимальные $q_{\text{пад}}$ имеют место в средней части экрана и убывают к краям в среднем на 35—50%. Максимальные значения $q_{\text{пад}}$ по высоте фронтальной стенки находятся на расстоянии около 9 м от горизонтальной оси верхних горелок. Такое изменение $q_{\text{пад}}$ по высоте топki объясняется характером движения газов в топочной камере. Находящийся на задней стене выступ направляет факел в сторону фронтальной стены, в результате чего высокотемпературные газы приближаются к нему, вызывая в этом районе увеличение значения $q_{\text{пад}}$.

Путем графического интегрирования кривых, приведенных на фиг. 3, были определены средние значения падающих тепловых потоков для фронтальной стены (таблица 1).

Используя найденные величины средних падающих на фронтальную стену топki тепловых потоков и значения тепловосприятий настенного пароперегревателя, определены коэффициенты тепловой эффективности:

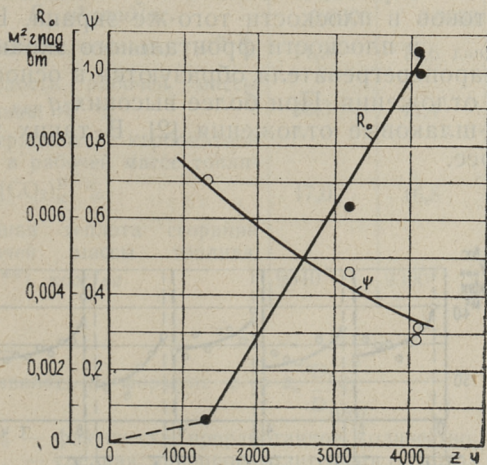
$$\psi = \frac{q_{\text{вос}}}{q_{\text{пад}}} \quad (2)$$

Наряду с коэффициентом ψ было также определено тепловое сопротивление золовых отложений, образовавшихся на трубах пароперегревателя по формуле

$$R_0 = \frac{\sqrt[4]{(1 - \psi/\varepsilon_3) \frac{q_{\text{пад}}^{\text{ср}}}{\sigma_0} - (\delta/\lambda + 1/\alpha_2) \psi q_{\text{пад}}^{\text{ср}} - T_{\text{ср}}}}{\psi q_{\text{пад}}^{\text{ср}}}, \quad (3)$$

где

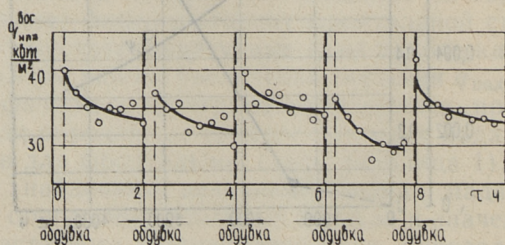
- ε_3 — степень черноты золовых отложений (принималась равной 0,82 [3]);
- σ_0 — коэффициент излучения абсолютного черного тела;
- $q_{\text{пад}}^{\text{ср}}$ — средний падающий тепловой поток на фронтальной стене топки;
- δ — толщина стенки труб настенного пароперегревателя;
- λ — коэффициент теплопроводности металла труб пароперегревателя;
- α_2 — средний коэффициент теплоотдачи от пара к стенке трубы (определялся по [4]);
- $T_{\text{ср}}$ — средняя температура пара в настенном пароперегревателе (определялась как арифметическое среднее от средних температур на входе и выходе из пароперегревателя).



Фиг. 4. Изменение коэффициента тепловой эффективности настенного пароперегревателя (ψ) и теплового сопротивления золовых отложений (R_0) в зависимости от времени t

На фиг. 4 представлены кривые изменения ψ и R_0 в зависимости от времени z . Постепенное увеличение теплового сопротивления золowych отложений на трубах настенного пароперегревателя (а также уменьшение коэффициента тепловой эффективности) вызвано непрерывным ростом толщины несдуваемого слоя отложений, образующихся в условиях паровой обдувки радиационных поверхностей нагрева при сжигании топлив, имеющих в топочном процессе химически активную неорганическую часть [2]. Средняя скорость роста R_0 за период до проведения первой серии опытов (1319 часов) составляет $0,45 \cdot 10^{-6}$ ($m^2 \cdot град$) / ($вт \cdot ч$). Такая малая скорость роста R_0 вызвана тем, что этот период отвечает начальному периоду работы поверхностей нагрева, когда интенсивность загрязнения радиационных поверхностей топки (в том числе и пароперегревателя) мала. За период между сериями опытов I и IV (2813) из-за увеличенного роста толщины несдуваемых золowych отложений скорость роста R_0 увеличилась до $3,4 \cdot 10^{-6}$ ($m^2 \cdot град$) / ($вт \cdot ч$).

Относительно умеренная скорость роста R_0 в сравнении со скоростью роста теплового сопротивления плотных отложений на экранных трубах в топке котла ТП-17 (в среднем $5 \cdot 10^{-6}$ ($m^2 \cdot град$) / ($вт \cdot ч$)) вызвана образованием около фронтальной стены зоны рециркуляции газов (фронтальное расположение горелок). Это приводит к понижению температуры газов вблизи фронтального экрана, а также и к уменьшению падающих тепловых потоков в плоскости того-же экрана. В результате невысоких $q_{пад}$ в плоскости фронтального экрана на трубах настенного пароперегревателя образуются в основном связанные золые отложения. При более высоких $q_{пад}$ преобладают связанно-шлаковые отложения [2]. В таких условиях R_0 растет быстрее.



Фиг. 5. Изменение тепловосприятости настенного пароперегревателя $q_{вос}$ в зависимости от времени τ

Основные результаты опытов

№№ п/п	Наименование	Первая серия опытов	Вторая серия опытов	Третья серия опытов	Четвер- тая се- рия опытов
1.	Время,* $z, ч$	1319	3232	4123	4132
2.	Средняя паропроизводи- тельность котла, $D кг/сек$	75	67	72,2	69,4
3.	Тепловосприятие настенного пароперегревателя, $q_{вос}^{ншт} кВт/м^2$	69,2	46,5	47,0	46,8
4.	Средний падающий тепло- вой поток на фронтальную стену, $q_{пад}^{ср} кВт/м^2$	98	100	160	150
5.	Коэффициент тепловой эф- фективности настенного па- роперегревателя, ψ	0,71	0,47	0,29	0,31
6.	Тепловое сопротивление не- сдуваемых золовых отложе- ний, образовавшихся на трубах настенного паропе- регревателя, $R_{\sigma} м^2 \cdot град/вт$	0,0006	0,0063	0,0106	0,009с ***
7.	Влажность топлива, $W^P \%$	11,9	12,6	11,8	11,8
8.	Зольность рабочей массы топлива, $A^P \%$	43,3	43,4	43,4	43,2
9.	Содержание карбонатной CO_2 в рабочей массе топли- ва, $(CO_2)_к^P \%$	17,0	16,8	17,2	17,0
10.	Низшая теплота сгорания рабочей массы топлива, $Q_n^P **)$ $кдж/кг$	9540	9350	9460	9610

* Рассчитывалось по формуле $z = z_0 \frac{D_{ср}}{D_{ном}}$

где z_0 — фактически проработанное количество часов;

$D_{ср}$ — средняя паропроизводительность котла за время z_0 часов,
 $кг/сек$;

$D_{ном}$ — номинальная паропроизводительность котла, $кг/сек$.

** Рассчитана по формуле, приведенной в [5].

*** Суммарное тепловое сопротивление несдуваемых и сдуваемых золовых отложений.

Для выявления влияния рыхлых слоев отложений на условия теплообмена были проведены измерения тепловосприятности настенного пароперегревателя в интервале времени между двумя циклами обдувки. Результаты этих измерений приведены в виде кривых изменения $q_{\text{нпп}}^{\text{вос}}$ со временем τ (фиг. 5). Выясняется, что в течение двух часов (при $D = 75 \text{ кг/сек}$) за счет роста рыхлых слабосвязных отложений тепловосприятность настенного пароперегревателя уменьшается в среднем на 5 кВт/м^2 , что составляет около 12% от тепловосприятности непосредственно после обдувки. Уменьшение $q_{\text{нпп}}^{\text{вос}}$ в таком порядке показывает, что настенный пароперегреватель не требует таких частых обдувок, как остальные топочные поверхности нагрева (через каждые 2 часа), в плоскостях которых интенсивность излучения факела является намного выше. Исходя из этих данных и учитывая то, что скорость изменения $q_{\text{нпп}}^{\text{вос}}$ со временем τ падает, можно уменьшить частоту обдувки фронта до 4—8 раз, поскольку частые обдувки могут привести к сильному локальному химико-механическому износу труб настенного пароперегревателя (максимальная температура стенки труб доходит до 400°C).

ЛИТЕРАТУРА

1. А. К. Внук о в. Электрический радиометр-прибор для определения теплового потока лучистой энергии. «Теплоэнергетика» № 8, 1958.
2. А. А. Отс. Загрязнение экранных труб топков при сжигании сланцев. «Теплоэнергетика» № 2, 1968.
3. В. В. Мит о р. Теплообмен в топках паровых котлов. Машгиз, 1963.
4. Тепловой расчет котельных агрегатов (нормативный метод), под ред. А. М. Гурвича, Н. В. Кузнецова. Госэнергоиздат, 1957.
5. А. А. Отс, Г. К. Са ар, А. Я. Ма х ла пу у. Исследование теплоты сгорания сланцев. «Теплоэнергетика» № 6, 1967.

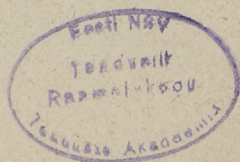
**Studies of Heat Reception by the Furnace-Wall Radiant
Superheater of the Boiler ТП-67**

Summary

In this paper the results of experiments of the furnace-wall radiant superheater placed on the front wall of the furnace of the boiler ТП-67, are reported. The thermal resistance of ash deposits on the tubes of superheater is determined. Also the time dependant changes of the efficiency factor and the thermal resistance of ash deposits are determined.

СО Д Е Р Ж А Н И Е

1. А. Я. Махлапуу, Х. П. Тааль. О поведении сульфата натрия, содержащегося в золе Барандатского месторождения Канско-Ачинского бассейна, при нагревании	3
2. А. А. Отс, Р. Э. Рандманн. Об учете влияния термического пограничного слоя газов в расчетах теплообмена в топках	15
3. А. И. Вески, Р. А. Круус, И. Р. Микк. О конвективной теплоотдаче поперечно-обтекаемой ширмы	27
4. И. П. Эпик, Х. И. Таллермо, Э. Д. Томанн. Основы для определения износа поверхностей нагрева пароперегревателей при обдувке и дробевой очистке	35
5. А. А. Отс, Р. Э. Рандманн, Т. Н. Сууркууск. Исследование тепловосприятия настенного радиационного пароперегревателя топки котла ТП-67	45



ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА
СБОРНИК СТАТЕЙ VIII

Таллинский политехнический институт

Редактор В. Валликиви

Технический редактор Я. Мыттус

Сдано в набор 5 IV 1968. Подписано к печати 14/VIII
1968. Бумага 60×90/16. Печатных листов 3,5. Учетно-изд.
2,65. МВ 07811. Тираж 500. Заказ № 731. Типография
«Пунане Тяхт», Таллин, ул. Пикк, 54/58.

Цена 26 коп.

Ср. 6.

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

СБОРНИК СТАТЕЙ

VIII

УДК 662.642.532.69.001.5

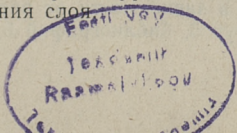
А. Я. Махлапуу, Х. П. Тааль. — О поведении сульфата натрия, содержащегося в золе угля Барандатского месторождения Канско-Ачинского бассейна, при нагревании (стр. 3).

Для исследования была выбрана проба угля с повышенным содержанием натрия, в которую натрий входит в виде гуматов. Уголь озолялся при 500°C и размельчался. В золе обнаружили кроме кальцита, кварца, гематита и возможного жадеита $\text{NaAl}(\text{Si}_2\text{O}_6)$ еще водорастворимые составляющие, такие как тенардит, буркеит $2\text{Na}_2\text{SO}_4 \cdot \text{Na}_2\text{CO}_3$ или другой твердый раствор сульфата и карбоната натрия в другом молярном соотношении и только небольшое количество ангидрида.

Цилиндрические прессованные пробы золы $\varnothing 10$ мм, поставленные на платиновые пластинки, нагревали при различных температурах в воздушной среде. В течение нагревания выделился из проб жидкий сульфат натрия. Выделение наблюдалось только начиная с 1150°C и обусловлено существенным сокращением общего объема пор в пробе. Количество натрия в составе сульфата, вытекавшего из проб нагретых при 1200°C, составляло до 35% от его общего содержания в золе. Жидкий сульфат натрия оставался частично в виде воротника с вогнутой наружной поверхностью вокруг потемневшего остатка пробы, покрывал тонким слоем платиновую пластинку и скапливался и в изгибах у краев и в углах пластинки. Из вогнутости наружной поверхности воротника было заключено, что между жидким сульфатом и основной массой золы действуют большие силы адгезии. Медленное реагирование сульфата натрия с основной массой золы наблюдалось только при 1300°C.

Аналогично в пылеугольных топках при температурах размягчения золы жидкий сульфат или любая другая жидкость внутри частицы летучей золы может выжиматься вследствие сил поверхностного натяжения основной массы частицы. Под действием сил адгезии между жидким сульфатом и основной массой золы частицы летучей золы обволакиваются тонким слоем, который затвердевает только при 884°C. В растворе с другими солями существенно понижается температура затвердения слоя.

Фигур 5, библиографий 6.



УДК 621.182.9.001.5

А. А. Отс, Р. Э. Рандманн. — Об учете влияния термического пограничного слоя газов в расчетах теплообмена в топках (стр. 15).

В настоящей работе сделана попытка рассматривать тепловое сопротивление потоку тепла от факела к поверхности нагрева в виде условного суммарного теплового сопротивления, состоящего из теплового сопротивления золовых отложений и условного теплового сопротивления термического пограничного слоя газов вблизи экранов. Это позволяет одновременно учитывать и конструктивные особенности топки.

Фигур 7, библиографий 6.

УДК 536.244.621.181.8

А. И. Вески, Р. А. Круус, И. Р. Микк. — О конвективной теплоотдаче поперечно-обтекаемой ширмы (стр. 27).

В статье рассматриваются результаты опытов на модели ширмы. Показано, что расстояние между ширмами не влияет на конвективную теплоотдачу, если в качестве расчетной скорости применять скорость между ширмами. Начальная турбулентность потока влияет на конвективную теплоотдачу только трех первых труб.

По опытным данным получена формула для расчета конвективной теплопередачи поперечно-обтекаемой ширмы.

Фигур 3, библиографий 7.

УДК 620.193.5; 699.15

И. П. Эпик, Х. И. Таллермо, Э. Л. Томанн. — Основы для определения износа поверхностей нагрева пароперегревателей при обдувке и дробевой очистке (стр. 35).

В данной статье приводятся теоретические основы износа высокотемпературных труб пароперегревателей. На основе лабораторных и допустимых опытов найдены коэффициенты к теоретическим формулам для определения скорости химической коррозии и чисто механической эрозии сталей 12Х1МФ, 1Х12В2МФ и 1Х18Н12Т в условиях паровой обдувки.

Фигур 3, библиографий 6.

УДК 621.182.001.5

А. А. Отс, Р. Э. Рандманн, Т. Н. Сууркууск. — Исследование тепловосприятия настенного радиационного пароперегревателя топki котла ТП-67 (стр. 45).

Приводятся результаты испытания настенного радиационного пароперегревателя, расположенного на фронтальной стене топki котла ТП-67. Определено тепловое сопротивление золовых отложений, образовавшихся на трубах пароперегревателя. Показан характер изменения коэффициента тепловой эффективности настенного пароперегревателя и теплового сопротивления золовых отложений, образовавшихся на трубах пароперегревателя в зависимости от времени.

Фигур 5, библиографий 5.

Цена 26 коп.

50