

501

ISSN 0136-3549
0320-3360

TALLINNA
POLÜTEHNILISE INSTITUUDI
TOIMETISED

501

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО
ИНСТИТУТА

ТПИ
'81

ИССЛЕДОВАНИЕ
РАБОТЫ
ПАРОГЕНЕРАТОРОВ
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ



501

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТР
'81

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621.18:662

ИССЛЕДОВАНИЕ
РАБОТЫ
ПАРОГЕНЕРАТОРОВ
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

Теплоэнергетика XX1

Таллин 1981



ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ
Труды ТПИ № 501
ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ ЭЛЕКТРО-
СТАНЦИЙ

Теплоэнергетика XX1

Редактор Н. Розанов. Техн. редактор В. Ранник

Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 29 дек. 1980 г.

Подписано к печати 25 мая 1981 г. Бумага 60х90/16

Печ. л. 4,25+0,25 приложение. Уч.-изд. л. 3,6

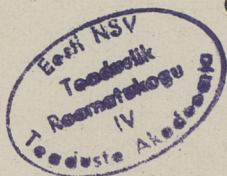
Тираж 300. МВ-04984

Ротапринт ТПИ, Таллин, ул. Коскля, 2/8. Зак. № 344

Ц е н а 55 коп.



Таллин, ТПИ, 1981



А.А. Отс, Э.Л. Томанн, Р.В. Тоурат

ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНАЯ КОРРОЗИЯ КОТЕЛЬНЫХ СТАЛЕЙ
В СРЕДЕ ПРОДУКТОВ СГОРАНИЯ ЭСТОНСКИХ СЛАНЦЕВ

Процесс износа труб поверхностей нагрева парогенераторов в условиях их очистки от золовых отложений по своему характеру является коррозионно-эрозионным. На интенсивность высокотемпературной коррозии металла существенным образом влияет наличие коррозионно-активных компонентов в продуктах сгорания топлива. Очистка поверхностей нагрева от золовых отложений ускоряет процесс коррозии по двум причинам: во-первых - ввиду периодического обновления натрубных золовых отложений концентрация коррозионно-активных компонентов периодически восстанавливается до исходного и во-вторых - вследствие частичного или полного разрушения оксидной пленки уменьшается диффузионное сопротивление защитной оксидной пленки. Таким образом, для определения коррозионно-эрозионного износа металла труб поверхностей нагрева парогенераторов в условиях периодической очистки требуется исследование кинетики высокотемпературной коррозии.

Результаты исследования высокотемпературной коррозии котельных сталей под влиянием золы эстонских сланцев приведены в [1]. Эти исследования охватывают температурную область выше 500 °С, т.е. в основном диапазон рабочих температур металла конвективных пароперегревателей. Исследования в диапазоне рабочих температур металла радиационных поверхностей нагрева до сих пор не проводились. Эта область температур является особенно актуальной в связи с широким использованием для очистки топочных экранов воды.

Также необходимо отметить, что в последние годы происходит постоянное качественное изменение сланцев, поступающих на электростанции [2], вследствие чего изменяется и химический состав золы.

Учитывая вышесказанное было проведено лабораторное исследование кинетики высокотемпературной коррозии котельных сталей марок 20, 12Х1МФ и 12Х2МФСР в интервале температур от 350 до 550 °С под влиянием летучей золы эстонских сланцев.

Опыты проводились при температурах 350, 400, 450, 500 и 550 °С по методике, приведенной в [1] на базе времени 4000 часов, за исключением стали 12Х1МФ, где база времени при температуре 550 °С была 3000 часов.

Химический состав примененной летучей золы сланцев приведен в таблице I, где для сравнения также приведен состав сланцевой золы, примененной в опытах [1]. Зола взята из-под четвертого поля электрофильтров котла ТП-101 Эстонской ГРЭС.

Опыты проводились в среде, которая содержала в среднем CO₂ 9,4 %, H₂O 16,0 % и O₂ 3,9 %.

Глубина высокотемпературной коррозии металла обычно выражается следующим образом

$$\Delta s = A_0 \bar{\rho}_m^{-1} \tau^n, \quad (1)$$

где Δs — глубина коррозии за время τ ;
 A_0 — коэффициент, зависящий от температуры;
 $\bar{\rho}_m$ — плотность металла;
 n — показатель степени окисления.

Показатель степени окисления n характеризует развитие процесса коррозии во времени. Если с изменением температуры металла изменяется и диффузионное сопротивление оксидной пленки, то показатель степени окисления является не постоянной, а зависящей от температуры величиной.

Принимая, что $A_0 = K_0 e^{-\frac{E}{RT}}$ и $n = C + DT$, получаем выражение

$$\Delta s = \rho_m^{-1} K_0 e^{-\frac{E}{RT}} \tau^{C+DT} \quad (2)$$

или

$$\ln \Delta s = A + B T^{-1} + (C + DT) \ln \tau, \quad (3)$$

где K_0 — предэкспоненциальный множитель;
 E — кажущаяся энергия активации окисления;
 R — универсальная газовая постоянная;

T - абсолютная температура металла;
A, B, C, D - экспериментально определенные коэффициенты.

Т а б л и ц а 1
Химический состав золы, примененной при
лабораторных опытах

	SiO ₂	Fe ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	CaO	MgO	Na ₂ O	K ₂ O	Cl	SO ₃ ^{общ}
--	------------------	--------------------------------	--------------------------------	-----	-----	-------------------	------------------	----	--------------------------------

Зола при
опытах [1] 3I,8I 3,27 9,6I 39,85 4,04 0,24 5,98 0,48 8,86

Зола при
настоящих
опытах 3I,17 3,3I 9,82 3I,7I 4,34 0,38 7,54 0,65 II,03

Т а б л и ц а 2
Значения показателя степени окисления n для
различных марок сталей

Сталь	Т е м п е р а т у р а, °C				
	350	400	450	500	550
I2XIMФ	0,658	0,209	0,559	0,559	0,782
I2X2MФCP	0,6I9	0,140	0,485	0,530	0,4II
ст. 20	0,569	0,284	0,443	0,476	0,448

При аппроксимации опытных данных по выражению (3) по методу наименьших квадратов, получены следующие формулы для расчета глубины коррозии:

сталь I2XIMФ:

$$\ln \Delta s = -2,097 - 3265T^{-1} + (-0,79 + 0,182 \cdot 10^{-2}T) \ln \tau \quad (4)$$

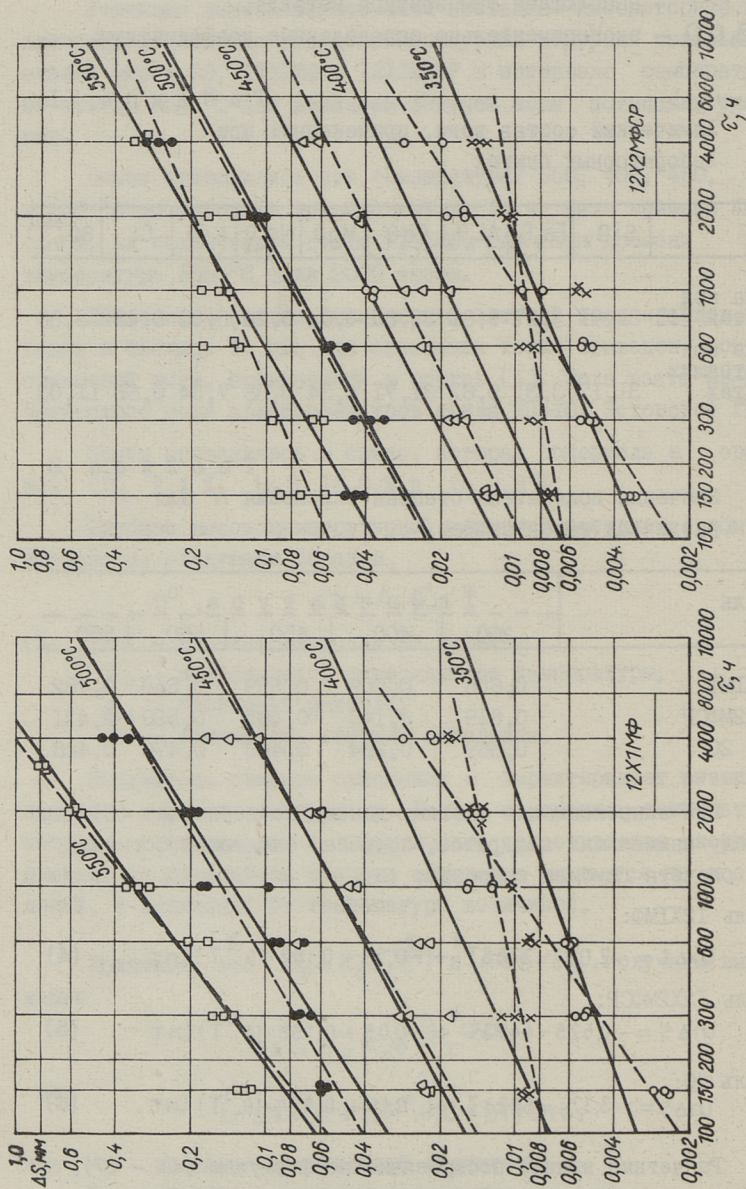
сталь I2X2MФCP:

$$\ln \Delta s = -0,525 - 4473T^{-1} + (-0,05 + 0,758 \cdot 10^{-3}T) \ln \tau \quad (5)$$

сталь 20:

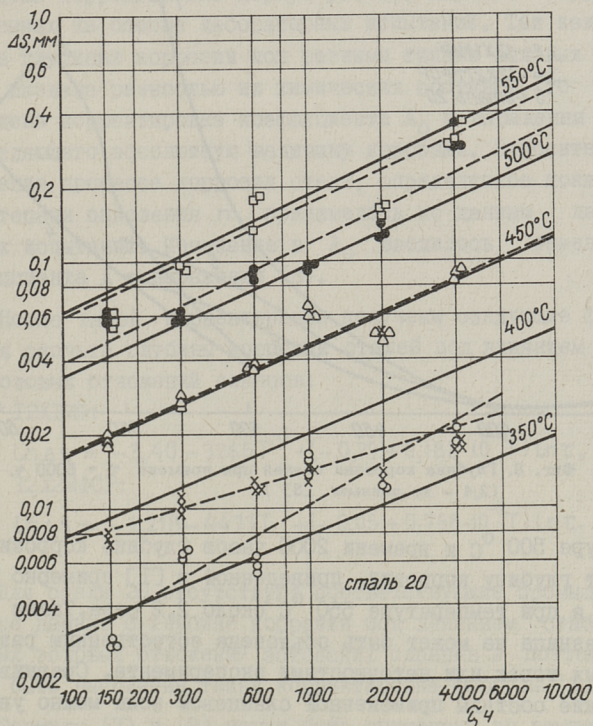
$$\ln \Delta s = 3,37 - 6823T^{-1} + (0,16 + 0,374 \cdot 10^{-3}T) \ln \tau. \quad (6)$$

Расчетные линии, построенные по формулам (4) - (7), изображены на фиг. 1 и 2 сплошными линиями. Пунктирными линиями обозначены кинетические линии для постоянных темпе-



Фиг. 1. Зависимость глубины коррозии сталей 12X1MF и 12X2MF от времени.

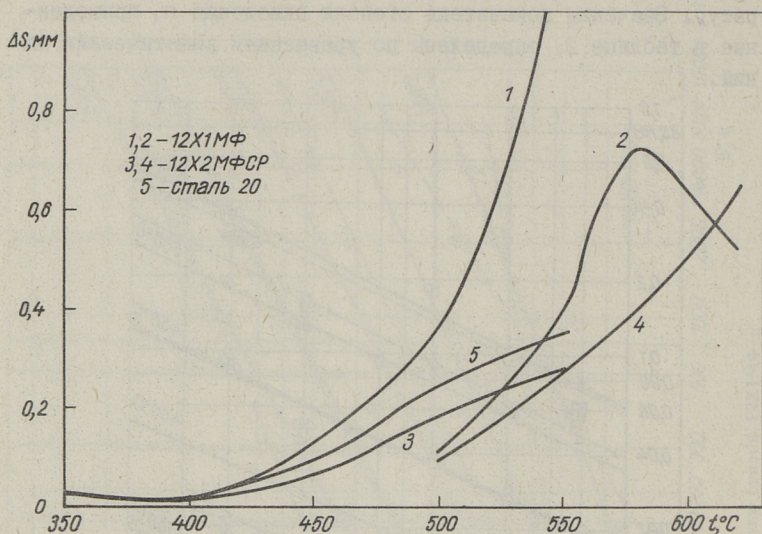
ратур. Значения показателя степени окисления n , приведенные в таблице 2, определены по уравнениям кинетических линий.



Фиг. 2. Зависимость глубины коррозии стали 20 от времени.

На фиг. 3 показана зависимость глубины коррозии разных сталей от температуры при времени $\tau = 5000$ ч. Кривые получены на основе кинетических линий. Видно, что при температурах до 500 °C стали 12Х1МФ, 12Х2МФСР и сталь 20 имеют почти одинаковую коррозионную стойкость. С повышением температуры выше 500 °C резко увеличивается глубина коррозии стали 12Х1МФ. Стали 20 и 12Х2МФСР имеют во всем исследованном диапазоне температур одинаковую коррозионную стойкость.

Сравнивая глубину коррозии стали 12Х1МФ, полученной в настоящей работе, с приведенными в [1] данными, видим, что первая при одинаковых условиях больше. Например, при тем-



Фиг. 3. Глубина коррозии сталей при времени $\tau = 5000$ ч.
(2,4 - по данным [3]).

пературе 500°C и времени 2000 часов глубина коррозии превышает глубину коррозии, приведенной в [1] примерно в 1,9 раза, а при температуре 550°C около 2,2 раза. Такая большая разница не может быть объяснена естественным разбросом опытных точек или неточностями эксперимента. Сравнивая химические составы примененной сланцевой золы можно увидеть, что зола, применяемая в настоящих опытах, содержит соединений натрия в 1,4, калия в 1,3 и хлора в 1,45 раза больше, что, очевидно, и приводит к заметному увеличению глубины коррозии.

Специальными исследованиями [3] установлено, что интенсивности высокотемпературной коррозии котельных сталей под влиянием золовых отложений разного характера (стабильные плотные и рыхлые отложения, летучая зола и т.д.) могут друг от друга намного отличаться. Обычно наибольшей коррозионной активностью обладают первоначальные золовые отложения из-за более высокого содержания коррозионно-активных компонентов. Наименьшую коррозионную активность имеют стабильные плотные отложения вследствие их объединения коррозионно-активными компонентами во времени.

Учитывая сказанное, по методике, приведенной в [4], проведена корректировка формул расчета глубины коррозии, полученных на основе лабораторных испытаний. Так как разница в глубинах коррозии под разными типами золowych отложений вызвана разностью их химических составов, то была проведена корректировка коэффициента A_0 в выражении (1), определяющего абсолютную величину коррозии. Относительное ускорение процесса коррозии стали, определенное показателем степени окисления n , принималось по данным лабораторных испытаний. Изменение в A_0 вводилось изменением коэффициента A в выражении (3).

После такой корректировки получены следующие формулы для расчета глубины коррозии сталей под влиянием плотных золowych отложений сланцев:

сталь 12Х1МФ:

$$\ln \Delta s = -3,40 - 3265 T^{-1} + (-0,79 + 0,182 \cdot 10^{-2} T) \ln \tau, \quad (7)$$

сталь 12Х2МФСР:

$$\ln \Delta s = -1,218 - 4473 T^{-1} + (-0,05 + 0,758 \cdot 10^{-3} T) \ln \tau. \quad (8)$$

Для стали 20 отсутствуют соответствующие промышленные опытные данные о глубине коррозии под влиянием стабильных плотных золowych отложений эстонских сланцев и поэтому не может быть выполнена такая корректировка формулы (6).

Формулы (7) и (8) могут быть применены до температуры металла 500 °С. При этой температуре вычисленные по формулам (7) и (8) глубины коррозии металла равняются глубинам коррозии, вычисленным по формулам, которые приведены в [3]. При температурах выше 500 °С глубина коррозии металла под влиянием стабильных золowych отложений эстонских сланцев должна быть определена по формулам, приведенным в [3], так как температурные зависимости показателя степени окисления n при температурах ниже и выше 500 °С качественно отличаются.

Л и т е р а т у р а

1. Э п и к И.П., О т с А.А., Т о м а н н Э.Л. Лабораторное исследование кинетики окисления котельных сталей в среде продуктов сгорания сланцев. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1971, серия А, № 316.

2. Н и с п у Л.М., О т с А.А., С е м е н о в А.Н. Р а ю р К.Э. О нестабильности качества сланца на электростанциях. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1977, № 416, с. 25-34.

3. О т с А.А. Процессы в парогенераторах при сжигании сланцев и канско-ачинских углей. М., Энергия, 1977. 312 с.

4. РТМ 108.030.116-78 Методика определения коррозионной стойкости котельных сталей при высокой температуре.

A. Ots, E. Tomann, R. Touart

Corrosion of Boiler Steels in the Combustion Products of Oil-Shale

Summary

In this paper the results of the laboratory investigations of high-temperature corrosion resistance of the boiler steels 20, 12XIMФ, 12X2MФCP in the combustion products of oil-shale are presented. The tests were carried out at temperatures in the range of 350...550 °C during 4000 hours. The formulas of calculating the loss of wall thickness are given.

О МЕТОДИКЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ТЕМПЕРАТУРНОГО РЕЖИМА
ТРУБ ПОВЕРХНОСТЕЙ НАГРЕВА ПАРОГЕНЕРАТОРОВ ПРИ
ИХ ВОДЯНОЙ ОЧИСТКЕ

В последние годы постоянно увеличивается применение в качестве энергетического топлива низкосортных твердых топлив со сложным составом минеральной части. Сжигание таких топлив в топках парогенераторов сопровождается интенсивным образованием золошлаковых отложений на поверхностях нагрева. Загрязнение может достигать таких величин, что гарантировать безостановочную работу парогенератора только конструктивными решениями и лучшей организацией топочного процесса становится невозможным. Также может применение традиционных методов очистки поверхностей нагрева оказаться малоэффективным. Самым эффективным методом очистки поверхностей нагрева парогенераторов в таких условиях оказался метод водяной обмывки.

Опыт применения водяной очистки поверхностей нагрева показал, что в определенных условиях в металле труб могут образоваться термоусталостные трещины [1, 2]. Для определения критерия и режимов применения водяной обмывки поверхностей нагрева парогенераторов с точки зрения образования и развития термоусталостных трещин требуется тщательное исследование температурного и напряженного состояния металла труб в циклах очистки. От глубины охлаждения металла во время водяной очистки, по-видимому, зависит и степень разрушения оксидной пленки, которая, как известно, является параметром, определяющим интенсивность коррозионного износа труб.

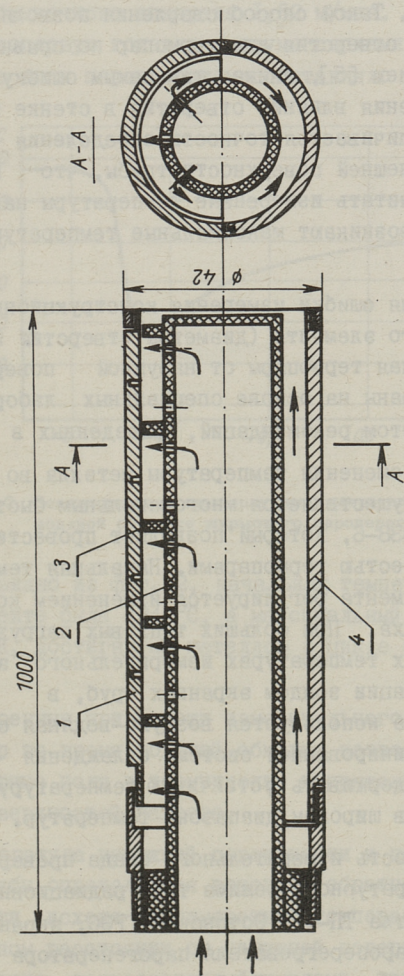
Для исследования температурных полей в стенках труб поверхностей нагрева в циклах очистки обычно применяются

стационарные измерительные вставки, которые устанавливаются стационарно в котел [3, 4 и др.]. Однако такой метод исследования имеет определенные недостатки, главные из которых следующие: а) требуется большое количество измерительных вставок для охвата всего района работы обмывочных аппаратов; б) сложность конструкции измерительных вставок и вывода термопар через обмуровку котла; в) невозможность замены сторовивших термопар; г) трудность применения малоинерционных тонких термопар; д) неопределенность степени загрязнения наружной поверхности измерительных вставок, что затрудняет интерпретацию полученных результатов; е) невозможность оперативного проведения измерений на разных парогенераторах. Недостаток, приведенный последним, является основным, так как подготовка измерений со стационарными измерительными вставками требует большого количества подготовительных работ и остановки котла, что не всегда допустимо для установления вставок.

Учитывая вышеприведенные недостатки стационарных измерительных вставок в ТПИ был разработан измерительный зонд для исследования температурного режима металла труб в циклах водяной очистки поверхностей нагрева.

Измерительный зонд состоит из двух основных частей — держателя и измерительной части. В зависимости от задачи исследования держатель может быть выполнен прямым или Г-образным. Для исследования температурного режима труб настенных экранов поверхностей нагрева используется Г-образный держатель, а для конвективных поверхностей нагрева прямой держатель.

Измерительная часть, приведенная на фиг. 1, состоит из сменного измерительного элемента 1, охлаждающей трубы 2 и корпуса 4. Для исключения продольного течения охлаждающего воздуха вдоль измерительного элемента и тем самым для получения более равномерного распределения температуры измерительного элемента воздухоподводящая охлаждающая труба снабжена перегородками 3. Перегородки расположены только на этой половине окружности охлаждающей трубы, которая обращена к измерительному элементу. Отвод воздуха происходит по полукольцевому каналу, который



Фиг. 1. Измерительный участок зонта.

образуется на тыльной стороне измерительной части. Сменный измерительный элемент снабжен термопарами для измерения температуры металла на определенном расстоянии от поверхности. Отверстия для термопар сверлятся перпендикулярно к поверхности трубы. Такой способ сверления позволяет получить более тонкие отверстия для термопар по сравнению с наклонным сверлением [5], снижая тем самым ошибку измерения ввиду уменьшения влияния отверстия в стенке трубы. Также намного увеличивается точность определения расстояния термопар от внешней поверхности трубы, что позволяет более четко пересчитать измеренные температуры на поверхность трубы, где возникают максимальные температурные напряжения.

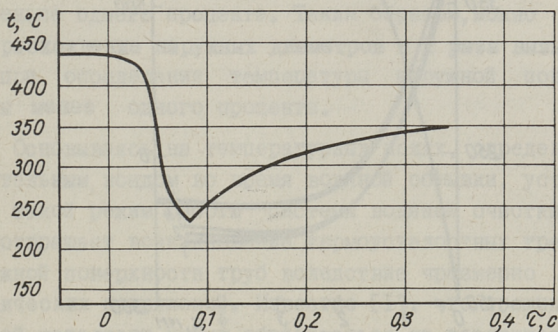
Для уменьшения ошибки измерения конструкционные размеры измерительного элемента (диаметры отверстий и термопар, расстояние спая термопары от наружной поверхности трубы и т.д.) выбраны на основе специальных лабораторных исследований с учетом рекомендаций, приведенных в [6].

Регистрация изменения температуры металла во время водяной обмывки осуществляется многоканальным быстродействующим прибором ИЗЗБ-6, который позволяет провести одновременное измерение шестью термопарами. Начальная температура измерительного элемента регулируется изменением количества охлаждающего воздуха. При больших тепловых нагрузках и относительно низких температурах измерительного элемента, например, при имитации зондом экранных труб, в качестве охлаждающего агента используется воздушно-водяная смесь. Применение такой комбинированной системы охлаждения позволяет регулировать и поддерживать устойчивую температуру измерительного элемента в широком диапазоне температур.

Работоспособность измерительного зонда проверена при исследовании температурного режима труб радиационного пароперегревателя котла ТП-101 Эстонской ГРЭС, экранных труб и труб ширмового пароперегревателя парогенератора ПК-38, экранных труб парогенератора П-49 Назаровской ГРЭС.

На фиг. 2 представлена типичная осциллограмма изменения температуры измерительного зонда при водяной обмывке ширмового пароперегревателя котла ПК-38 № 1А Назаровской

ГРЭС. Измерение проведено прямым зондом на расстоянии 1,45 м от оси правостороннего обмывочного аппарата ОГ. При этом зонд был установлен над обмывочным аппаратом параллельно с его осью. Измерение проведено при скорости вращения сопловой головки 8 об/мин со скоростью линейного перемещения обмывочного аппарата 1,52 м/мин. Обмывочный аппарат имел сопловую головку с двумя соплами диаметром 10 мм, а давление воды перед соплами составляло 1,2 МПа.



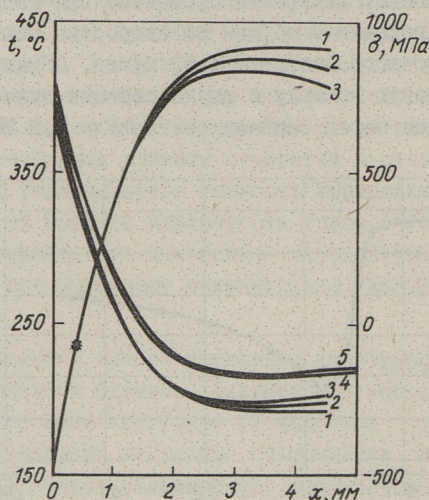
Фиг. 2. Осциллограмма температуры измерительного зонда при водяной обмывке ширмового пароперегревателя.

Как видно из фиг. 2, начальная температура измерительного элемента была $434^{\circ}C$, а максимальный перепад температуры 197 К, достигнутый металлом в цикле очистки за 0,08 секунды.

Измеренные при помощи измерительного зонда изменения температур во время водяной обмывки позволяют определить температурные поля и термические напряжения, возникающие в трубах поверхностей нагрева.

Температура наружной поверхности и поля температур в стенке трубы определяются решением обратной задачи теплопроводности, исходя из измеренной температуры на заранее определенном расстоянии от наружной поверхности трубы. При расчете можно пользоваться формулами, приведенными в [7] или [8]. Решением обратной задачи определяется коэффициент теплоотдачи между фронтом обмывочной струи и поверхностью трубы. При известном значении коэффициента теплоотдачи меж-

ду фронтом обмывочной струи и поверхностью трубы нетрудно восстановить полное температурное поле в стенке трубы для заданного момента времени.



Фиг. 3. Температура и напряжения в стенке трубы в цикле водяной обмывки при времени контакта $\tau_c = 0,08$ с (1 - 0 кВт/м²; 2 - 100 кВт/м²; 3 - 200 кВт/м²; труба $\varnothing 42 \times 4,5$ мм; 4 - труба $\varnothing 32 \times 6$ мм; 5 - труба $\varnothing 60 \times 6$ мм; $q = 100$ кВт/м². * = опытная точка).

По показанию одной термопары невозможно определить тепловой поток, проходящий через стенку трубы в стационарном режиме. Для выяснения влияния первоначального распределения температуры в стенке трубы результаты измерения, представленные на фиг. 2, обработаны при нескольких произвольно заданных тепловых потоках через стенку трубы. Полученные нами данные были обработаны при тепловых потоках 0, 100 и 200 кВт/м². Таким значениям тепловых потоков соответствуют перепады температуры в стенке трубы $\varnothing 42 \times 4,5$ мм из стали 12Х1МФ соответственно 0, 10,7 и 21,5 К. Как видно из представленных на фиг. 3 результатов расчета, влияние первоначального распределения температуры является несущественным.

Исходя из конструктивных соображений зонд выполнен из трубы размерами $\varnothing 42 \times 4,5$ мм. Чтобы выявить, с какой точно-

стью можно перенести результаты измерений на трубы поверхностей нагрева с другими размерами, эти же результаты измерения обработаны при разных размерах трубы. На фиг. 3 приведены результаты расчета для труб размерами $\varnothing 42 \times 4,5$, 32×6 и 60×6 мм. Значения коэффициентов теплоотдачи на наружной поверхности труб диаметрами 60 и 32 мм, определенные решением обратной задачи, отличаются меньше двух процентов, а температуры наружной поверхности меньше одного процента. Таким образом, можно сказать, что расхождение наружных диаметров в 2 раза вызывает ошибку при определении температуры наружной поверхности трубы менее одного процента.

Основываясь на температурных полях, определенных измерительным зондом во время водяной обмывки, устанавливается такой режим работы системы водяной очистки, который предотвращает возникновение термоусталостных трещин на наружной поверхности труб вследствие чрезмерно больших термических напряжений. Известно [1], что трещины термической усталости могут образоваться на поверхности металла в условиях, когда многократно повторяются термические напряжения, превышающие двукратный предел текучести металла $\sigma_{0,2}$ при заданной рабочей температуре.

На основе получаемых по приведенной методике температурных полей вычисляются термические напряжения, которые возникают к стенке трубы во время водяной обмывки. Учитывая, что радиальные термические напряжения σ_r малы по сравнению с аксиальными и окружными, и то, что последние мало отличаются друг от друга, а на поверхности труб совпадают, то термические напряжения вычисляются как аксиальные по следующей формуле:

$$\sigma_z = \frac{\beta E}{1-\mu} \left[\Delta t(r, \tau) - \frac{2}{r_2^2 - r_1^2} \int_{r_1}^{r_2} r \Delta t(r, \tau) dr \right],$$

где β — коэффициент линейного расширения металла;

E — модуль упругости металла;

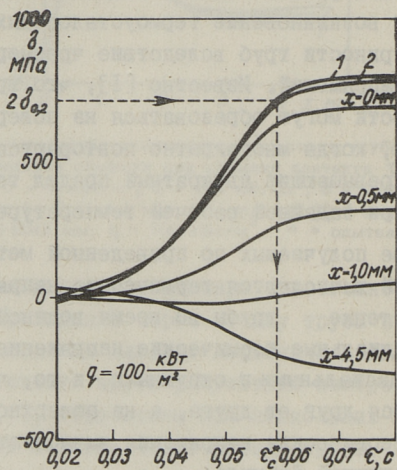
μ — коэффициент Пуассона;

$\Delta t(r, \tau)$ — перепад температуры металла на радиусе r в момент времени τ ;

r_2 и r_1 — соответственно наружный и внутренний радиус трубы.

На фиг. 3 представлены термические напряжения, рассчитанные по приведенной формуле. Расчеты выполнены на основе температурных кривых, приведенных на этой же фигуре, для труб размерами ϕ 42x4,5, 32x6 и 60x6 мм. Как видно из фигуры, при разных размерах труб возникают термические напряжения разной величины – на наружной поверхности труб ϕ 42x4,5 и 60x6 мм термические напряжения отличаются на 17 %.

На этой же фигуре приведены напряжения, которые возникают в стенке трубы ϕ 42x4,5 мм при разных первоначальных распределениях температуры. При тепловых потоках 0 и 200 кВт/м² термические напряжения составляют соответственно 70,1 и 67,1 кгс/мм², т.е. отличаются на 4,5 %. Видно, что учет теплового потока через стенку трубы повышает консерватизм расчета.



Фиг. 4. Изменение термических напряжений во времени в стенке трубы ϕ 42x4,5 мм (1 – труба ϕ 60x6 мм; 2 – труба ϕ 32x6 мм; x – расстояние от наружной поверхности трубы).

Представляя эти результаты расчета в координатах σ - t , нетрудно определить максимальное допустимое время контакта водяной обмывочной струи с поверхностью трубы t_c^* .

Из фиг. 4 видно, что максимальные допустимые времена контакта при разных размерах труб получаются разными.

На основе приведенного анализа можно сделать следующий вывод: при определении температурных полей в стенках труб поверхностей нагрева в циклах водяной обмывки нет необходимости в том, чтобы учитывать разность размеров труб и зонда, а при определении возникающих во время водяной очистки термических напряжений расчеты следует выполнить с истинными размерами труб поверхностей нагрева. Неучет теплового потока через стенку трубы повышает консерватизм расчета некоторым увеличением значения термических напряжений.

Учитывая вышеизложенное, можно сказать, что применение зонда приведенной конструкции обеспечивает достаточно точное восстановление температурного режима и термических напряжений труб поверхностей нагрева при их водяной очистке, и тем самым позволяет за короткое время установить правильный режим работы водяных обмывочных аппаратов.

Л и т е р а т у р а

1. О т с А.А., А н с о н П.И., Т а л л е р м о Х.И. Термические усталостные трещины на поверхности труб нагрева парогенераторов при их водяной очистке. — Тр. Таллинского политех. ин-та, 1973, № 458, с. 47-57.

2. N e w t o n, J.D. Thermal fatigue and the on-load water jet cleaning of superheaters. — IIW Public Sess. and Metals Technol. Conf. Sydney, 1976, pp. 2.4/1-2.4/17.

3. В а с и л ь е в В.В., Г а в р и л о в А.Ф., Ш н а й д е р В.К. Исследование водяной очистки топочных экранов на котле энергоблока 500 МВт при сжигании назаровского угля. — Электрические станции, 1977, № 7, с.28-32.

4. Г у з е н к о С.И., В а с и л ь е в В.В. и др. Шлакование и исследование обдувки топочных экранов котлов П-59 при сжигании подмосковного угля. — Электрические станции, 1978, № 3, с. 18-21.

5. К и р с а н о в А.А., М а р к о в Б.Л. и др. Термовставка для измерения температуры экранных труб и теплового потока на их поверхности. — Теплоэнергетика, 1973, № 9, с. 75-76.

6. Chen Ching Jen, Peter Li. Theoretical error analysis of temperature measurement by an embedded thermocouple. - Letters in Heat and Mass Transfer, 1974, vol. 1, N 2, pp. 171-180.

7. Васильев В.В., Гаврилов А.Ф.
О температурном режиме труб при водяной очистке поверхностей нагрева. - Теплоэнергетика, 1977, № 3, с. 42-44.

8. Отс А.А., Ансон П.И., Соодла У.В.,
Таллермо Х.И. Приближенный метод расчета полей температур и термических напряжений в стенке труб при резком охлаждении. Известия АН ЭССР, т. 29, физ.-мат., 1980, № I, с. 27-38.

A. Ots, R. Touart, T. Suurkuusk

A Method of Investigation of Temperature Distribution
of Boiler Heating Surfaces Tubes During On-Load Water
Jet Cleaning

Summary

In this paper the problems of research of temperature distribution in the boiler heat exchange surfaces tubes during water jet cleaning are presented. The construction of special probe for the determination of the temperature drop in the tube wall during water jet cleaning is given.

УДК 621.187.322:620.191.33

Х.И. Таллермо. Р.Э. Рандманн,
О.Э. МяэколаИССЛЕДОВАНИЕ СОСТОЯНИЯ ВНЕШНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ
ЭКРАННЫХ ТРУБ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ ПРИ ИХ
ВОДЯНОЙ ОЧИСТКЕ

Вопросы образования и распространения термоусталостных трещин на поверхности труб в условиях их водяной очистки являются до настоящего времени спорными. Некоторые исследователи считают, что интенсивность распространения трещин уменьшается с увеличением количества теплосмен, а другие — что интенсивность пропорциональна количеству теплосмен. В данной статье приводятся результаты испытания опытных труб в экране СРЧ котла П-49 Назаровской ГРЭС в условиях водяной очистки.

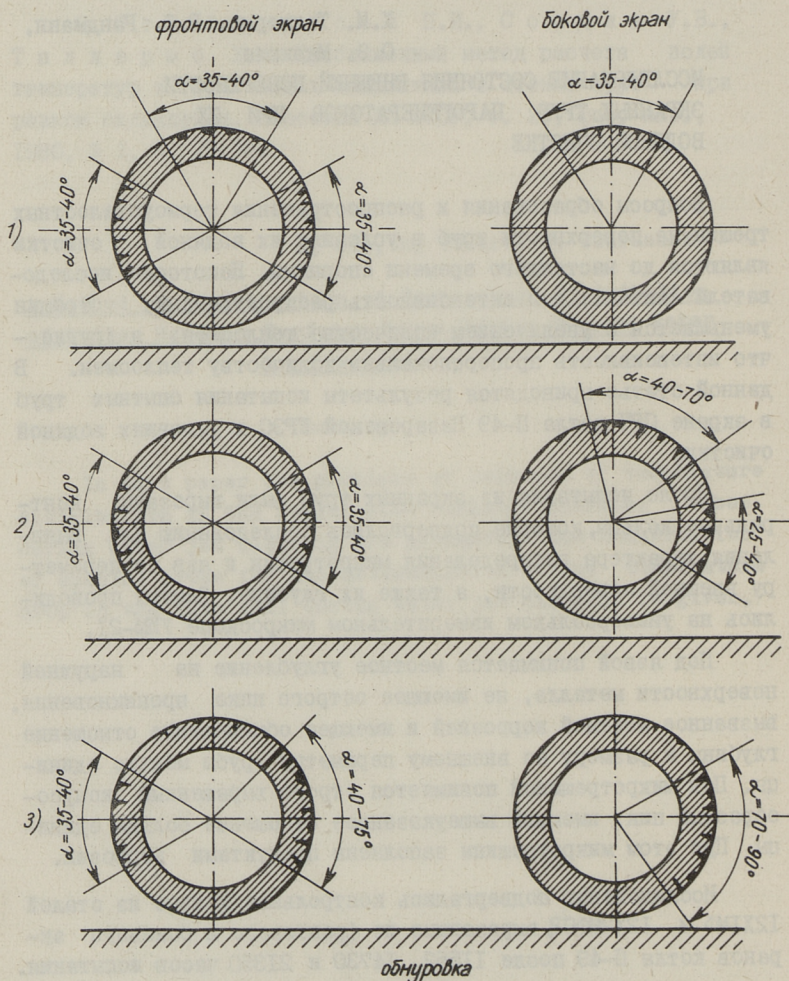
После испытания из экранных труб были вырезаны контрольные кольца, которые подвергались обследованию для выявления характера распределения микротрещин и язв по периметру внешней поверхности, а также их глубины. Замеры проводились на универсальном измерительном микроскопе УИМ-21.

Под язвой понимается местное углубление на наружной поверхности металла, не имеющее острого пика проникновения, вызванное местной коррозией и имеющее обыкновенно отношение глубины к размеру по внешнему периметру трубы меньше единицы. Под микротрещиной понимается строго выраженный конусообразный пик, имеющий вышеуказанное отношение больше единицы. При этом микротрещины заполнены продуктами коррозии.

Исследованию подвергались контрольные кольца из сталей 12Х1МФ и 12Х2МФСР, вырезанные из фронтного и бокового экранов котла П-49 после 11552, 14730 и 21350 часов испытания.

Учитывая транскристаллитный характер проникновения микротрещин в глубь металла, можно сказать, что в условиях во-

дно́й обмывки образующиеся микротрещины имеют термоустойчивый характер. Увеличение геометрического размера трещин по ширине является результатом последующего коррозионного процесса. Результаты исследования характера распределения микротрещин и язв по периметру образцов приведены на фиг. 1, а глубина их в таблице 1.



Фиг. 1. Характер распределения микротрещин и язв на наружной поверхности экранных труб: 1 - $\tau = 11552$ ч; 2 - $\tau = 14730$ ч; 3 - $\tau = 21350$ ч.

Т а б л и ц а I

Глубина микротрещин и язв на экранных трубах СРЧ парогенератора П-49 (корпус Б)

Число часов работы	Количество обмылок	Количество теплообмен ^x	Наименование экранов	Марка стали, трубы, мм	Размер трещин, мм	Глубина микро- трещин, мм	Глубина язв, мм
I	2	3	4	5	6	7	7
$\tau = 11552$	$m = 1332$	$z = 2394$	фронтной боковой	I2X1MФ	Ø 32x5	0,05-0,26	0, I-0,2 практически отсутствуют
				I2X1MФ	Ø 32x6	0,05-0,25	
$\tau = 14730$	$m = 1228$	$z = 2456$	фронтной боковой	I2X2MФCP	Ø 32x6	0,05-0,23	"-
				I2X1MФ	Ø 32x5	0,03-0,40	
				I2X1MФ	Ø 32x6	0,03-0,36	
				I2X2MФCP	Ø 32x6	0,03-0,33	
$\tau = 21350$	$m = 1779$	$z = 3558$	фронтной боковой	I2X1MФ	Ø 32x5	0,03-0,33	0,04-0,25 0,04-0,26 0,04-0,21
				I2X1MФ	Ø 32x6	0,03-0,35	
				I2X2MФCP	Ø 32x6	0,03-0,35	

^x Количество теплообмен определено по данным измерения В.В. Васильева [1].

После 11552 часов испытания на поверхности труб фронтального экрана на лобовой стороне (со стороны действия обмывочной струи) по длине окружности в промежутке углов $\alpha = 35-40^\circ$ (фиг. I) имеются только язвы с максимальной глубиной до 0,2 мм. Микротрещины обнаружены на боковых образующих по длине окружности под углами $\alpha = 35-40^\circ$ и максимальная их глубина доходит до 0,26 мм.

На трубах бокового экрана обнаружены только микротрещины, которые располагаются на лобовой части и максимальная их глубина составляет 0,25 мм. Остальным частям труб бокового экрана характерны только одиночные коррозионные язвы незначительной глубины, составляющей 0,04 - 0,05 мм.

После 14730 часов испытания на внешней поверхности труб фронтального экрана на лобовой стороне по длине окружности труб имеются только одиночные язвы и трещины незначительной глубины. На боковых образующих под определенным углом (см. фиг. I) расположены микротрещины и язвы с максимальной глубиной, доходящей соответственно до 0,4 и 0,18 мм. На трубах бокового экрана трещины и язвы расположены на лобовой стороне и на правой части (если смотреть со стороны обмуровки) внешней поверхности трубы и максимальная их глубина составляет соответственно 0,36 и 0,31 мм. На остальных частях труб находятся только одиночные язвы и трещины незначительной глубины.

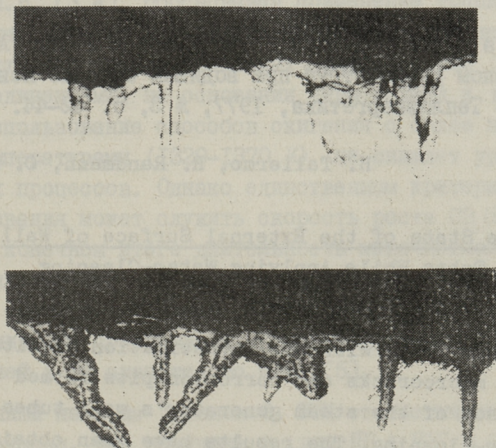
Результаты испытания образцов после 21350 часов работы показывают, что характер распределения микротрещин и язв на внешней поверхности фронтального экрана практически такой же, как и после 14730 часов испытания. Лишь углы расположения их на правой стороне внешней поверхности трубы немного больше. Максимальная глубина микротрещин составляет 0,33 мм и язв 0,25 мм. На лобовой части образцов были обнаружены язвы и микротрещины незначительной глубины (0,03-0,06 мм).

На образцах бокового экрана основные трещины и язвы находятся на правой боковой образующей. Максимальная глубина трещин и язв составляет соответственно 0,35 и 0,21 мм.

Измерениями было также установлено, что на наружной поверхности труб всех трех серий испытаний образуется сетка трещин с шагом 0,1-0,3 мм.

Расположение основных микротрещин на трубах фронтального экрана только на боковых образующих объясняется на наш взгляд образованием натрубных золовых отложений с максимальной толщиной только на лобовой части. Вследствие этого во время водяной обмывки на лобовой части трубы резкие охлаждения металла значительно ниже по сравнению с боковой частью, которая покрыта отложениями незначительной толщины и практически они не препятствуют прямому попаданию воды на металл трубы. Это обстоятельство приводит к образованию более высоких дополнительных термических напряжений, и следовательно, появлению термоусталостных трещин значительной глубины.

Трубы правого бокового экрана омываются правым аппаратом заднего экрана котла. Вследствие этого трубы бокового экрана омываются водой под некоторым углом (косое омывание) и струя воды не падает на левую сторону образца и не вызывает там дополнительных термических напряжений. Поэтому трещины и язвы на трубах бокового экрана расположены на лобовой и правой части их внешней поверхности.



Фиг. 2. Состояние внешней поверхности трубы бокового экрана из стали 12Х2МФСР после $\tau = 14730$ часов испытания при температуре стенки металла $t_{ст} = 437^{\circ}\text{C}$:
а) поперечное сечение; б) продольное сечение ($\times 100$).

На основе металлографических исследований поперечных и продольных шлифов было также выяснено, что на наружной поверхности труб образуется сетка трещин с шагом около 0,1-0,3 мм. Максимальная глубина трещин и язв на образцах всех трех серий испытаний практически совпадает с вышеуказанными величинами. На фиг. 2 показаны микротрещины и язвы, обнаруженные в поперечном и продольном сечениях микрошлифа, изготовленного из образца трубы бокового экрана из стали 12Х2МФСР после $\tau = 14730$ часов испытания при температуре стенки металла $t_{ст} = 437^\circ\text{C}$.

Продольные шлифы, выполненные по зонам расположения микротрещин и язв, новых дополнительных дефектов не выявили.

На основе данного исследования можно сказать, что интенсивность распространения микротрещин не пропорциональна количеству теплосмен.

Л и т е р а т у р а

И. Васильев В.В., Гаврилов А.Ф. О температурном режиме труб при водяной очистке поверхностей нагрева. - Теплоэнергетика, 1977, № 3, с. 42-44.

H. Tallermo, R. Randmann, O. Mäeküla

The State of the External Surface of Wall Tubes While Applying Water-Cleaning

Summary

The paper deals with the investigation results concerning fatigue microcracks and corrosion pits formed on the external surface of the steam generator's wall tubes, while applying water-cleaning. The results have been obtained at the Nazarovo Power Plant. The nature of the distribution of microcracks and corrosion pits around the tube perimeter is shown, as well as the maximum depth of microcracks and corrosion pits. It has been established that the intensity in the distribution of microcracks is not proportional to the quantity of heat change.

С.Ю. Белов, Ю.А. Рундыгин,
Г.В. Хренов, А.В. Прикк

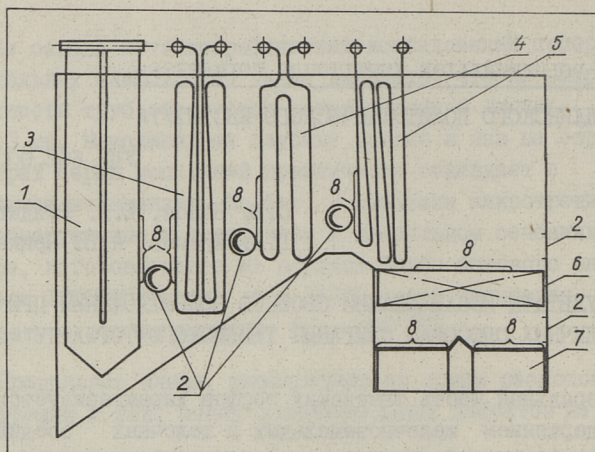
РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ СВОЙСТВ ЗОЛОТЛОЖЕНИЙ ПРИ
РАЗЛИЧНЫХ СПОСОБАХ СЖИГАНИЯ ТЮМЕНСКОГО ТОРФА

Минеральная часть тюменских торфов характеризуется высоким содержанием щелочноземельных и щелочных соединений ($\text{CaO} + \text{MgO} = 20-48$; $\text{Na}_2\text{O} + \text{K}_2\text{O} = 1-4\%$ [1]), что приводит к интенсивному загрязнению поверхностей нагрева (ПН) парогенераторов (ПГ). Эта проблема привлекла к себе внимание многих исследователей, а наибольший объем работ выполнен БелЭНИИ и МЭИ [1-4 и др.].

Деев Л.В. [3,4], обосновывая применение топок с горелками МЭИ для сжигания фрезерного торфа, базировался на известном факте обогащения связанных золотложений (СЗ) щелочными соединениями, на основании чего пришел к выводу о том, что использование способов сжигания с более низкими топочными температурами (1320-1370 К) не снижает уровня сублимационных процессов. Однако единственным критерием для такого обоснования может служить скорость роста СЗ ($\bar{m}$), определяющая в конечном итоге длительность межочистной кампании (τ_m). В частности, при низкотемпературном вихревом сжигании (НВС) сланцев в ПГ типа БКЗ-75-39 Фсл значение $\bar{m}$ существенно ниже по сравнению с прямоточным факелом, а содержание щелочей в СЗ значительно выше [5].

Собранный нами на Тюменской ТЭЦ статистический материал также показал, что величина τ_m для ПГ с НВС в 2 раза выше (2300 против 1000-1200 ч для агрегатов других типов) поэтому представляло интерес выявить зависимость свойств СЗ от вида топочного устройства. Ниже излагаются результаты соответствующих исследований.

^x Значения приведены к нагрузке 105 МДж/с (41,7 кг/с)



Фиг. 1. Схема расположения ПН и места отбора проб: 1 – ширмы, 2 – лаз, 3 – пароперегреватель (ПП) III ступени (ПП-III), 4 – ПП IУ ступени, 5 – ПП I ступени (ПП-I), 6 – водяной экономайзер II ступени (ВЭ-II), 7 – воздухоподогреватель II ступени (ВП-II), 8 – места отбора проб.

На Тименской ТЭЦ установлены ПП типа БКЗ-210-140ф, номинальная производительность которого составляет 58 кг/с, параметры перегретого пара – 14 МПа, 818 К, питательной воды – 503 К, теплонапряжение топочного объема и сечения соответственно – 165 кВт/м³ и 2,6 МВт/м². Схема расположения ПН дана на фиг. 1. На агрегате станционный (ст) № 13 смонтирована схема БелЭНИН с мелшими вентиляторами и рециркуляцией газов, на ПП ст. № 12 – топочное устройство для НВС фрезерного торфа. Остальные ПП станции имеют шахтно-мельничную топку с горелками МЭИ (плоско-параллельные струи). Первая очередь ТЭЦ (ст. № 1-6) сжигает богословский уголь, ПП ст. № 12, 13 – местный торф, ПП ст. № 7-11 чаще всего работают на смеси, используя как торф, так и богословский уголь примерно в равной степени. В таблице I представлены температурные условия при различных способах сжигания тименского торфа по данным сопоставительных испытаний Уральского отделения Союзтехэнерго при нагрузке 48 – 52 кг/с.

Пробы СЗ отбирались во время остановов ПП (см. фиг. 1). При осмотре ПН определялись размеры СЗ с эскизированием форм, фиксацией количества цветных слоев и др. Каждому

осмотру сопутствовало изучение основных параметров предшествующей кампании с момента пуска после последней очистки ПН, таких как: длительность, средняя нагрузка, число часов работы на мазуте, угле или смеси. Всего было проведено 10 таких обследований ПН ст. № 10, 11, 12, 13.

Т а б л и ц а I
Характеристика способов сжигания

ПН, ст. №	Температуры		Дисперсный состав топлива, подаваемого в топку ^x	
	максимальная в ядре горения, К	на выходе из точки, К	показатель однородности	медианный диаметр, мкм
10	1520	1300	—	—
12	1400	1280	0,43	250
13	1450	1350	0,67	110

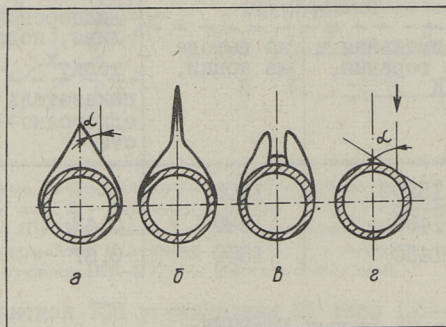
^x рассчитано по данным БелЭНИИ

Химическому анализу было подвергнуто 65 проб, рентгенофазовому — 34. Исследовались в основном свойства лобовых СЗ, поскольку тыльные отложения стабилизируются в своем росте и не вызывают роста аэродинамического сопротивления ПН.

Осмотры ПН показали наличие типичных сульфатных СЗ высотой до 30–50 мм с четкой ориентацией образующих. В конце кампании, когда из-за роста аэродинамического сопротивления ограничивалась нагрузка, возникали бесформенные образования, обладающие высокой скоростью роста, особенно на фронте ПН-Ш. При осмотре ПН-Ш остановленного на очистку ПН можно было наблюдать со стороны точки сплошную "стену" СЗ с оставшимися кое-где небольшими отверстиями для прохода газа. Такая же картина обнаружена при осмотре фронта "горячей" ступени пароперегревателя ПН типа ПК-10ш при сжигании ирша-бородинского угля на Красноярской ТЭЦ-1.

Угол α_0 (фиг. 2,а) для ВЗ-П и ПН-1 был обычно равен 38–44°, причем с повышением скорости газов значения α_0 падали. СЗ в ПН ст. № 12 были в этой зоне более остроугольными ($\alpha_0 = 25–33^\circ$). Только СЗ 2-го ряда труб име-

ли описанное И.Р.Микком [6] пластинчатое завершение гребня в центральной части с углом $\alpha_0 = 10-15^\circ$ и высотой 15-25 мм (фиг. 2,б). Гребень I-го ряда труб, напротив, всегда легко разламывался в центральной лобовой зоне, на что было указано также В.И. Барышевым [2], а иногда состоял как бы из двух несомкнувшихся боковых гребней (фиг. 2,в). Встречались пластинчатые образования, расположенные на теле основного гребня перпендикулярно оси трубы.



Фиг. 2. Эскизы СЗ и пояснение углов α и α_0 .

Цветовых слоев обычно было 4: пристенный беложелтоватый толщиной до 1 мм (более ярко выражен для ПГ ст. № 10, II), над которым расположен кирпичного цвета слой (до 5 мм); основную часть гребня в конце кампании составлял слой серого цвета (по мере роста СЗ он в основном и увеличивался), отсутствующий на ВЭ-II и покрытый тонкой бурой корочкой. Плотность СЗ составляла 2700-2900 кг/м³, объемная масса - 1000 - 2300 кг/м³, пористость - 30-80 %, причем наибольшей объемной массой обладали более прочные СЗ с ПГ ст. № 10, II, что связано с более высокой концентрацией твердой взвеси в газах ввиду сжигания высокосольного богословского угля. У торфяных ПГ большую объемную массу имели СЗ с ВЭ-II и ПГ-I, причем СЗ 2-го ряда ВЭ-II были гораздо прочнее СЗ с I-го ряда труб. В СЗ по сравнению с уносом уменьшается содержание SiO_2 (степень обогащения^х в среднем $k_{\text{ср}} = 0,5-0,6$)

^х Под степенью обогащения понимается отношение содержания данного химического компонента в отложении к содержанию того же компонента в уносе (в пересчете на бессульфатную и прокаленную массу).

и увеличивается содержание $\text{Na}_2\text{O}/k_{\text{ср}} = 3,0-3,5$ и $\text{K}_2\text{O}/k_{\text{ср}} = 8,0-8,3$, причем для III ст. № 12 величина $k_{\text{ср}}$ для K_2O выше и равна 10,0, что характерно и для III с НВС сланца [5]. Средний химический состав золы уноса при сжигании торфа следующий: $\text{SiO}_2 = 36$, $\text{CaO} = 31$, $\text{MgO} = 8$, $\text{Fe}_2\text{O}_3 = 7$, $\text{Al}_2\text{O}_3 = 7$, $\text{P}_2\text{O}_5 = 3$, $\text{Na}_2\text{O} = 1,6$, $\text{K}_2\text{O} = 1,2$, $\text{SO}_3 = 5,2\%$. Так как $k_{\text{ср}}$ для P_2O_5 мало отличается от 1, а из таблицы 2 видно, что в отличие от щелочей подслоя не обогащается P_2O_5 , то нет оснований вслед за Л.З. Деевым [3] считать значительным влияние фосфатов на скорость роста СЗ; кроме того, содержание P_2O_5 не увеличивается в зонах повышенного износа (таблица 3). Средний химический состав СЗ пароперегревателя приведен в таблице 2, где

$$A_{\text{SO}_3} = \text{K}_2\text{O} + \text{Na}_2\text{O} + \text{CaO} + \text{MgO},$$

$$a \quad K_{\text{SO}_3} = \frac{\text{SO}_3^0}{1,428\text{CaO} + 1,986\text{MgO} + 0,85\text{K}_2\text{O} + 1,292\text{Na}_2\text{O}},$$

где SO_3^0 — действительное содержание SO_3 в пробе.

Содержание TiO_2 составляет всего 0,05–0,70 %, $\text{MnO} = 0,37-1,29\%$, $\text{FeO} = 0,38-0,94\%$ и поэтому в таблице 2 не указывается. Пробы гребней с ВЭ-II III ст. № 10, II имеют химсостав, близкий к химсоставу проб пристенного слоя в таблице 2, лишь Fe_2O_3 несколько ниже 6,59–8,32 %, а в подслое выше содержание щелочей ($\text{K}_2\text{O} = 22,28$; $\text{Na}_2\text{O} = 14,52\%$).

Для торфяных III СЗ с ВЭ-II и топочных экранов в сравнении с данными таблицы 2 имеют больше K_2O (12,5–17,4), а с верхней трубной доски ВП-II — меньше SiO_2 (9,9–12,8), выше содержание Fe_2O_3 (12,8–14,8) и K_2O , причем для III ст. № 12 в 2 раза больше, чем для III ст. № 13 (таблица 3). Отличие в химсоставе проб подслоя и гребня наиболее ярко выражено для III ст. № 10, II, а K_{SO_3} для них существенно выше; для подслоя даже больше 1, что указывает на возможность образования сульфатов железа и алюминия. Можно отметить повышенное содержание в пристенном слое соединений щелочных металлов, особенно калия. Таким образом, данными [4] и нашими не подтверждается гипотеза авторов статьи [2] о различии природы селективных свойств соединений калия и натрия.

Т а б л и ц а 2

Химический состав СЗ пароперегревателя

Компо- нент	в % на бескислородную и прокаленную массу					
	наименование проб и № III					
	I0		I2		I3	
	пристен- ный слой	гребень	пристен- ный слой	гребень	пристен- ный слой	гребень
SiO ₂	I7,9-2I,7	20-32	II,6 - 23,9		I3,5 - 24,4	
CaO	20-36	30,5-39	26,3 - 40,2		26-34	32,5I
MgO	3,3-5,9	5-6,8	5,4 - 9,7		6 - 9,4	
Fe ₂ O ₃	7,4-I9	7-9	7,8 - II,6		7 - IO,5	
Al ₂ O ₃	6,9-I6		5,4 - IO		5,9 - 9,5	
P ₂ O ₅	I,8 - 3,9		3,0 - 7,6		2,9 - 6,3	
Nd ₂ O	5,9-I2,3	2,8-7,0	6-8	4-7	5,9-6,4	2,9-6,5
K ₂ O	3,3-I3,7	4,6-7,7	I3-I4	5,9-I3	IO,5-I5	3,4-8,2
SO ₃	40-40,6	29-36,8	30 - 39,5		25,4 - 30,0	
A ₅₀₃	46,3 - 59		52,3 - 64,8		50,5 - 66,4	
K ₅₀₃	0,92-I,2	0,66-0,9	0,49 0,89		0,37 - 0,60	
K ₂ O/CaO	0,23-0,7	0,1-0,25	0,4-0,5	0,2-0,4	0,27-0,4	0,1-0,2
CaO/SO ₃	0,3-0,5	0,5-0,7	0,4-0,7	0,5-0,9	0,8-0,96	I,0-I,2

Исходя из того, что интенсивность износа по окружности поперечно обтекаемой трубы значительно меняется, а также предполагая, что селективное выделение определенных компонент определяется сбиванием неактивных частиц абразивной частью уноса, естественно было ожидать неравномерность распределения компонент по окружности трубы. В частности, при углах атаки α достаточно малых содержание активных компонент должно быть выше, чем в лобовой зоне, так как прямой удар неэффективен. Это предположение было подтверждено анализами пяти пар проб с III-I и ВЗ-II (таблица 3).

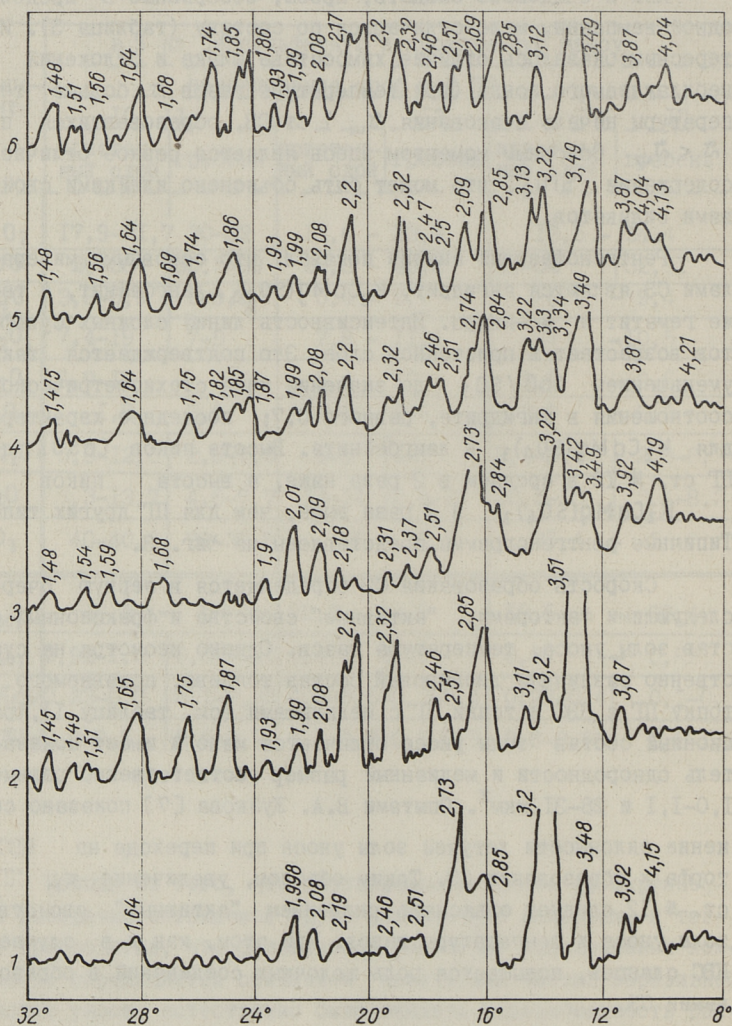
Как и следовало ожидать, пробы, отобранные в пределах одной кампании, мало отличаются по составу (таблица 3). Интересным оказалось отличие химсостава шлака и отложений с неохлаждаемого зонда (при температуре газов $\bar{T}$ больше температуры начала шлакования $\bar{T}_{\text{ш}}$) от СЗ, образовавшихся при $\bar{T} < \bar{T}_{\text{ш}}$. Основным моментом здесь является резкое отличие в содержании SiO_2 , что может быть объяснено клейкими свойствами силикатов.

Рентгенофазовый анализ показал, что основными минералами СЗ являются ангидрит, $\text{K}_2\text{CaMg}(\text{SO}_4)_3$, лангбейнит, а также гематит и α -кварц. Интенсивность линий сложных сульфатов возрастает в пристенном слое. Это подтверждается также уменьшением CaO/SO_3 до значений ниже стехиометрического соотношения в ангидрите, равного 0,7; последнее характерно для $\text{K}_2\text{CaMg}(\text{SO}_4)_3$ и лангбейнита. Высота пиков CaSO_4 для ПГ ст. № 12 в среднем в 2 раза ниже, а высота пиков

$\text{K}_2\text{CaMg}(\text{SO}_4)_3$ в 2 раза выше, чем для ПГ других типов. Типичные рентгенограммы представлены на фиг. 3.

Скорость образования СЗ определяется в первую очередь следующими факторами: "активные" свойства и фракционный состав золы уноса, температура газов. Однако несмотря на существенно различный дисперсный состав топлива, подаваемого в топку ПГ с НВС и топки ПГ с медьнищами (см. таблицу I), фракционный состав золы уноса отличается мало и имеет показатель однородности и медианный размер соответственно равные I,0-I,1 и 28-31 мкм^х. Опытами В.А. Жуйкова [7] показано снижение склонности летучей золы уноса при переходе на НВС торфа к образованию СЗ. Таким образом, увеличение $\tau_{\text{м}}$ ПГ ст. № 12 следует объяснять снижением "активных" свойств золы уноса и температуры газов. При этом, как и в случае НВС сланцев, повышается роль щелочных соединений в образовании СЗ.

^х Считалось, что распределение частиц исходного топлива, пыли и золы уноса подчиняется логарифмически нормальному закону.



Фиг. 3. Характерные рентгенограммы СЗ:ВП-11, верхняя трубная доска: 1 - ст. № 12; 2 - ст. № 13; ПП-1; 3 - ст. № 12, слой кирпичного цвета; 4 - ст. № 13, слой коричневого цвета; 5 - ВЭ-11, гребень, ст. № 10; 6 - ПП-1У, пристенный слой, ст. № 10.

Химический состав шлака, проб: с ВП-II, имеющих разный возраст образования и отобранных в зонах, отличающихся условиями износа

Компо- нент	в % на бескислородную и прокаленную массу									
	неохлажд. шлак с зонд, ст. III-III		место отбора проб		ПП-I, ВЗ-II ст. № 12		ПП-I, ВЗ-II ст. 12, 13		α ^{xx} = 0-30°	
	ст. 13	ст. 13	ст. 12	ст. 13	ст. 12	ст. 13	ст. 12	ст. 13	α ^{xx} = 0-30°	α ^{xx} = 80-90°
SiO ₂	37-44	37	10	21	12-16	16	8-15		23-32	
CaO	27-28	33	42	42	31-35	37-39	33-37		30-37	
MgO	5-7	5	7	6	7-9	6-7	5-8		6-8	
Fe ₂ O ₃	6-12	6,5	13	15	7-10	8-9	6-7		7-10	
Al ₂ O ₃	7-12	9	5	4	7-9	6-7	4-7		7-11	
P ₂ O ₅	0,2-4,4	4,6	3	3	2,8-3,4	3-3,6	2,7-3,0		2,8-3,1	
Na ₂ O	1-1,8	1,5	4,6	2	5,2-10	4,4-6,7	8,3-11		3,6-5,8	
K ₂ O	1-1,7	1,6	14	6	15-19	13-16	17-24		5-9	
SO ₃	1-1,4	4	38	30	33-35	33-40	35-40		21-26	
A ₅₀₃	35-37	42	67	56	65-66	63-65	70-76		49-55	
K ₅₀₃	0,03	0,06	0,7	0,6	0,6	0,6-0,8	0,6-0,8		0,35-0,5	
K ₂ O/CaO	0,05	0,05	0,3	0,2	0,4-0,6	0,3-0,4	0,5-0,6		0,1-0,3	
CaO/SO ₃	19-26	9	0,7	1	0,6-0,7	0,6-0,7	0,5-0,6		1,0-1,3	

Х указано время работы III с момента последней очистки ПН
α^{xx} угол атаки (фиг. 2, г).

Л и т е р а т у р а

1. Д у н с к и й В.Д. и др. Загрязнение поверхностей нагрева парогенераторов Тюменской ТЭЦ при сжигании местного торфа. - Теплоэнергетика, 1976, № II, с. 55-59.

2. Б а р ы ш е в В.И., З е н ь к е в и ч Л.А., Т ы л ь ч е в с к а я Л.И. Структура и состав отложений при сжигании тюменских торфов. - Электрические станции, 1978, № 9, с. 18-21.

3. Д е е в Л.В., К у ц е р ь б В.И. Основные вопросы сжигания торфов Тюменской области. - Труды МЭИ, 1975, вып. 269, с. 35-42.

4. Д е е в Л.В. О загрязнении поверхностей нагрева котлов на фрезерном торфе. - Труды МЭИ, 1977, вып. 330, с. 105-112.

5. О т с А.А. и др. Характер золовых отложений на конвективном пароперегревателе при вихревом сжигании сланцев. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1977, № 416, с. 109-116.

6. М и к к И.Р. Об образовании отложений и окаменелостей летучей золы на трубах. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1957, № 102. 23 с.

7. Ж у и к о в В.А. Исследование влияния вихревого принципа сжигания на поведение минеральной части энергетических топлив с повышенным содержанием окиси кальция. - Автореферат канд. диссертации, Ленинград, 1979. 17 с.

S. Belov, Y. Rundiugin, G. Hrenov,
A. Prikk

Results of Tyumen Peat Ash-Layers Properties
Research at Different Combustion Methods

Summary

Investigation results of the ash-layers formed while burning Tyumen peat by different methods at the Tyumen Power Plant are presented in the paper. The aggregate with low-temperature vortex furnace arrangement (2300 hrs against 1000...1200 hrs for steam generators of other types) has shown greatest durability between cleaning periods. This has been brought about by lower gas temperature and activity fly ash. At the same time the importance of alkaline compounds in ash-layer formation increases, that can also be seen at low-temperature vortex burning of oil-shale.

В.А. Варес, Р.А. Круус,
Х.А. Кяр, И.Р. Микк

О РАСЧЕТЕ ЭФФЕКТИВНОГО КОЭФФИЦИЕНТА
ТЕМПЕРАТУРОПРОВОДНОСТИ МНОГОСЛОЙНОГО
КОМПОЗИТНОГО МАТЕРИАЛА

Подавляющее количество применяемых материалов представляет собой различные смеси из двух или более компонент. В настоящее время имеются определенные успехи в расчетном определении таких важных теплофизических характеристик как теплопроводность и удельная теплоемкость смеси [1]. Анализируя лишь двухкомпонентные механические смеси с компонентами 1 и 2, можно утверждать, что для любой концентрации компоненты в смеси выполняются условия:

$$\lambda_2 < \lambda_{см} < \lambda_1 \quad (I)$$

$$c_2 \rho_2 < c_{см} \rho_{см} < c_1 \rho_1, \quad (2)$$

где λ — коэффициент теплопроводности;
 c — удельная теплоемкость;
 ρ — плотность, т.е. величины соответствующих свойств находятся в пределах, определяемых свойствами компонент.

Третьей важной теплофизической характеристикой материалов является коэффициент температуропроводности, "численно равный отношению коэффициента теплопроводности к объемной удельной теплоемкости вещества" [2].

Тогда

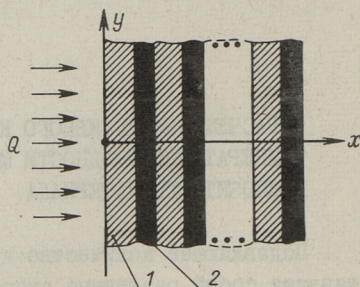
$$\alpha = \lambda / (c \rho), \quad (3)$$

где α — коэффициент температуропроводности.

Вопросы расчетного определения коэффициента температуропроводности смесей пока разработаны мало [3-7]. В из-

делях современной техники нестационарные тепловые режимы нередко являются основными или предшествующими стационарным тепловым режимам при пусках оборудования. Коэффициент температуропроводности является удобным физическим параметром при решении нестационарных задач теплопроводности.

Ниже анализируется зависимость коэффициента температуропроводности двухкомпонентной механической смеси в виде чередующихся пластин, сориентированных перпендикулярно к направлению теплового потока от свойств и объемного содержания (концентрации) компонент. Количество пластин должно быть достаточным, чтобы рассмотреть материал



Фиг. 1.
Модель структуры слоистого материала.
1 - компонента 1, 2 - компонента 2, Q - направление теплового потока.

в направлении прохождения теплового потока изотропным. Такое требование вытекает не из теории обобщенной проводимости, а связано со спецификой нестационарных температурных режимов (фиг. 1).

Выбор указанной структуры обусловлен простотой и наглядностью анализа, имеющимися работами по подобной структуре [5, 6] и тем, что данная структура является некоторым предельным переходом в теории обобщенной проводимости. Действительно, такая структура всегда приводит к наименьшему возможному значению проводимости при данных концентрациях компонент и с учетом (3) к наименьшим значениям коэффициента температуропроводности.

Эффективная теплопроводность смеси с указанной структурой определяется коэффициентами теплопроводности и концентрациями (m_1, m_2) компонент как

$$\lambda_{см} = (m_1/\lambda_1 + m_2/\lambda_2)^{-1}, \quad (4)$$

$$m_1 + m_2 = 1. \quad (5)$$

Эффективная теплопроводность смеси не зависит от количества и толщин слоев при постоянной концентрации, а также от очередности слоев компонент в смеси.

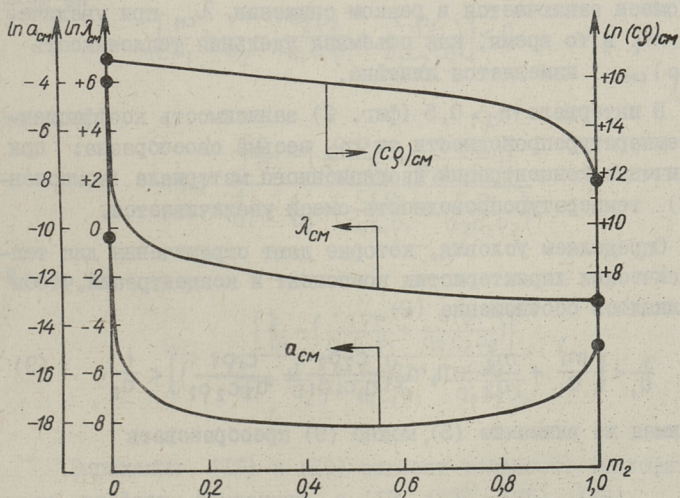
При пренебрежении эффектами ангармоничности объемную удельную теплоемкость можно найти из условия аддитивности

$$(c\rho)_{cm} = c_{cm} \rho_{cm} = m_1 c_1 \rho_1 + m_2 c_2 \rho_2 = (m c \rho)_1 + (m c \rho)_2. \quad (6)$$

Объемная удельная теплоемкость определяется только свойствами и концентрациями компонент и вовсе не зависит от структуры смеси.

Принимая во внимание (4) и (6), выражение 3 после некоторых преобразований приобретает вид

$$\frac{1}{a_{cm}} = \left[\frac{m_1^2}{a_1} + \frac{m_2^2}{a_2} + m_1 m_2 \left(\frac{c_2 \rho_2}{a_1 c_1 \rho_1} + \frac{c_1 \rho_1}{a_2 c_2 \rho_2} \right) \right]. \quad (7)$$



Фиг. 2. Зависимость теплофизических свойств слоистого композитного материала от концентраций компоненты 2 m_2 .

Анализ (7) показывает, что a_{cm} может приобретать величины меньше, чем наименьшая температуропроводность ком-

показатель. Таким образом, соотношения типа (1), (2) для коэффициента температуропроводности не всегда выполняются. К примеру следим за изменением теплофизических характеристик двухкомпонентного материала при различных концентрациях компонент (фиг. 2).

Теплофизические характеристики компонент выбраны по [6], где $\lambda_1 = 418,6 \text{ Вт/(м·К)}$, $c_1 \rho_1 = 1,3953 \cdot 10^7 \text{ Дж/(м}^3\text{·К)}$, $\alpha_1 = 3 \cdot 10^{-5} \text{ м}^2/\text{с}$, $\lambda_2 = 0,042 \text{ Вт/(м·К)}$, $c_2 \rho_2 = 1,4 \cdot 10^5 \text{ Дж/(м}^3\text{·К)}$, $\alpha_2 = 3 \cdot 10^{-7} \text{ м}^2/\text{с}$.

Как видно из фиг. 2, эффективная температуропроводность смеси значительно меньше величины α_2 и только в узком интервале m_2 (от 0 до 0,01005) выполняется условие

$$\alpha_2 < \alpha_{см} < \alpha_1. \quad (8)$$

Причина уменьшения коэффициента температуропроводности смеси заключается в резком снижении $\lambda_{см}$ при увеличении m_2 в то время, как объемная удельная теплоемкость $(c\rho)_{см}$ изменяется линейно.

В интервале $m_2 > 0,5$ (фиг. 2) зависимость коэффициента температуропроводности от m_2 весьма своеобразна: при увеличении концентрации изоляционного материала (компонента 2) температуропроводность смеси увеличивается.

Определяем условия, которые дают ограничения для теплофизических характеристик компонент и концентраций, чтобы выполнялось соотношение (8),

$$\frac{1}{\alpha_1} < \left[\frac{m_1^2}{\alpha_1} + \frac{m_2^2}{\alpha_2} + m_1 m_2 \left(\frac{c_2 \rho_2}{\alpha_1 c_1 \rho_1} + \frac{c_1 \rho_1}{\alpha_2 c_2 \rho_2} \right) \right] < \frac{1}{\alpha_2}. \quad (9)$$

Принимая во внимание (5), можно (9) преобразовать

$$\begin{aligned} \frac{1}{\alpha_1} < \left[\frac{1}{\alpha_1} - \frac{2m_2}{\alpha_1} + \frac{m_2^2}{\alpha_1} + \frac{m_2^2}{\alpha_2} + (m_2 - m_1^2) \left(\frac{c_2 \rho_2}{\alpha_1 c_1 \rho_1} + \frac{c_1 \rho_1}{\alpha_2 c_2 \rho_2} \right) \right] = \\ = \left[\frac{1}{\alpha_2} - \frac{2m_1}{\alpha_2} + \frac{m_1^2}{\alpha_2} + \frac{m_1^2}{\alpha_1} + (m_1 - m_1^2) \left(\frac{c_2 \rho_2}{\alpha_1 c_1 \rho_1} + \frac{c_1 \rho_1}{\alpha_2 c_2 \rho_2} \right) \right] < \frac{1}{\alpha_2}. \end{aligned} \quad (10)$$

Анализ двух неравенств в (10) показывает, что если

$$\left[\frac{1}{a_1} + \frac{1}{a_2} - \left(\frac{c_2 \rho_2}{a_1 c_1 \rho_1} + \frac{c_1 \rho_1}{a_2 c_2 \rho_2} \right) \right] > 0, \quad (11)$$

то

$$m_1 < \frac{\left[\frac{2}{a_2} - \left(\frac{c_2 \rho_2}{a_1 c_1 \rho_1} + \frac{c_1 \rho_1}{a_2 c_2 \rho_2} \right) \right]}{\frac{1}{a_1} + \frac{1}{a_2} - \left(\frac{c_2 \rho_2}{a_1 c_1 \rho_1} + \frac{c_1 \rho_1}{a_2 c_2 \rho_2} \right)} \quad (12)$$

и

$$m_2 > \frac{\left[\frac{2}{a_1} - \left(\frac{c_2 \rho_2}{a_1 c_1 \rho_1} + \frac{c_1 \rho_1}{a_2 c_2 \rho_2} \right) \right]}{\frac{1}{a_1} + \frac{1}{a_2} - \left(\frac{c_2 \rho_2}{a_1 c_1 \rho_1} + \frac{c_1 \rho_1}{a_2 c_2 \rho_2} \right)}. \quad (13)$$

Если же

$$\left[\frac{1}{a_1} + \frac{1}{a_2} - \left(\frac{c_2 \rho_2}{a_1 c_1 \rho_1} + \frac{c_1 \rho_1}{a_2 c_2 \rho_2} \right) \right] < 0, \quad (14)$$

то

$$m_1 > \frac{\left[\frac{2}{a_2} - \left(\frac{c_2 \rho_2}{a_1 c_1 \rho_1} + \frac{c_1 \rho_1}{a_2 c_2 \rho_2} \right) \right]}{\frac{1}{a_1} + \frac{1}{a_2} - \left(\frac{c_2 \rho_2}{a_1 c_1 \rho_1} + \frac{c_1 \rho_1}{a_2 c_2 \rho_2} \right)} \quad (15)$$

и

$$m_2 < \frac{\left[\frac{2}{a_1} - \left(\frac{c_2 \rho_2}{a_1 c_1 \rho_1} + \frac{c_1 \rho_1}{a_2 c_2 \rho_2} \right) \right]}{\frac{1}{a_1} + \frac{1}{a_2} - \left(\frac{c_2 \rho_2}{a_1 c_1 \rho_1} + \frac{c_1 \rho_1}{a_2 c_2 \rho_2} \right)}. \quad (16)$$

Выражения (11) и (14) зависят только от теплофизических свойств компонент, а (12), (13), (15), (16) дают предельные значения концентрации, при которых выполняется условие (8). Дополнительно следует указать, что концентрации обеих компонент численно должны лежать в пределах от 0 до 1.

При рассмотрении смеси из молибдена (компонента 1) и корунда (компонента 2), где $a_1 = 3,18 \cdot 10^{-5} \text{ м}^2/\text{с}$, $c_1 \rho_1 = 3,615 \cdot 10^6 \text{ Дж}/(\text{м}^3 \cdot \text{К})$, $a_2 = 2,15 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$, $c_2 \rho_2 =$

$= 4,186 \cdot 10^6 \text{ Дж}/(\text{м}^3 \cdot \text{К})$, получаем что

$$\frac{1}{a_1} + \frac{1}{a_2} - \left(\frac{c_2 \rho_2}{a_1 c_1 \rho_1} + \frac{c_1 \rho_1}{a_2 c_2 \rho_2} \right) = 58384,2 > 0 \quad (\text{I7})$$

и согласно (II), (I2), (I3)

$$m_1 < 8,428, \quad m_2 > -6,428,$$

т.е. во всем интервале $0 < m_1 < 1$ выполняется соотношение (8).

Найденные выражения позволяют заранее выбирать составляющие композитного материала и области концентраций, при которых эффективный коэффициент температуропроводности согласно цели удовлетворяет или не удовлетворяет условию (8).

Л и т е р а т у р а

1. Дульнев Г.Н., Заричняк Ю.П. Теплопроводность смесей и композиционных материалов. Справочная книга. Л., Энергия, 1974. 264 с.

2. Теория теплообмена. Терминология, вып. 83, М., Наука, 1971. 80 с.

3. Kerrisk, J.F. Thermal diffusivity of heterogeneous materials. - Journal of Applied Physics, 1971, v. 42, N 1, p. 267-271.

4. Kerrisk, J.F. Thermal diffusivity of heterogeneous materials II. Limits of the steady-state approximation. - Journal of Applied Physics, 1972, v. 43, N 1, p. 112-117.

5. Horvay, G., Mani, R., Veluswami, M.A., Zinsmeister, G.E. Transient heat conduction in laminated composites. - Journal of Heat Transfer, 1973, v. 95, N 3, p. 309-316.

6. Schimmel, W.P. Jr., Beck, J.V., Donaldson, A.B. Effective thermal diffusivity for a multimaterial composite laminate. - Journal of Heat Transfer, 1977, v. 99, N 3, p. 466-470.

7. Lee, T.Y.R., Taylor, R.E. Thermal diffusivity of dispersed materials. - Journal of Heat Transfer, 1978, v. 100, N 4, p. 720-724.

On the Calculation of the Effective Thermal
Diffusivity for a Multimaterial Composite Laminate

Summary

A calculation of the effective thermal diffusivity for a composite laminate based on the theory of the generalized conductivity is discussed.

Nonmonotonic relationship between effective thermal diffusivity and thermal properties and terms of the volume fractions of the constituents is analysed.

Т.М. Лаусмаа, И.Р. Микк

ВЛИЯНИЕ НЕИЗОТЕРМИЧНОСТИ КЛАДКИ И ГАЗОВОГО ОБЪЕМА
ТЕРМИЧЕСКОЙ ПЕЧИ НА ТЕМПЕРАТУРНОЕ ПОЛЕ САДКИ

Качество металла, к которому современная техника предъявляет все повышающиеся требования, сильно зависит от равномерности температурного поля садки во время термической обработки. На равномерность температурного поля садки могут влиять различные факторы, такие, как неравномерность температуры стенок и газового объема печи, неравномерность поля скоростей течения газа в печи и т.д. Для изучения влияния разных факторов на равномерность температурного поля садки составлена трехмерная математическая модель печи [1] и рассчитано около 40 вариантов.

В проведенных расчетах термическая печь рассматривается в виде прямоугольного параллелепипеда. Садка состоит из одного листа разной толщины, находящегося симметрично относительно боковых стен.

Расчеты проведены при следующих размерах печей и садок (в метрах):

Название	Длина	Ширина	Высота
Первая печь	7	3,5	3,5
Маленький лист	3	1,5	0,06
Большой лист	6	2	0,09
Пакет листов	6	2	1
Вторая печь	10	5	3,5
Маленький лист	6	4	0,09
Верхний лист - высота от пода 2,41 м	6	4	0,09
Большой лист	8	4	0,09
Толстый лист	8	4	0,6
Пакет листов	8	4	1,85

Высота садки от пода в первой печи 0,45 м, во второй - 0,65 м.

Предполагалось полное и законченное до рабочего пространства печи горение чистого газовидного топлива. В результате этого основными излучательными компонентами газа являются CO_2 и водяной пар, объемные доли которых выбраны соответственно 0,065 и 0,15.

Коэффициент теплоотдачи конвекцией в проведенных расчетах задан $20 \text{ Вт/м}^2\text{К}$.

Чтобы учесть селективность излучения, ведется расчет по спектральным полосам. В каждой полосе пропускательная и излучательная способности газа определяются по формулам

$$\begin{aligned} D &= e^{-y} \\ a &= 1 - e^{-y}. \end{aligned} \quad (I)$$

Показатель экспоненты в формуле (I) аппроксимируется полиномом по степеням длины луча x

$$y = a_1 x + a_2 \sqrt{x}. \quad (2)$$

Коэффициенты a_1 и a_2 определяются методом наименьших квадратов из систем уравнений (2), составленных для 11 значений длины луча x от 0,01 до 15 м. Показатели экспоненты y для спектральных полос при заданной концентрации CO_2 и водяного пара и температуры для соответствующих длин луча вычисляются при помощи модели Эдвардса для спектральных полос [4].

Материалом стенок печи был выбран шамот.

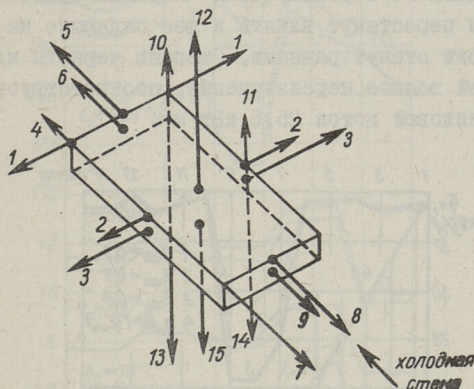
Приведенные в литературе [2, 3, 5] данные о спектральной степени черноты шамота на воздухе обобщены полиномом третьей степени.

$$\varepsilon_\lambda = 0,8622 - 0,5744\lambda + 0,1833\lambda^2 - 0,01427\lambda^3. \quad (3)$$

Длина волны λ в формуле (3) в микрометрах. Диапазон действия данного полинома 0-6,5 мкм. При более длинных волнах степень черноты шамота взята постоянной и равной 0,97.

Поверхность садки считается серой с постоянной степенью черноты $\varepsilon_\Sigma = 0,7$.

Для определения влияния селективности и степени черноты кладки и газа на расчетные падающие на садку тепловые потоки сравнивались варианты с разбиением спектра на 8 и 4 участка с серым излучением. Рассматривались падающие на разные точки поверхности садки лучистые потоки. Расположение и направленность точек приведены на фиг. 1.



Фиг. 1. Расположение и направленность точек садки для сравнения падающих лучистых потоков.

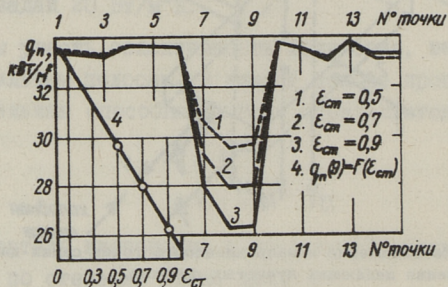
В расчетах для определения влияния селективности одна стена (заслонка) имела температуру на 100°C ниже температуры остальных стен печи, газ считали изотермическим.

Пределы спектральных полос в микрометрах при разбиении на:

8 участков	4 участка	I участок (серый вариант)
1,2 - 3,4	1,2 - 3,4	1,2 - 30
3,4 - 3,9	3,4 - 3,9	
3,9 - 4,5	3,9 - 5,5	
4,5 - 5,2	5,5 - 30	
5,2 - 8,1		
8,1 - 9,0		
9,0 - 10,5		
10,5 - 30		

Расчеты для определения влияния степени черноты кладки проведены при сером (одна полоса) варианте при температуре газа и стенок, кроме заслонки, 600°C для трех значений степени черноты 0,5; 0,7 и 0,9. Печь № 2 - большой лист. Температура садки 580°C .

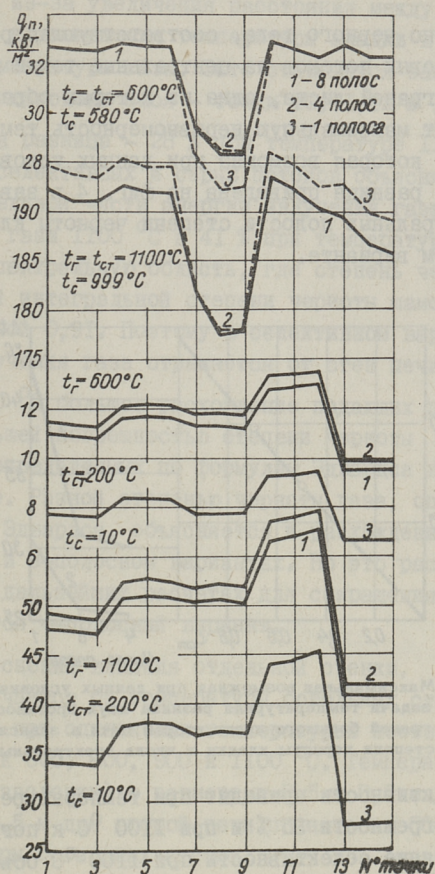
Степень черноты кладки оказывает заметное влияние на лучистые потоки, падающие на точки, обращенные к холодной стенке (фиг. 2). Линия 4 на фиг. 2 представляет зависимость падающего лучистого потока на точку 9 от степени черноты кладки. При нулевом значении степени черноты кладки ввиду сильного переизлучения неравномерности температуры кладки перестанут влиять и все падающие на садку лучистые потоки станут равными. Степени черноты кладки $\varepsilon = 1$, прекращающей всякое переизлучение, соответствует по прямой 4 фиг. 2 тепловой поток $25,5 \text{ кВт/м}^2$.



Фиг. 2. Зависимость падающих лучистых потоков от степени черноты кладки при сером излучении. Температура печи 600°C . Температура заслонки 580°C . Температура садки 580°C .

Действительный тепловой поток ниже примерно на 1 кВт/м^2 , так как все значения тепловых потоков на фиг. 2 завышены на 3 % из-за недостаточной точности численного интегрирования формулы Планка по спектру. Несмотря на это, тепловой поток по фиг. 2 при $\varepsilon = 1$ значительно выше теплового потока абсолютно черного тела при температуре заслонки ($500^\circ\text{C} - 20,26 \text{ кВт/м}^2$). Разница между этими потоками объясняется излучением газа и участками неторцовых стен от края листа до заслонки. Таким образом, можно определить долю прямого излучения газа и неторцовых стен и долю переизлучения в зависимости от степени черноты кладки в повышении теплового потока на точки листа, обращенные к холодной стенке.

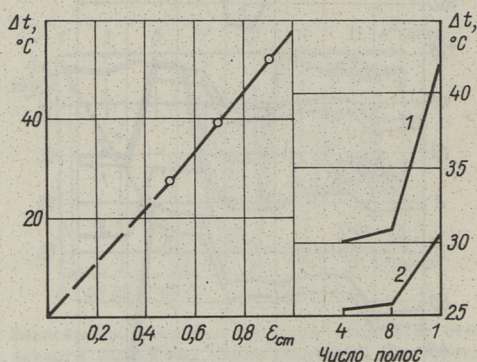
Сравнение вариантов с разбиением спектра на 4 и 8 участков с серым излучением проведено на печи № 2 (большой лист) при температурах газа и кладки 600 и 1100°C . Температура садки соответственно 580 и 999°C . Отношение



Фиг. 3. Зависимость падающего лучистого потока от числа спектральных полос. Температура заслонки на 100 °C ниже температуры остальных стенок: точки 7, 8, 9.

тепловых потоков на точки двух противоположных граней листа, одна из которых обращена к холодной заслонке при сером излучении больше (верхняя часть фиг. 3). Значит неравномерность температурного поля садки при неучете селективности будет выше. Для более полного разъяснения этого вопроса падающие лучистые потоки при помощи формулы Стефана Больцмана переведены в соответствующие этим потокам температуры абсолютно черного тела. Разница темпера-

тур абсолютно черного тела, соответствующая разнице падающих тепловых потоков на центральные точки двух противоположных граней листа, одна из которых обращена к заслонке, дает максимальную неравномерность температурного поля садки, которая возможна при данных условиях внешней задачи. Эта разница приведена на фиг. 4 в зависимости от числа спектральных полос и степени черноты кладки при однополосном варианте.



Фиг. 4. Максимальная возможная при данных условиях внешней задачи температурная разница двух противостоящих граней большого листа второй печи в зависимости от степени черноты кладки и числа спектральных полос.

Неучет селективности приводит при температуре 600°C (кривая I) к погрешности 35 % и при 1100°C к погрешности 18%. Меньшее влияние селективности при 1100°C объясняется уменьшением интегральной степени черноты шамота с повышением температуры (0,7 при 600°C и 0,53 при 1100°C) и приближением к минимальной спектральной степени черноты шамота. Левая часть фиг. 4 является дополнением линии 4 на фиг. 2, где падающие лучистые потоки заменены соответствующими разностями температур абсолютно черного тела.

Неучет селективности оказывает сильное влияние на расчетные падающие потоки при заниженной температуре шамотовой кладки. На нижней части фигуры 3 приведены результаты расчетов в первой печи (маленький лист) при температуре кладки 200°C и температуре садки 10°C . Температура газа 600°C и 1100°C . Влияние холодной заслонки

малозаметно из-за увеличения расстояния между краем листа и заслонкой и уменьшения температуры кладки в целом относительно температуры газа. Зато становится заметным влияние толщины газового слоя - точки 10, 11, 12 и 13, 14, 15.

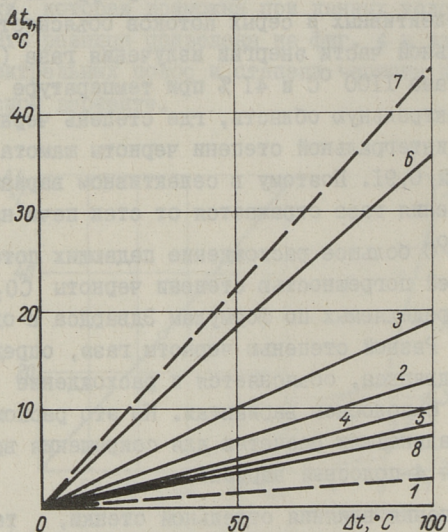
Большая разница - 28 % при температуре 1100 °C и 30 % при 600 °C селективных и серых потоков объясняется попаданием значительной части энергии излучения газа (60 % при температуре газа 1100 °C и 41 % при температуре газа 600 °C) в спектральную область, где степень черноты шамота ниже средней интегральной степени черноты шамота при 200 °C, равной 0,91. Поэтому в селективном варианте больше энергии излучения газа отражается от стен печи на садку.

При 600 °C большое расхождение падающих потоков вызвано и большей погрешностью степени черноты CO_2 и водяного пара, определяемых по формулам Эдвардса в однополосном варианте. Разной степенью черноты газа, определенной по формулам Эдвардса, объясняется и расхождение падающих потоков в 4 и 8-полосном вариантах. Но это расхождение маленькое и в дальнейших расчетах для сокращения времени счета применяется 4-полосный вариант.

Для выяснения влияния отдельной стенки, температура которой отличается от температуры остальных стенок, расчеты проведены при одинаковых температурах изотермического газа и стенок 600, 800, 900 и 1100 °C. Температура холодной стенки (заслонки) с размерами 3,5 x 3,5 м для первой печи и 5 x 3,5 м для второй печи принята на 50 и 100 °C ниже температуры остальных стенок.

Маломощность использованных ЭВМ не позволила выполнить многократное решение задачи внешнего теплообмена, необходимое для точного моделирования нагревательного процесса. Поэтому в серии расчетов для определения влияния неравномерности температуры стенок на температурное поле садки рассматривался только окончательный эффект в конце выдержки. При однократном решении задачи внешнего теплообмена исходные температуры были уже близки к стабильному состоянию, т.е. исходная температура садки была в большинстве случаев только на 20 °C ниже основного температурного уровня печи. Только в первых расчетах (первая печь) исход-

ная температура садки имела температуру 10°C . Для проверки после стабилизации температурного поля садки внешнюю задачу решали во второй раз. В результате общий температурный уровень садки повысился, но неравномерности температурного поля не изменились.



Фиг. 5. Зависимость разницы температур центральных точек двух противоположных граней заготовки от разницы температур между температурами печи и заслонки.

- 1 — I печь, маленький лист. Температура печи $t_n = 800^{\circ}\text{C}$ и 800°C ,
- 2 — I печь, большой лист. $t_n = 800^{\circ}\text{C}$ и 800°C ,
- 3 — II печь, толстый лист. $t_n = 800^{\circ}\text{C}$,
- 4 — II печь, большой лист. $t_n = 800^{\circ}\text{C}$,
- 5 — II печь, большой лист. $t_n = 900^{\circ}\text{C}$,
- 6 — II печь, пакет листов. Максимальная возможная при данных условиях внешней задачи разность температур $t_n = 800^{\circ}\text{C}$,
- 7 — I печь, пакет листов. Максимальная возможная при данных условиях внешней задачи разность температур. $t_n = 800^{\circ}\text{C}$,
- 8 — II печь, большой лист. $t_n = 1100^{\circ}\text{C}$.

Влияние холодной стенки на температурное поле заготовки характеризуется разницей температур в центрах двух противоположных граней заготовки, одна из которых обращена к холодной стенке (фиг. 5). Труднее оценить влияние холодной стенки на пакет листов. Реальное представление пакета ведет к очень большим временам расчета. Поэтому пакет пред-

ставлен в виде одной заготовки, имеющей высоту пакета. Рассматривается разница температур излучения абсолютно черного тела, найденная при помощи формулы Стефана Болцмана по тепловым потокам, падающим на центры двух вышеупомянутых граней заготовки.

Это максимальная температурная разница при данных условиях внешней теплопередачи. Реальная разница температур между двумя гранями заготовки всегда меньше за счет теплопроводности. Температура грани, обращенной к холодной стенке, увеличивается за счет тепла, поступающего от граней заготовки, обращенных к стенкам с более высокой температурой. С увеличением толщины заготовки поток тепла на грань, обращенную к холодной стенке, от соседних граней уменьшается (кривые 3 и 4 фиг. 5) и эффект холодной стенки возрастает.

Влияние холодной стенки сильно зависит от расположения и геометрических размеров садки. Эффект холодной стенки возрастает по мере приближения края листа к холодной стенке (кривые 1 и 2 фиг. 5).

Влияние геометрии на неравномерность температурного поля садки попытались обобщить при помощи отношения $\delta = \Delta t_m / \Delta t_n$ в зависимости от отношения $S = L/A$ и коэффициента заполнения K_3 ,

где Δt_m — максимальный возможный перепад температур между противоположными гранями заготовки при данных условиях внешней задачи;

Δt_n — разница температур между общим температурным уровнем и температурой заслонки;

L — расстояние от холодного края заготовки до заслонки;

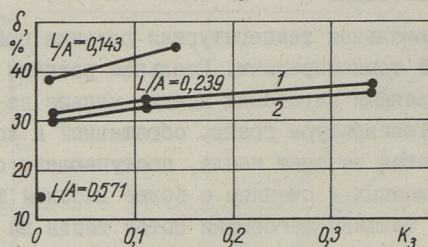
A — средняя длина стороны заслонки.

При неравносторонней заслонке A определяется как квадратный корень от площади.

Коэффициент заполнения $K_3 = V_c/V_n$, V_c — объем садки, V_n — объем печи.

Несмотря на малочисленность материала, заметно, что с уменьшением отношения L/A увеличивается влияние коэффициента заполнения (фиг. 6). Это вполне ожидаемый эффект, так

как по мере приближения края заготовки к заслонке уменьшается доля прямого излучения неторцовых стен на торец заготовки и увеличивается роль переизлучения. Последнее зависит от затененности заслонки, т.е. от размеров садки.



Фиг. 6. Зависимость отношения δ от отношения L/A и коэффициента заполнения K_3 .

Ввиду излучения неторцовых стен максимальная неравномерность температур холодной грани большого листа в первой печи $3,14^\circ\text{C}$, во второй — $5,61^\circ\text{C}$. Это вызвано тем, что во второй печи края листа относительно ближе к боковым стенам.

Влияние общего температурного уровня на неравномерность температурного поля садки объясняется уменьшением интегральной степени черноты шамота с увеличением температуры (кривые 4, 5, 8 фиг. 5).

Для определения влияния горячих амбразур горелок их моделировали участком стены с температурой 1200°C . Температуры стенок печи и газа были 600°C , исходная температура садки 580°C .

Рассчитано 3 варианта. В первом варианте исследовалось влияние амбразуры на маленький лист в первой печи. Излучение считали серым. Горячий участок стены с размерами $0,3 \times 0,3 \text{ м}$ был расположен в центре боковой стены у самого пола. Сравнивались температуры нижних краев листа. Температура центральной точки края, ближе к амбразуре, оказалась в конце выдержки на $4,3^\circ\text{C}$ выше, чем соответствующая точка противоположного края листа. По мере удаления от центра разница температур нижних краев уменьшается и на углах листа становится незаметной.

В следующих двух вариантах во второй печи учитывали селективность излучения. Расчеты проводили для нижнего и верхнего маленьких листов. В первом случае амбразура с размерами $0,3 \times 0,3$ м находилась в середине боковой стены у самого пода. Максимальный эффект амбразуры — $11,4^{\circ}\text{C}$. Для верхнего листа горелка шириной $0,33$ и высотой $0,38$ м находилась наверху у самого потолка печи. Максимальный эффект горелки из-за увеличения расстояния до листа в этом случае меньше $7,8^{\circ}\text{C}$.

Расчеты для определения влияния горячих и холодных газовых зон проведены во второй печи с маленькими листами наверху и внизу. Все стены печи и газ вне рассматриваемых зон имели одинаковую температуру 600°C . Объемные доли CO_2 и водяного пара в горячих зонах приняты $0,09$ и $0,18$. Коэффициент теплоотдачи конвекцией вне действия газовых зон принят как и раньше $20 \text{ Вт/м}^2\text{К}$.

Совместное влияние излучения горячей амбразуры и излучения горячей газовой зоны без непосредственного соприкосновения горячего газа с садкой рассмотрено на верхний лист. Температура факела 1500°C , температура амбразуры 1200°C . Размеры и расположение амбразуры соответствуют вышеприведенным данным для верхней амбразуры. Ширина факела $0,4$ м. Высота и длина факела изменяются в зависимости от варианта. Рассчитаны три варианта.

1. Длина факела $0,6$ м, высота $0,4$ м, полученная максимальная температурная разница на поверхности садки в конце выдержки $\Delta t = 17^{\circ}\text{C}$.

2. Длина факела 5 м, высота $0,4$ м, $\Delta t = 23^{\circ}\text{C}$.

3. Длина факела 5 м, высота $0,95$ м (расстояние от листа $0,05$ м), $\Delta t = 101^{\circ}\text{C}$.

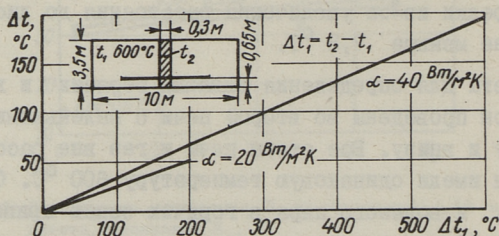
Кроме обеспечения неравномерностей температуры садки, горячая зона поднимает и общий температурный уровень садки. В зависимости от размеров факела температура листа поднимается на $2, 7$ и 12°C .

Для моделирования омывания садки горячим газом в середине печи выделена полоса шириной $0,3$ м, охватывающая всю площадь сечения печи. Лист находится внизу.

Расчеты проведены для двух значений коэффициента теплоотдачи:

1. $\alpha = 20 \text{ Вт/м}^2\text{К}$ как и для остальной части садки при температурах газовой полосы 700 и 800 °С.

2. $\alpha = 40 \text{ Вт/м}^2\text{К}$ при температурах газовой полосы 800 и 1200 °С.



Фиг. 7. Влияние горячей газовой полосы на максимальную разницу температур на поверхности листа.

На фиг. 7 приведена зависимость максимальной температурной разницы на поверхности садки от разницы температур горячей полосы и остальной части печи.

Вследствие всасывания холодного воздуха около заслонки образуется зона с пониженной температурой газа. Для выяснения действия этой зоны рассматривали влияние холодной газовой зоны, заполняющей все пространство между заслонкой и торцом нижнего листа, омывающей торец листа. Температура холодной газовой зоны 500 °С. При коэффициенте теплоотдачи $\alpha = 20 \text{ Вт/м}^2\text{К}$ разность между температурами центральных точек двух противоположных граней листа была 6 °С. При $\alpha = 40 \text{ Вт/м}^2\text{К}$ температурная разность увеличилась до 28 °С.

Расчеты проведены для стали X18H12T, малая теплопроводность которой должна обеспечить наибольшую неравномерность температурного поля. Для сравнения сделаны некоторые расчеты для листа из стали 12X1MΦ. Температурные поля отличаются менее чем на один градус.

На основе рассчитанных вариантов можно сделать следующие общие выводы:

1. Неучет селективности может привести при шамотовой кладке к заметным погрешностям.

2. Горячие амбразуры горелок без учета излучения факела при реальных их температурах могут вызвать на конце выдержки неравномерность температурного поля порядка 3-4 °C.

3. Влияние холодной заслонки на неравномерность температурного поля на конце выдержки около 10-20 °C, зависит от расположения и размеров садки, со снижением степени черноты кладки уменьшается.

4. Максимальная неравномерность температурного поля садки на конце выдержки, вызванная совместным влиянием всех основных факторов при реальных их значениях, составляет 20-30 °C.

Л и т е р а т у р а

1. Лаусмаа Т.М. Трехмерная математическая модель термической печи. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, № 466, 1979, с. 157-164.

2. М а с т р ю к о в Б.С., К у з н е ц о в а Н.П., Ш у т о в А.Г. Исследование степени черноты промышленных огнеупоров. - Труды МИСИС, вып. 84. Радиационный теплообмен в промышленных печах. М., Металлургия, 1975, с. 43-55.

3. К р и в а н д и н В.А., Б л ю с и п А.А., Ш у т о в А.П. Исследование радиационных характеристик огнеупорных бетонов. - Труды МИСИС, вып. 84, с. 95-98.

4. E d w a r d s, D.K., B a l a k r i s h n a n, A. Thermal radiation by combustion gases. Int. J. Heat Mass Transfer, 1973, vol. 16, pp. 25-40.

5. J a n u s z W a n d r a s z. Pasmowy model matematyczny przepływu energii przez promieniowanie w piecu komorowym. Politechnika slaska zeszyty naukowe N 496, Gliwice 1976.

Influence of Nonisothermality of Heat-Treating Furnace Walls
and Gas Volume on the Homogeneity of Temperature Fields in
the Heated Material

Summary

A three-dimensional mathematical model of heat-treating furnace, which takes into account the selectivity of gas and wall radiation, was applied to investigate the influence of the following factors on the homogeneity of temperature fields in the heated material: 1. Walls with low temperature. 2. Hot areas around the burners. 3. Hot gas volumes (flame). 4. The size and location of heated material.

The main conclusions:

1. Great error of calculated heat fluxes and inhomogeneity of heated material temperature fields may arise, if the selectivity of walls from fire-brick is not taken into account.

2. The total maximum inhomogeneity of the heated metal by the real values of the factors in the end of stabilisation after the heating is 20...30 °C.

3. The inhomogeneity of heated metal because of walls with low temperature is 10...20 °C depending on the size and location of the heated metal; getting lower with walls emissivity reducing.

4. The inhomogeneity of heated metal because of little hot areas is 3...4 °C.

В.В. Марченков, А.Ю. Вески,
Ю.А. Гуреев

ИССЛЕДОВАНИЕ КОНВЕКТИВНОЙ ТЕПЛОТДАЧИ ПЛАВНИКОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ НАГРЕВА

В связи с увеличением единичных мощностей парогенераторов и как следствие ростом их габаритов, в первую очередь, конвективных поверхностей нагрева, в последнее время особенно актуальной стала проблема разработки более компактных теплообменных поверхностей. Давно известным методом увеличения компактности поверхностей нагрева является оребрение труб. Широко применяемые в качестве шпирмовых и конвективных поверхностей нагрева парогенераторов мембранные поверхности по сравнению с обычными гладкотрубными обладают рядом преимуществ: они являются более компактными, экономится дорогостоящий металл труб, упрощается монтаж поверхностей и др., но в то же время их средний коэффициент теплоотдачи в 1,5 раза ниже, чем у аналогичных гладкотрубных поверхностей [1]. С точки зрения интенсификации теплообмена тепловоспринимающие поверхности целесообразно делать прерывистыми [2]. Одним типом таких поверхностей являются плавниковые поверхности. Их средний и локальный теплообмен еще недостаточно изучен. Особый интерес представляет влияние величины зазора между плавниками на средний теплообмен плавниковой поверхности при постоянном продольном межтрубном шаге s_2 .

Средняя теплоотдача

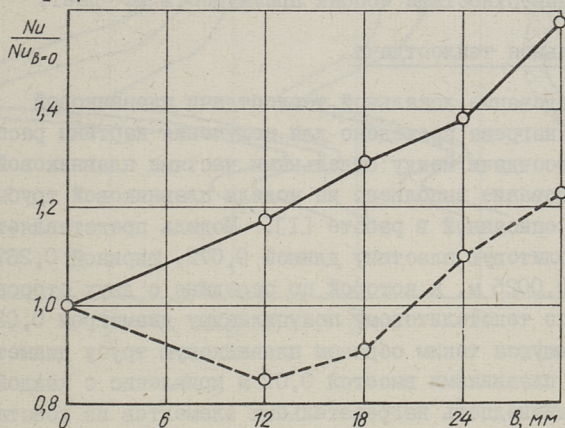
Для исследования этого влияния создана модель плавникового пучка, работающая на регулярном режиме. Пучок состоит из пяти рядов моделей плавниковых труб с поперечным межтрубным шагом $s_1'' = 0,064$ м. В каждом ряду устанавливалось по шесть труб с продольным шагом $s_2'' = 0,12$ м. Име-

лась возможность как коридорного, так и шахматного расположения труб в пучке. Модель плавниковой трубы представляет собой стальной цилиндр диаметром $d = 0,042$ м с приваренными к нему плавниками толщиной $\delta = 0,006$ м и первоначальной шириной $0,039$ м. Для получения необходимой величины зазора между плавниками плавники фрезеровались. Теплоотдача плавниковой поверхности исследовалась при величинах зазора между плавниками 0 (мембранная поверхность): $0,012$; $0,018$; $0,024$ и $0,03$ м. Калориметрировался средний по высоте ряд труб. Для этого в каждой трубе и плавнике ряда просверлены отверстия глубиной $0,03$ м и в них заварены хромель-копелевые термпары.

Пучок устанавливался в аэродинамический канал с размерами $0,32 \times 0,27$ м. Перед опытами пучок подогревался в круговом канале воздухом, нагреваемым электрическими нагревателями, до температуры $80-90^\circ\text{C}$. Далее канал с помощью шиберов переводился на разомкнутую схему и пучок охлаждался в потоке наружного воздуха. Постоянство профиля скорости на входе в канал обеспечивалось плавным профилем входного сечения, выполненным по кривой Витошинского [3]. Скорость и температура охлаждающего воздуха перед пучком измерялись соответственно с помощью электротермоанемометра и экранированной термпары. Температуры охлаждающего воздуха и калориметрируемых труб при охлаждении измерялись и записывались на перфоленту через каждую минуту с помощью измерительного комплекса К-200. По кривым охлаждения для каждой трубы среднего ряда с помощью ЭВМ рассчитывались средние коэффициенты теплоотдачи, а затем числа Nu . При вычислении чисел подобия характерным размером принят диаметр труб. Скорость охлаждающего воздуха пересчитывалась на самое узкое сечение пучка перпендикулярно потоку.

Данные по теплоотдаче плавниковых труб при различных величинах зазора между плавниками при шахматном и коридорном расположении труб, обработанные в критериях подобия Nu и Re , наносились на графики в логарифмических координатах. Относительное изменение безразмерного коэффициента теплоотдачи четвертой трубы среднего ряда при постоянном числе Re при шахматном и коридорном расположении труб в пучки, полученное на основе этих графиков, представ-

лено на фиг. 1. Коэффициент теплоотдачи шахматного пучка при увеличении зазора между плавниками постепенно возрастает и при зазоре 0,03 м превышает коэффициент теплоотдачи мембранной поверхности в 1,58 раза, при этом поверхность теплообмена уменьшается на 18 процентов, масса плавников на 38,5 процента и соответственно, теплосъем увеличивается на 30 процентов.



Фиг. 1. Относительное изменение средней теплоотдачи плавниковой поверхности в зависимости от величины зазора между плавниками:

— шахматное расположение,
 --- коридорное расположение.

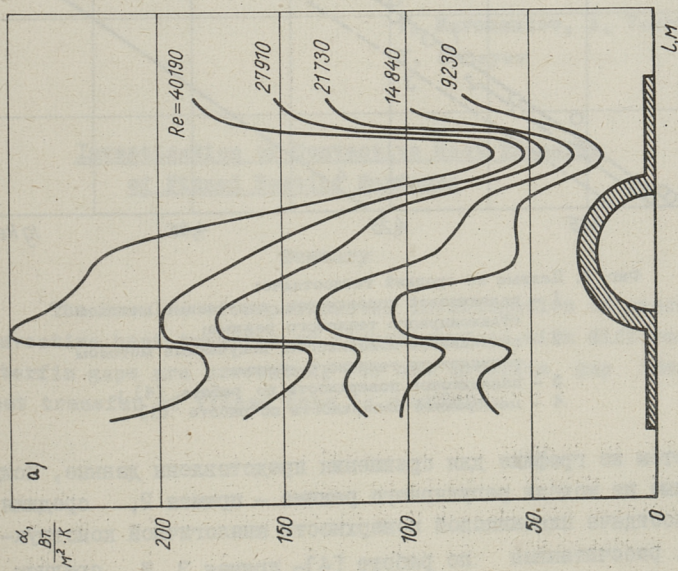
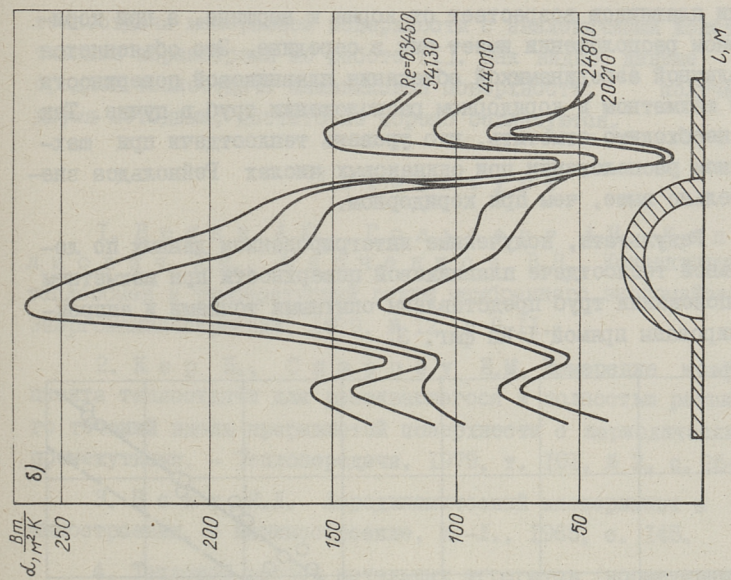
Коэффициент теплоотдачи коридорного пучка сначала уменьшается, а затем постепенно возрастает и при зазоре 0,03 м превышает коэффициент теплоотдачи мембранной поверхности в 1,23 раза, при этом теплосъем не изменяется при аналогичном шахматному пучку изменении поверхности теплообмена и массы плавников. Следовательно, применение шахматных плавниковых поверхностей с указанными выше геометрическими характеристиками в качестве конвективных тепловоспринимающих поверхностей вместо аналогичных мембранных поверхностей дает сокращение габаритов на 30 процентов, позволяет сэкономить 30 процентов металла труб и 57 процентов металла, необходимого для изготовления ребер. Применение же коридорных плавниковых поверхностей вместо аналогичных мембранных позволяет сэкономить только 38,5 процента металла, необходимого для изготовления ребер. На основании вышеизложенного можно сделать вывод, что для интенсификации конвективного теплообме-

на плавниковых поверхностях по сравнению с мембранными большую роль играет не только наличие зазора между плавниками, но и оптимальное расположение труб в пучке. Также необходимо отметить, что использование шахматных плавниковых поверхностей намного эффективнее использования аналогичных мембранных поверхностей, а использование коридорных плавниковых поверхностей по сравнению с аналогичными мембранными поверхностями особых преимуществ не дает.

Локальная теплоотдача

Исследование локальной теплоотдачи плавниковой поверхности нагрева проведено для получения картины распределения теплоотдачи между отдельными частями плавниковой трубы. Исследование выполнено на модели плавниковой трубы по методике, описанной в работе [1]. Модель представляет собой текстолитовую пластину длиной 0,072, шириной 0,267 и толщиной 0,0025 м, к которой по середине с двух сторон прикреплено по текстолитовому полуцилиндру диаметром 0,032 м. На получающуюся таким образом плавниковую трубу диаметром 0,032 м с плавниками высотой 0,02 м приклеено с каждой стороны по одиннадцать нагревательных элементов из константановой фольги толщиной 0,0001 м, по три на каждый плавник и по пять на трубу. К каждому нагревательному элементу для измерения температуры поверхности с внутренней стороны приварено по две хромель-копелевые термопары. Модель плавниковой трубы помещалась в середине третьего ряда пучка из плавниковых труб с такими же размерами, состоящего из пяти рядов труб, расположенных с шагом $s'_1 = 0,049$ м по пять труб в ряду с шагом $s''_2 = 0,092$ м. В результате получался зазор между плавниками 0,02 м. Пучок помещался в аэродинамический канал с размерами 0,264x0,27 м. Имелась возможность как шахматного, так и коридорного расположения труб в пучке. Скорость охлаждающего воздуха перед пучком измерялась с помощью трубки Прандтля и пересчитывалась на самое узкое сечение пучка поперек потока.

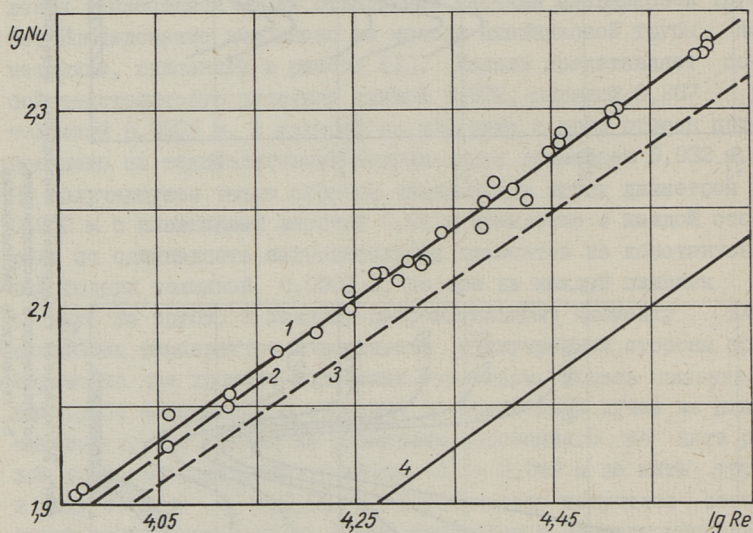
Результаты, полученные на модели, представлены на фиг. 2. Как видно из сравнения кривых локальной теплоотдачи плавниковой поверхности при шахматном и коридорном расположении труб в пучке при сходном характере кривых теплоотдачи труб, вид кривых теплоотдачи плавников значительно от-



Фиг. 2. Локальная теплоотдача плавниковой поверхности:
 а) шахматное расположение,
 б) коридорное расположение.

личается. При шахматном расположении коэффициент теплоотдачи плавников возрастает от корня к вершине, а при коридорном расположении имеет пик в середине. Это объясняется различной аэродинамикой обтекания плавниковой поверхности при шахматном и коридорном расположении труб в пучке. Так же необходимо отметить, что уровень теплоотдачи при шахматном расположении при одинаковых числах Рейнольдса значительно выше, чем при коридорном.

Результаты, полученные интегрированием данных по локальной теплоотдаче плавниковой поверхности при шахматном расположении труб представлены опытными точками и аппроксимированы прямой 1 на фиг. 3.



Фиг. 3. Данные по средней теплоотдаче:

- 1 — плавниковой поверхности, полученные методом стационарного теплового режима;
- 2 — плавниковой поверхности, полученные методом регулярного теплового режима;
- 3 — плавниковой поверхности по работе [4];
- 4 — мембранной поверхности по работе [1].

На этом же графике для сравнения представлены данные, полученные на модели регулярного режима — прямая 2, средняя теплоотдача плавниковой поверхности аналогичной конструкции, рассчитанная по работе [4] — прямая 3 и средняя

теплоотдача мембранной поверхности с аналогичными конструктивными параметрами по работе [1]. Как видно, данные по средней теплоотдаче плавниковой поверхности, полученные двумя методами, достаточно хорошо согласуются.

Л и т е р а т у р а

1. В е с к и А.Ю., Г о л ь б е р г А.И., К о п е л и о в и ч А.М., М а р ч е н к о в В.В. Конвективный теплообмен и температурный режим мембранного экономайзера. - Энергомашиностроение, 1979, № 12, с 9-11.

2. К е р Н., С п э р р о у Е.М. Измерение коэффициента теплоотдачи для развивающегося и полностью развитого течений вдоль прерывистой поверхности с периодическими промежутками. - Теплопередача, 1979, т. 101, № 2, с. 25-32.

3. П о в х И.Л. Аэродинамический эксперимент в машиностроении. - Машиностроение, М.-Л., 1965, с. 145.

4. Тепловой расчет котельных агрегатов (нормативный метод), М., Энергия, 1973, с. 46.

V. Marchenkov, A. Veski,
Y. Gureyev

Investigation of Convective Heat Transfer of Finned Heating Surfaces

Summary

The results of experimental investigation of average convective heat transfer of finned surface with different interfin gaps are presented. For one interfin gap local heat transfer of finned tube is studied.

С о д е р ж а н и е

I.	А.А. Отс, Э.Л. Томанн, Р.В. Тоуарт. Высокотемпературная коррозия котельных сталей в среде продуктов сгорания эстонских сланцев.	3
2.	А.А. Отс, Р.В. Тоуарт, Т.Н. Сууркууск. О методике исследования температурного режима труб поверхностей нагрева парогенераторов при их водяной очистке.	II
3.	Х.И. Талдермо, Р.Э. Рандманн, О.Э. Мяэкула. Исследование состояния внешней поверхности экранных труб парогенераторов при их водяной очистке.	2I
4.	С.Ю. Белов, Ю.А. Рундыгин, Г.В. Хренов, А.В. Прикк. Результаты исследований свойств золоотложений при различных способах сжигания тюменского торфа.	27
5.	В.А. Варес, Р.А. Круус, Х.А. Кяр, И.Р. Микк. О расчете эффективного коэффициента температуропроводности многослойного композитного материала.	39
6.	Т.М. Лаусмаа, И.Р. Микк. Влияние неизотермичности кладки и газового объема термической печи на температурное поле садки.	47
7.	В.В. Марченков, А.Ю. Вески, Ю.А. Гуреев. Исследование конвективной теплоотдачи плавниковых поверхностей нагрева.	6I





Цена 55 коп.