

Er. 6. 7

692

ISSN 0136-3549
0320-3360

TALLINNA TEHNIKAÜLIKOOLI
TOIMETISED

**ТРУДЫ ТАЛЛИННСКОГО
ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА**

**TRANSACTIONS OF TALLINN
TECHNICAL UNIVERSITY**

**ПРОБЛЕМЫ РАБОТЫ
КОТЕЛЬНЫХ УСТАНОВОК
ТЕПЛОВЫХ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ**

TALLINN 1989

TALLINNA TEHNIKAÜLIKOOLI
TOIMETISED

TRANSACTIONS OF TALLINN
TECHNICAL UNIVERSITY

ТРУДЫ ТАЛЛИННСКОГО
ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

УДК 621.18:620.19

ПРОБЛЕМЫ РАБОТЫ
КОТЕЛЬНЫХ УСТАНОВОК
ТЕПЛОВЫХ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

Теплоэнергетика ХХХУ1



ТАЛЛИНСКИЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ
Труды ТТУ № 692
ПРОБЛЕМЫ РАБОТЫ КОТЕЛЬНЫХ УСТАНОВОК
ТЕПЛОВЫХ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ
Теплоэнергетика ХХХУ1

На русском языке

Отв. редактор: В. Ратник
Техн. ред. А. Андриевская
Сборник утвержден коллегией Трудов ТТУ 22.06.89
Подписано к печати 29.11.89
МВ-06457
Формат 60x90/16
Печ. л. 4,25+0,25
Уч.-изд. л. 3,46
Тираж 400
Зак. № 637
Ц е н а 70 коп.
Таллиннский технический университет
200108 Таллинн, Эхитаяте тээ, 5
Ротапринт ТТУ, 200006 Таллинн, ул. Коскла 2/9

© Таллиннский технический университет, 1989

Х.Х. Суйк, Р.Э. Рандманн, Ю.Э. Кзск,
В.А. Саммелсельг, А.Э. Сийрде

ЭКСПЛУАТАЦИОННАЯ НАДЕЖНОСТЬ ТРУБ С ХРОМОВЫМ ПОКРЫТИЕМ ПРИ СЖИГАНИИ ЭСТОНСКИХ СЛАНЦЕВ

Для определения коррозионной стойкости труб с хромовым покрытием при сжигании эстонских сланцев были проведены промышленные испытания.

Исследованию подвергались трубы, хромированные по технологии УкрНИИспецстали [1] на специальной установке. Микроструктура исследованных труб в исходном состоянии являлась ферритно-перлитной и соответствовала 5-7 баллам по шкале микроструктур ГОСТ 5639-82.

Как видно из рис. 1, на хромовом покрытии располагается напыленный (конденсатный) слой хромовых соединений толщиной 10-30 мкм, имеющий большое количество пор и трещин. В этом слое в большинстве случаев имеется σ -фаза [2]. Это интерметаллическое соединение (CrFe) придает защитному слою повышенную хрупкость. Отсутствие σ -фазы на одной части поверхности обусловлено его слабым сцеплением с основным слоем покрытия.

Видно, что защитный хромовый слой имеет гетерогенную структуру, прожилки столбчатых кристаллов карбидов хрома проникают через тело твердого раствора хрома в α -железе [2, 3]. Формирование карбидных соединений $Cr_{23}C_6$, Cr_7C_3 происходит вследствие двух одновременно протекающих во время хромирования процессов: диффузии хрома в сторону сердцевины трубы и диффузии углерода от сердцевины к поверхности.

Вставки из стали 12Х1МФ с хромовым покрытием были установлены в ширмовые пароперегреватели сланцевых котлов ТП-17 и ТП-101. В пароперегреватель котла ТП-17 были вмон-

тированы попарно вставки из труб I2XIMФ с покрытием и без покрытия. В пароперегреватель котла ТП-101 были установлены плавниковые трубы с покрытием. Ввиду того, что в процессе хромирования плавниковые трубы не вращаются вокруг своей оси, осаждение частиц феррохрома на наружной поверхности труб с последующей диффузией хрома в металл на ее обеих сторонах неравномерное. Глубина покрытия на одной стороне плавниковой трубы равна 0,01-0,03 мм и на другой - 0,12 - 0,42 мм.



Рис. 1. Микроструктура трубы с хромовым покрытием. Исходное положение (x 120).

Вставки подвергались воздействию водяных обмывок с частотой циклов $\tau = 220$ ч. Температура металла измерялась термопарами, установленными в необогреваемой зоне пароперегревателя. Расчет распределения температуры в стенке опытных вставок был проведен для средневзвешенной нагрузки котла. Расчет проводился по нормативному методу. Из-за нестационарности тепловосприятия в сланцевых котлах температура металла труб пароперегревателей колеблется. Температура достигает максимальной величины непосредственно после водяной обмывки. Колебание температуры металла вызывает также изменение нагрузки котла. Во время испытаний средневзвешенная температура наружной поверхности котлов ТП-17 и ТП-101 находилась в пределах соответственно 425-525 и 505-507 °С.

Длительность испытаний на котлах ТП-17 составила 15300 и 20350 часов и на котлах ТП-101 - 20360 часов.

Выявление структуры хромированного слоя проведено двойным травлением реактивом следующего состава: CuSO_4 - 4 г, HCl - 20 мл, H_2O - 20 мл с промежуточной полировкой. Для промывания и осветления микрошлифов использовался 20%-ный водный раствор аммиака и 2%-ный спиртовой раствор пикриновой кислоты.

Металлографические исследования показали, что хромовый слой по всему периметру трубы эталонных и испытанных образцов разнотекстурный. На поверхностном слое эталонного образца имеются поры, полости на глубину 0,024 мм и отдельные язвы, глубиной 0,05 мм, заполненные окалиной, а также отдельные микротрещины. На поверхностном слое хромового покрытия на огневой стороне трубы гладкотрубных испытанных образцов имеются пустоты и полости глубиной 0,02-0,03 мм; у плавниковых труб - 0,01-0,09 мм. С тыльной стороны при температуре металла 425 °С дефекты не наблюдались, а при 525 °С были обнаружены язвы глубиной до 0,037 мм. У плавниковых труб с покрытием глубина единичных язв при температуре металла 505 °С составила 0,1-0,15 мм. На слабохромированной стороне плавниковых труб обнаружено множество язв глубиной 0,11-0,16 мм, максимальная глубина их доходит до 0,22 мм. На поверхности плавниковых труб на слабохромированной стороне наблюдались трещины глубиной 0,08-0,23 мм. Язвы глубиной, превышающей толщину покрытия, находились на дефектном участке покрытия.

Толщина обезуглероженного слоя колебалась от 0,684 до 0,910 мм и не изменялась во время испытаний.

Глубина коррозии образцов определялась двумя способами. По методике, разработанной в ТПИ, были измерены диаметры труб в строго фиксированных точках до и после испытания. Измерение диаметра вставок проводилось в 8 точках по периметру при помощи индикатора микрометра с точностью 0,01 мм. Второй способ базировался на применении измерительного микроскопа УИМ-21.

Коррозионный износ плавниковых труб на огневой и тыльной сторонах был определен в трех точках. На лобовой образующей и в стороне от нее под углом 45° в обе стороны.

Глубина коррозионного износа определялась как разность средней толщины стенки контрольных колец и толщины стенки опытного образца, вырезанного из опытной трубы после испытаний.

Средние глубины коррозионного износа опытных труб приведены в таблице I.

Т а б л и ц а I

Время работы, ч	Сред. взв. температура поверхности трубы, °С	Время между обмывками, ч	Число обмывок	Средняя глубина коррозии, мм	
				трубы без покрытия (или слабохромированная сталь)	трубы с покрытием
15300	425	220	70	0,021	0,040
20360	505	220	91	0,081	0,022
15300	525	220	70	0,082	0,031
20360	525	220	92	0,183	0,055

Видно, что средняя глубина коррозии труб с покрытием при температурах металла 425–525 °С существенно не отличается за 15300–20360 часов работы, зато средняя глубина коррозии труб без покрытия имеет ярко выраженную тенденцию увеличения с повышением температуры металла, а также с увеличением времени работы. С повышением температуры от 425 до 525 °С средняя глубина коррозии стали I2XIMФ без покрытия увеличивается примерно в 4 раза, в то время как глубина коррозии стали I2XIMФ с покрытием не увеличивается. С увеличением времени работы от 15300 до 20360 часов при тем-

пературе металла 525 °С средний коррозионный износ стали I2ХИМФ с покрытием и без покрытия увеличивается соответственно в 1,3 и 2,2 раза. Весьма высокая коррозионная стойкость труб с хромовым покрытием в условиях умеренной водяной обмывки ($\tau_0 = 220$ часов) при температуре металла 425 °С объясняется образованием на поверхности трубы плотной и прочной окисной пленки Cr_2O_3 , которая хорошо защищает трубы от дальнейшего окисления [2, 3]. При повышенной температуре металла (525 °С) за время работы опытных хромированных труб в течение 20360 часов кроме незначительной общей коррозии на поверхности трубы наблюдаются весьма глубокие кор-

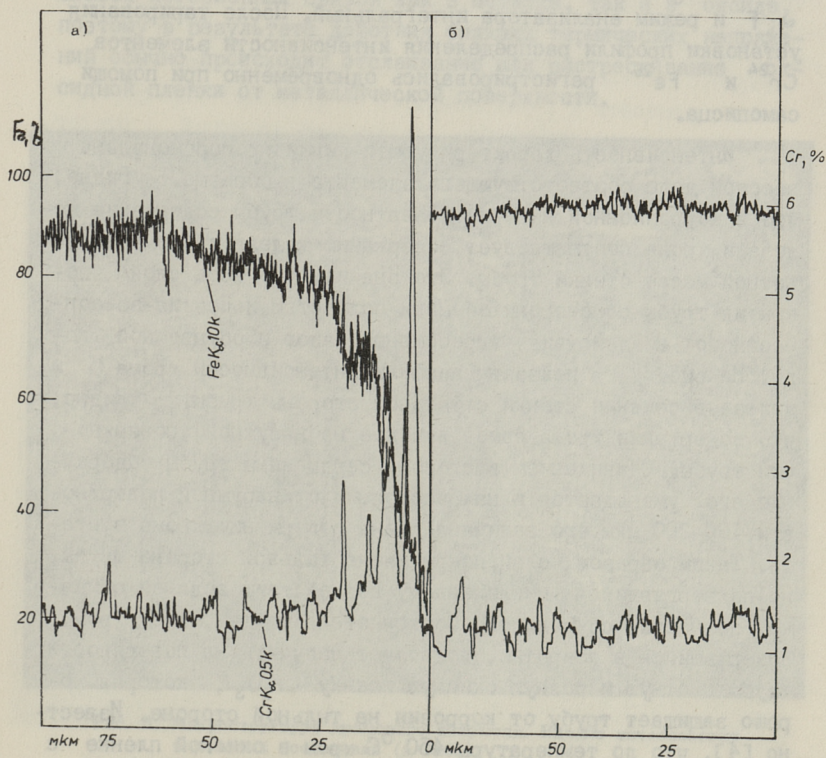


Рис. 2. Распределение элементов по сечению стенки трубы:
а - в сечении стенки с покрытием;
б - в сечении стенки без покрытия (в коррозионном пятне).

розионные язвы (глубиной 0,10-0,12 мм), размерами на поверхности от нескольких миллиметров до сантиметра. Эти коррозионные язвы находились на наружной поверхности огневой стороны трубы. Большие язвы, находившиеся поблизости друг от друга, соединились, занимая в ряде случаев достаточно большие участки поверхности трубы.

Результат микрорентгенанализа, проведенного на установке ЖХА-50А по распределению концентраций хрома и железа в сечении стенки трубы, проходящем через коррозионную язву, показан на рис. 2, а. Рентгеновский анализ проведен в режиме: энергия первичных электродов $E_0 = 20 \text{ keV}$, анодный ток $i_0 = 15-25 \text{ mA}$, анализирующие кристаллы - детекторы $\alpha_i \text{ F}$ и режим анализатора интегральный. После тарирования установки профили распределения интенсивности элементов Cr^{24} и Fe^{26} регистрировались одновременно при помощи самописца.

Интенсивность характеризующей линии пропорциональна весовой доле соответствующего элемента в образце. Видно, что в коррозионной язве на поверхности трубы содержание железа и хрома соответствует содержанию железа и хрома в основной массе стенки трубы. Это значит, что весь слой покрытия трубы со стороны обмывки полностью исчез из-за совместного воздействия агрессивных газов и обмывочной воды. На рис. 2, а показаны профили интенсивности хрома и железа в сечении стенки с тыльной стороны трубы. Видно, что содержание хрома самое высокое на наружной поверхности трубы. С движением в сторону сердцевины трубы содержание его уменьшается и на расстоянии от наружной поверхности 100-200 мкм его величина равна содержанию хрома в стали. Таким образом, слой покрытия на тыльной стороне трубы, не подвергавшийся циклическому воздействию водяной обмывки, полностью сохранился. Объясняется это тем, что хром, содержащийся в покрытии, позволяет получить на поверхности трубы плотную и полную окисную пленку Cr_2O_3 , которая хорошо защищает трубу от коррозии на тыльной стороне. Известно [4], что до температуры 450°C хром в окисной пленке с небольшой химической активностью реагирует со щелочными хлоридами, присутствующими в продуктах сгорания эстонских сланцев.

При периодическом изменении температуры поверхности трубы в циклах очистки картина существенно изменяется. Оксидная пленка на металле разрушается под влиянием термических напряжений вследствие различных коэффициентов теплового расширения металла и оксидной пленки ($\alpha_M = \alpha_{12 \times 1 \text{ мф}} = 12,8 \cdot 10^{-6}$ мм/мм, К; $\alpha_{\text{Cr}_{12}\text{O}_8} = 7,3 \cdot 10^{-6}$ мм/мм, К). Коэффициент теплового расширения оксида меньше, чем у металла, поэтому в ходе охлаждения в оксидной пленке должны возникать сжимающие напряжения. Величина этих напряжений будет пропорциональна разности коэффициентов теплового расширения. Адгезионная связь между металлом и оксидом обычно слабее когезионных связей как в металле, так и в оксиде, поэтому в результате действия больших термических напряжений обычно происходит отслаивание или растрескивание оксидной пленки от металлической поверхности.

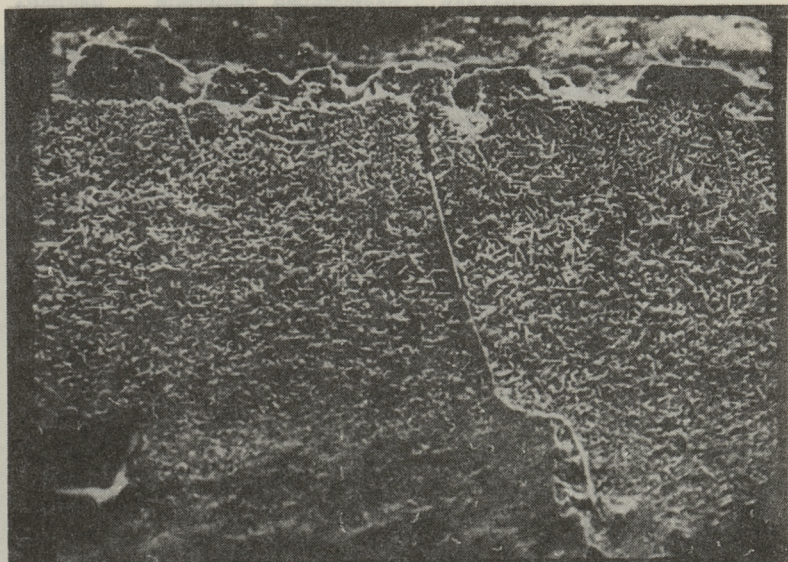


Рис. 3. Микроструктура хромового покрытия. Начало исчезновения карбидных соединений ($\times 1280$).
 $\tau = 20360$ часов, $t_M = 525^\circ\text{C}$.

Эти процессы оказываются особенно губительными для покрытий, находящихся в агрессивных хлорсодержащих продуктах сгорания сланцев. Из рис. 3 видно, что прожилки из

карбидов хрома между зёрнами твёрдого раствора хрома подвергаются воздействию хлоридов. По прожилкам карбида фронт окисления распространяется в глубину основного слоя покрытия. Вторым путем для появления внутреннего окисления покрытия являются дефекты покрытия в виде трещин (рис. 4), окислов, цепочек пор вдоль границ крупных зёрен хрупкого напыленного слоя. Миграция окислителя внутрь вдоль границ зёрен оксида и сквозь микротрещины вызывает образование оксида внутри покрытия. При увеличении длительности испытаний и ужесточении температурных режимов работы металла труб происходит структурное изменение хромового покрытия – коагулируются выделения [3, 5], т.е. обеднение твёрдого раствора α -железа хромом и переход его в карбиды. Такое обеднение твёрдого раствора хромом вызывает интенсификацию коррозионных процессов в зонах покрытия с крупными карбидами. В результате этих процессов – разрушение защитной пленки,

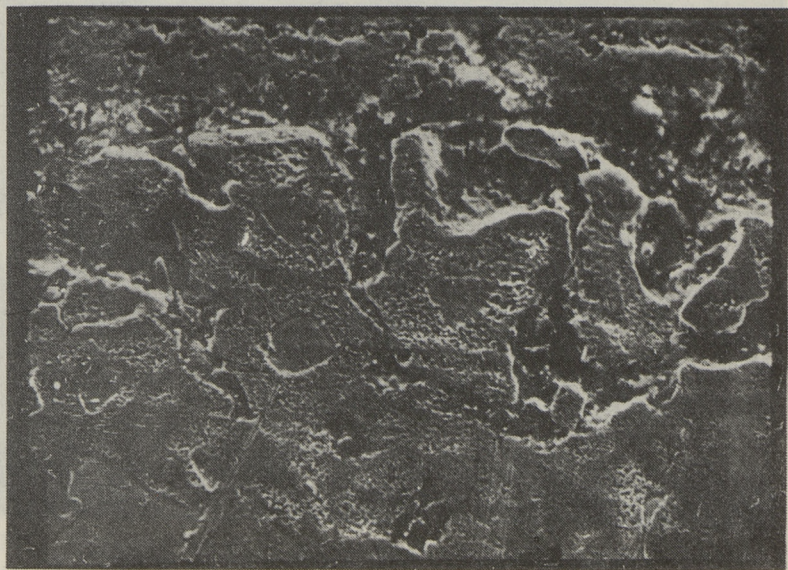


Рис. 4. Микроструктура основного металла после исчезновения хромового слоя (x 1280).

$\tau = 20360$ часов, $t_M = 525$ °C.

структурное изменение покрытия, внутреннее окисление – происходит полное исчезновение хромового покрытия на огневой

стороне трубы в течение весьма короткого времени. Труба, оставшаяся без покрытия, показана на рис. 4. Видно, что развивается интенсивная межкристаллическая коррозия. Это объясняется нестабильными термодинамическими условиями и кинетическими факторами на поверхности трубы с исчезнувшим защитным покрытием.

Таким образом, проведенные исследования продолжительностью 20000 часов показали, что диффузионно-хромированные трубы из стали 12Х1МФ обладают хорошей коррозионной стойкостью и работоспособностью при температуре металла до 450 °С в условиях умеренной водяной обмывки при сжигании эстонских сланцев. Срок службы покрытия значительно зависит от его качества. При наличии дефектов в хромовом слое покрытие разрушается. В этом случае срок службы труб с покрытием зависит от глубины дефекта.

Л и т е р а т у р а

1. А.с. № 188818 (СССР) способ получения биметаллического материала / Бородулин Т.М., Деханов Н.М., Кравченко В.А., Плышевский А.И. Опубл. в В.И. 1966. № 22.
2. Д о л и н с к а я Л.А., Г р и ц е н к о Г.Л. Структура и свойства пароперегревательных труб с хромированной наружной поверхностью // Теплоэнергетика. 1980. № 3.
3. Т ю л ь п и н К.К. Диффузионно-хромированные трубы для экранов нижней радиационной части котлов с.к.д. // Теплоэнергетика. 1983. № 7. С. 52-55.
4. О т с А.А. Коррозия и износ поверхности нагрева котлов. М.: Энергоатомиздат. 1987. С. 272.
5. Т и х о н о в а В.В., Т р у б а ч е в В.М. Исследование хромированных труб из стали 12Х1МФ для поверхностей нагрева котлоагрегатов // Электрические станции. 1983. № 6. С. 16-17.

Eesti põlevkivil töötavate katelde kroomkattega
ülekuumenditorude eksploatatsiooniline töökindlus

Kokkuvõte

Käesolevas artiklis on vaadeldud difusioonilise kroomkattega torude 12X1M korrosioonikindlust ja vastupidavust pikemaajalisel eksploatatsioonil Eesti põlevkivil töötavate katelde ülekuumendites. Toru pinna temperatuur katselõikudel oli 425 °C ja 525 °C. Küttepinde puhastati veega iga 240 tunni järel.

Katsetorusid uuriti metallograafiliselt ja röntgenmikroanalüsaatoril.

Pärast 20360 töötundi osutus kroomkattega torude korrosioonikindlus märksa suuremaks (ligi 3 korda) katetta torude korrosioonikindlusest samadel tingimustel.

H. Suik, R. Randmann, Ü. Kask, A. Siirde, V. Sammelselg

Maintenance Reliability of 12Cr1MoV Tubes with a
Chrome Coating in the Superheater Panels of the
Boilers Burning Estonian Oil Shale

Abstract

Comparison of the corrosion resistance of the 12Cr1MoV tubes with a chrome coating and without is given in this paper. Test tubes with fins and without them have been erected in the superheater panels of the boilers burning Estonian oil shale. The temperature of the external surface of the tube varied from 425 °C to 525 °C. The superheater panels were washed with water by the 240 hours cycles. Metallographical researches and X-ray microanalyses were carried out with the test tubes.

After 20360 hours operation below temperature 450 °C, it has been ascertained that tubes with a chrome coating have greater corrosion resistance than tubes without it.

УДК 620.193.53:621.18

А.А. Отс, Х.Х. Суйк, Р.Э. Рандманн,
Я.П. Лайд, Г.П. АнсонО ВОЗМОЖНОСТЯХ ПРИМЕНЕНИЯ ХРОМАМАНГАНЦЕВОЙ
СТАЛИ ДИ-59 В МАЗУТНЫХ И СЛАНЦЕВЫХ КОТЛАХ

В высокотемпературных (выходных) участках пароперегревателей котлов высокого давления, сжигающих мазут и эстонские сланцы, используется хромоникелевая аустенитная сталь 12X18H12T. В последнее время для ее замены предлагается хромоманганцевая аустенитная сталь, особенно ДИ-59 (0X13Г12АС2Н2Д2). Испытания образцов из хромоманганцевых аустенитных сталей в лабораторных условиях [1, 2] в газовой среде, имитирующей продукты сгорания высокосернистого мазута, при температуре металла 620 °С и выше, показали, что коррозионная стойкость этих материалов выше, чем у хромоникелевой аустенитной стали. Объясняется это пониженной концентрацией никеля, в результате чего тормозится диффузия серы к поверхности металла и в подокалинном слое не образуются легкоплавкие сульфиды никеля.

Для сравнительной оценки коррозионно- и трещиностойкости хромоманганцевой стали в эксплуатационных условиях были проведены испытания труб из сталей ДИ-59 и из хромоникелевой аустенитной стали 12X18H12T на мазутных котлах ТГМП-114 (паропроизводительность 264 кг/с, давление пара 25 МПа и температура 550 °С) и ТГМ-94 (139 кг/с, 13,7 МПа, 545 °С) Литовской ГРЭС. Котлы работали на мазуте марки 100 со средним содержанием серы 2-3 % [3].

Трубы из стали ДИ-59 совместно с трубами из стали 12X18H12T были также исследованы в пароперегревателе пылесланцевого котла ТП-101 (177,8 кг/с, 13,8 МПа, 540 °С) Эстонской ГРЭС и в опытном топочном экране пылесланцевого котла ЦКТИ 75-39Ф (20,8 кг/с, 3,1 МПа, 420 °С) ТЭЦ Кохтла-Ярве в условиях водяной очистки [4].

Глубина коррозии опытных образцов

Время работы, ч	Температура наружной поверхности трубы, °С	Температура газа, °С	Марки стали			
			ДИ-59		12Х18Н12Т	
			средняя	максимальная	средняя	максимальная
глубина коррозии, мм						

При сжигании мазута

16100	515-530	800-1150	0,087	0,100	0,080	0,090
16100	550	660- 800	0,033	0,040	0,47	0,050
28900	515-530	800-1150	0,167	0,229	0,218	0,280
28900	550	660- 800	0,148	0,160	0,140	0,150

При сжигании сланцев в условиях водяной обмывки

19075	515	1000-1100	0,250	0,284	0,150	0,349
30000	515	1000-1100	0,210	0,301	0,500	0,784

Опытные вставки из исследуемых труб длиной 1,0-1,5 м с наружным диаметром 32 мм были установлены в входные и выходные участки первичного пароперегревателя как мазутного, так и сланцевого котла. Кроме этого на одном котле ТГМП-114 часть первичного пароперегревателя была изготовлена полностью из стали ДИ-59.

Коррозионные испытания были проведены согласно методике коррозионных испытаний котельных сталей ОСТ 108.030.01-75.

Длительность отдельных серий испытаний составляла на мазутных котлах от 6700 до 28900 часов и на сланцевом котле от 9400 до 30000 часов. Для очистки пароперегревателя сланцевого котла от золых отложений была использована водяная обмывка через каждые 10-12 дней. Количество циклов обмывки составляло для отдельных серий соответственно от 38 до 129. Время испытания стали в полупромышленных условиях на котле ЦКТИ составляло 1785 часов и период между обмывками равнялся 1,85 и 3,70 часов. Опытные вставки подвергались соответственно 482 и 964 циклам обмывки.

Температура металла во время испытаний измерялась термометрами, установленными на необогреваемой части труб. Распределение температуры на наружной поверхности труб по длине

определялось расчетным путем, исходя из замеренных значений температуры на необогреваемой части. Опытные вставки из сталей ДИ-59 и I2X18H12T работали на котле ТГМП-114 при средневзвешенной температуре наружной поверхности 550 и 515 °С и на котле ТГМ-94 при 500 и 535 °С. На сланцевом котле ТП-101 температура наружной поверхности вставок равнялась 515 °С, а на котле ЦКТИ 75-39Ф изменялась в пределах от 395 до 538 °С.

Температура газа в районе расположения опытных труб в зависимости от нагрузки котла составляла: на котле ТГМП-114 660-1050 °С, ТГМ-94 - 1050-1100 °С, ТП-101 - 1000-1100 °С.

После испытаний диаметры опытных образцов, которые сравнивались с контрольными кольцами, определялись на измерительном микроскопе. Глубина износа образцов полупромышленных испытаний определялась на фронтальной стороне труб в экране в трех точках: на лобовой образующей и по обе стороны от нее под углом 45°. Глубина коррозионного износа в указанных сечениях труб определялась как разность средней толщины стенки контрольных колец и толщины стенки опытного образца, вырезанного из опытной трубы после испытаний.

Образцы, диаметры которых были замерены до опыта, после испытаний подвергались очистке от окалины в жидком натрии при пропускании аммиака. Замеры проводились микрометром с ценой деления 0,01 мм. Измерения проводились через каждые 50 мм в четырех плоскостях через 45°.

Глубина коррозионного износа образцов приведена в таблице I.

При сжигании сланцев в условиях умеренной водяной обмычки ($\tau_0 = 200-240$ часов) труб пароперегревателей интенсивность износа хромоникелевой аустенитной стали I2X18H12T больше, чем хромомарганцевой аустенитной стали ДИ-59. Средние максимальные глубины износа при температуре металла 515 °С за 19075 и 30000 часов работы у хромомарганцевой стали ДИ-59 соответственно 0,294 и 0,301 мм, а у хромоникелевой стали I2X18H12T соответственно 0,349 и 0,784 мм. Более высокая износостойкость хромомарганцевой стали ДИ-59 наблюдается особенно при длительных испытаниях.

Видно, что в условиях сжигания мазута глубина коррозии хромомарганцевой стали ДИ-59 и хромоникелевой аустенитной стали зависит весьма существенно от температуры газа. Например, средние максимальные глубины коррозии при температуре металла 515–530 и 550 °С за 28900 часов работы у хромомарганцевой стали ДИ-59 соответственно 0,22 и 0,16 мм и у хромоникелевой стали соответственно 0,280 и 0,14 мм. Опытные вставки, имеющие температуру металла 515–530 и 550 °С, находились в зонах, где температура газа равна соответственно 800–1050 и 660–800 °С. Опытные вставки, находящиеся в зоне более высоких температур газа, имеют также более высокие глубины коррозии несмотря на то, что температуры металла у них на 25–35 °С ниже. Аналогичное явление наблюдалось у хромоникелевой стали I2X18H12T.

Коррозионная стойкость хромомарганцевой стали ДИ-59 незначительно выше коррозионной стойкости хромоникелевой стали I2X18H12T. Преимущество стали ДИ-59 выявляется особенно при длительной эксплуатации. За 28900 часов работы средняя глубина коррозии хромомарганцевой стали ДИ-59 меньше, чем у хромоникелевой стали I2X18H12T при температуре металла 515–530 и при температуре газа 800–1050 °С. При температуре металла 550 и температуре дымового газа 600–300 °С глубина коррозии обеих сталей отличается незначительно.

В таблице 2 приведены изменения некоторых механических свойств стали ДИ-59 после испытания в эксплуатационных условиях в котлах. Видно, что предел прочности и условный предел текучести при комнатной температуре значительно превышает исходные показатели стали (изменялся от 680–715 до 911 МПа). Это явление наблюдается при сжигании сланцев при температуре металла в диапазоне 480–515 °С при кратковременной работе (1785 ч) в условиях интенсивной водяной обмывки (период между циклами $\tau_0 = 1,85\text{--}3,70$ ч) и также при длительной эксплуатации в условиях умеренной водяной обмывки ($\tau_0 = 240$ ч). Аналогичное явление наблюдается и при сжигании мазута при температурах металла 515 и 550 °С. Увеличение срока работы до 30035 часов не оказывает влияния на характер изменения механических свойств.

Изменение механических свойств стали ДИ-59

Время работы, ч Топливо	Рабочая температура металла, °С	Промежуток между циклами, ч τ_0 , ч	Предел прочности при растяжении, σ_B , МПа	Условный предел текучести при растяжении, $\sigma_{0,2}$, МПа	Относительное удлинение при разрыве, %	Относительное поперечное сужение при разрыве, %
Эталон			680-715	310-330	51-58,0	61-64,0
1785 эстонские сланцы	480-515	1,85-3,7	890-911	450-475	48-49,0	60,0
19075 эстонские сланцы	515	240	890	495	45,5	60,5
30035 эстонские сланцы	515		872	500	49,0	63,0
2890С мазут	515		890	450	44,0	58,0
28900 мазут	550		910	440	46,0	57,0
11600 мазут	550		800	440	49,0	62,0

Относительное удлинение и относительное поперечное сужение образцов уменьшается, однако остается на достаточно высоком уровне (17-20 % после 1785-28900 часов старения в различных условиях работы).

Подобного изменения механических свойств хромоникелевой аустенитной стали I2X18H12T в аналогичных условиях старения не наблюдалось.

Начиная с определенного количества циклов водяной обмывки в стенке труб обычно возникают и развиваются микротрещины. Учитывая это, для установления существования микротрещин, трубы подвергались как с наружной, так и с внутренней стороны исследованию на микроскопах УЖМ-2I и МИМ-7.

Исследования показали, что максимальная глубина микротрещин после 38 циклов обмывки на наружной поверхности стали из стали ДИ-59 составляла 0,3 мм и для стали I2X18H12T - 0,4 мм. С увеличением количества циклов водяной обмывки до 84 их глубина возрастала и составляла соответственно 0,85 и 0,5 мм. После 129 циклов обмывки максимальная глубина трещин на поверхности труб из сталей ДИ-59 и I2X18H12T соответственно составляла 0,4, 0,55 мм. При интенсивной обмывке ($\tau_0 = 1,85-3,70$ ч), значительно превышающей частоту обмывки на действующих пылесланцевых котлах и при средней температуре металла 510-520 °С, при периоде обмывки 3,70 часа и общем количестве обмывочных циклов 482, средняя глубина микротрещин у стали I2X18H12T составляла 0,12 мм, а у стали ДИ-59 - 0,13 мм. Максимальная глубина микротрещин равнялась соответственно 0,17 и 0,3 мм. При более интенсивном режиме обмывки, при меньшей средней температуре металла (335-422 °С) склонность стали ДИ-59 к трещинообразованию проявилась еще в большей степени. Например, при периоде обмывки 1,85 часа и общем количестве циклов обмывки 964, средняя глубина микротрещин на поверхности труб из стали I2X18H12T составляла 0,10 мм, а для стали ДИ-59 - 0,97 мм. Максимальная глубина микротрещин равнялась соответственно 0,14 и 1,26 мм. Микротрещины у стали ДИ-59 имели строго выраженный клинообразный вид, а у стали I2X18H12T они были заполнены продуктами коррозии.

Как видно, в эксплуатационной проверке выяснилось преимущество хромомарганцевой стали ДИ-59 перед аустенитной сталью I2X18H12T как при сжигании мазута, так и при сжигании эстонских сланцев в условиях умеренной водяной обмывки.

На основе полученных результатов испытаний длительно-стью до 30000 часов можно заключить, что хромомарганцевая аустенитная сталь применима в мазутных котлах вместо стали I2X18H12T до температуры металла 560 °С. Возможность применения ее при более высоких температурах металла требует экспериментальной проверки. Хромомарганцевая сталь ДИ-59 применима также вместо хромоникелевой стали I2X18H12T в качестве материала для изготовления труб ширмовых пароперегревателей сланцевых котлов в условиях эксплуатационной водяной обмывки. При умеренной интенсивности обмывки образование термо-усталостных микротрещин в стали ДИ-59 не является опасным.

Прогнозирование более длительного срока работы требует экспериментальной проверки.

Л и т е р а т у р а

1. Кузнецов Е.В., Максимов А.И., Рябченко А.В. Влияние легирования на жаростойкость хромомарганцевых сталей // Влияние физико-химической среды на жаропрочность металлических материалов. М.: Наука, 1974. С. 56-81.

2. Зусман В.М., Тихонова В.В. Структурная стабильность, жаропрочность и коррозионная стойкость хромомарганцевых котельных сталей // Электрические станции. 1978. № 6. С. 18-21.

3. Отс А.А., Лайд Я.П., Рандманн Р.Э., Суйк Х.Х. Исследование коррозионной стойкости хромомарганцевых аустенитных сталей в промышленных условиях мазутных котлов // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. 1983. № 547. С. 37-43.

4. Отс А.А., Лайд Я.П., Рандманн Р.Э., Суйк Х.Х., Пелла В.Э. Эксплуатационная надежность хромомарганцевых сталей при сжигании мазута и эстонских сланцев. Жаростойкая и жаропрочная хромомарганцевая сталь ДИ-59 // Тр. ЦНИИТМаш № 207. С. 42-48.

A. Ots, H. Suik, R. Randmann, J. Laid, G. Anson

Kroommangaanterase ДИ-59 kasutamise võimalusest
masuudi- ja põlevkivikateldes

Kokkuvõte

Käesolevas artiklis esitatakse kroommangaanterase ДИ-59 ja kroomnikkelterase 12X18H12T korrosioonikatsetuste tulemused põlevkivi- ja masuudikatelde ülekuumendites tööstuslikes ja pooltööstuslikes tingimustes. Tuuakse ära katsetorude korrosiooni sügavus ja välispinna seisukord erinevatel gaaside temperatuuridel ja töötundide erineva arvu juures. Esitatakse samuti katsetorude mehaaniliste omaduste uurimise tulemused.

A. Ots, H. Suik, R. Randmann, J. Laid, G. Anson

Possibilities of Using Manganese Tubes of DI-59
in Boilers Burning Oil and Estonian Oil Shale

Abstract

This paper gives the results of the investigation of the manganese tubes DI-59. The test tubes have been erected in the boilers burning oil and Estonian oil shale. Corrosion-resistant, crack-resistant and microstructural properties of the DI-59 were examined. The mechanical properties of the DI-59 had changed after testing, the surface of the tubes had hardened.

З. Мичевич, Т. Тийма, Х. Клар

ТЕПЛОПРОВОДНОСТЬ ТОПОЧНЫХ ЗОЛОВЫХ ОТЛОЖЕНИЙ

Образование и свойства золовых отложений на поверхностях нагрева паровых котлов сильно связаны с условиями работы котла, составом золы, температурным режимом топки и поверхностей нагрева. Знание теплофизических свойств отложений позволяет оценить тепловую работу поверхностей нагрева, оптимизировать режимы их очистки, а кроме того эти данные имеют самостоятельную познавательную ценность при создании общей теории процессов образования золовых отложений.

В данной работе исследована теплопроводность спекающихся в ходе процесса загрязнения золовых отложений, снятых с топочных и пароперегревательных поверхностей нагрева котла производительностью 227,8 кг/с ТЭС "Косово Б" (СФРЮ), сжигающего косовский лигнит. Этот котел башенной конструкции, схема его топки с указанием мест взятия проб отложений для данной работы приведена на рис. 1. Топка работает в режиме твердого шлакоудаления, температура уходящих из топки газов 950 °С. Зола косовского лигнита отличается низкой температурой жидкоплавного состояния (порядка 1250 °С).

Образцы (кроме образца № 12) для исследования теплопроводности получены путем вытачивания и шлифования от кусков спеченной в котельных условиях золы. Образец № 12 спечен в лабораторной электропечи при температуре 1100 °С из измельченной золы, отобранной с поверхности нагрева. Такое спекание позволяло получить образец с более низкой плотностью. Все образцы имеют форму диска диаметром 15 мм и толщиной 1,5–3 мм.

Коэффициент теплопроводности определен на стандартной лабораторной установке ИТ-Л-400 в интервале температур 200–400 °С. Установка работает по методу монотонного нагре-

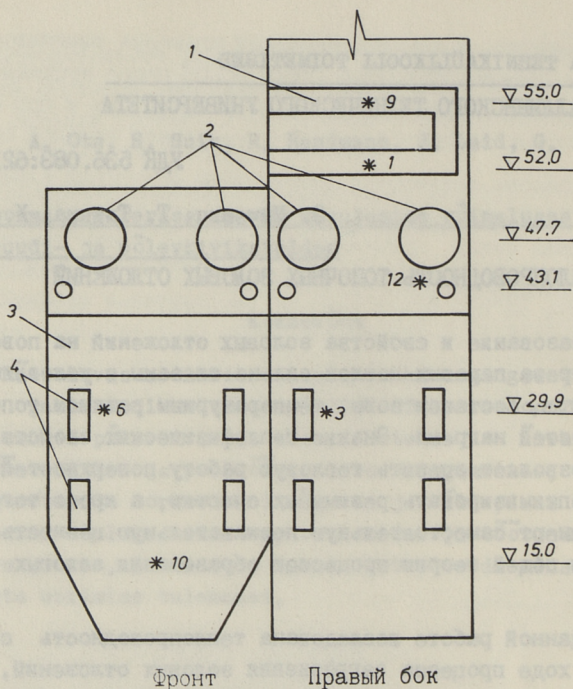


Рис. 1. Схема топки башенного котла и места отбора проб отложений (отмечены звездочкой):

- 1 - высокотемпературный пароперегреватель,
 2 - места отбора газов на сушку, 3 - экранный пароперегреватель, 4 - горелки.

ва [1]. Верхний предел ее работы по температуре 400°C и по коэффициенту теплопроводности $5 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$. Поскольку температура 400°C является приблизительной температурой стенки экранной трубы котла, то для данных исследований этот температурный интервал нас в какой-то степени удовлетворяет.

Результаты измерения коэффициента теплопроводности приведены на рис. 2. По этим данным образцы можно разделить на три группы, резко отличающихся как по теплопроводности, так и по плотности. Плотность образцов определена измерением их массы и геометрических размеров. На рис. 3 приведена зависимость коэффициента теплопроводности образцов при 400°C от их плотности.

Эффективная плотность золовых отложений, следовательно и плотность образцов, сильно зависит от температурных и

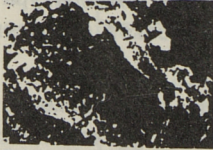
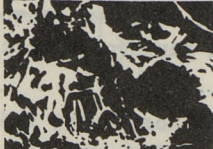



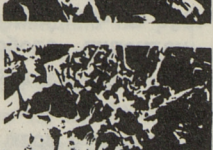
аэродинамических условий их образования. В этой связи образцы № 1 и 9, полученные с труб пароперегревателя, ожидаемо имеют плотность значительно выше. Что касается образца № 6, полученного с топочной поверхности, то, по всей вероятности, в этой части топки отложения долгое время не сдувались аппаратами очистки и со временем уплотнились. Более высокая плотность отложений с пароперегревателя объясняется, во-первых, тем, что температура пароперегревательных поверхностей на 100–150 К выше, чем температура топочных поверхностей, а во-вторых, более высокой скоростью набегающего пылегазового потока.

О структуре отложений можно получить представление по микрофотоснимкам их поперечной поверхности разлома. Микрофотографии, представленные в таблице I, получены растровым электронным микроскопом. Увеличение для данного формата составляет 1500 раз.

Следует отметить, что образец № 12, полученный лабораторным спечением, резко отличается по своей структуре от других. В этом образце имеются большие пустоты (поры) размерами порядка 10 мкм. Как следовало ожидать, плотность этого образца самая низкая. Образцы № 3 и 10 из отложений, собранных с нижней части топки, имеют довольно мелкозернистую структуру с игольчатыми образованиями. Их пористость заметная, размер пор порядка 3–5 мкм. Третью группу составляют образцы № 1, 9 и 6, которые имеют самую высокую плотность, следовательно, и коэффициент теплопроводности. В их микроструктуре бросаются в глаза кристаллические образования без видимых пор.

В таблице I также приведены данные по основному химическому составу исследуемых образцов. Рентгенофазовый анализ проб 1, 3, 10, 12 показывает наличие во всех этих образцах ангидрита CaSO_4 , кальцита CaCO_3 , гематита Fe_2O_3 , а в отдельных пробах встречаются также магнетит, свободная CaO и ларнит. Полуколичественный рентгенофазовый анализ некоторых проб первоначальных отложений из той же топки котла ТЭС "Косово Б" показал, что основную долю минералов, содержащих CaO , составляет ангидрит. Поэтому при обработке данных по химическому анализу в настоящей работе сделан перерасчет содержания CaO и SO_3 -сульфатного на CaSO_4 .

Структура и состав образцов

Номер об- разца	Микроструктура (увел. 1500 х)	Плотность кг/м ³	Основной состав, масс. %			
		Порис- тость, %	SiO ₂	Fe ₂ O ₃	CaSO ₄	MgSO ₄
12		$\frac{960}{70.5}$	11.0	17.0	56.6	8.0
3		$\frac{1230}{61.0}$	8.3	7.7	61.4	7.5
10		$\frac{1540}{53.0}$	7.5	31.2	48.6	9.0
I		$\frac{2270}{31.0}$	7.6	24.8	54.0	9.0
6		$\frac{2290}{30.0}$	7.3	14.0	54.5	9.0
9		$\frac{2370}{26.0}$	6.9	14.2	60.1	10.0

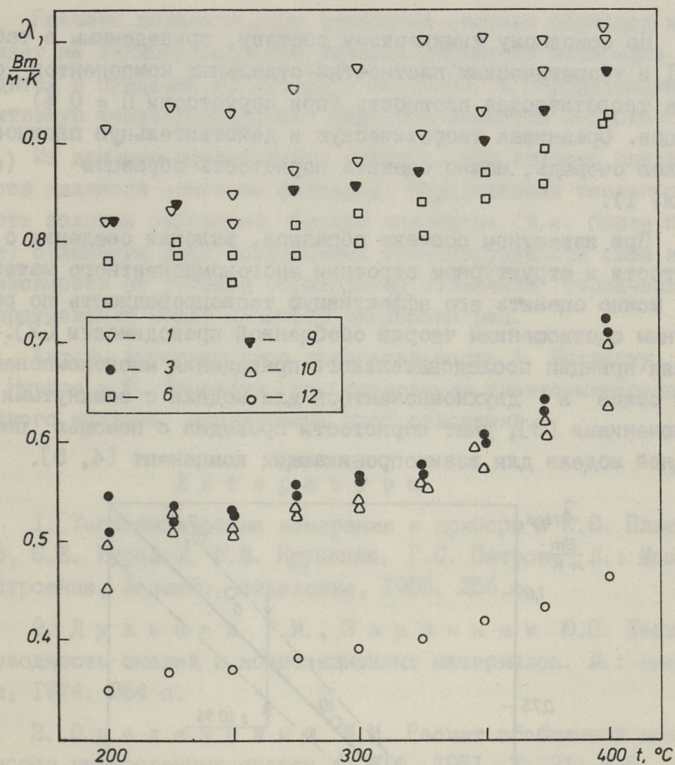


Рис. 2. Теплопроводность образцов, изготовленных из золотых отложений.

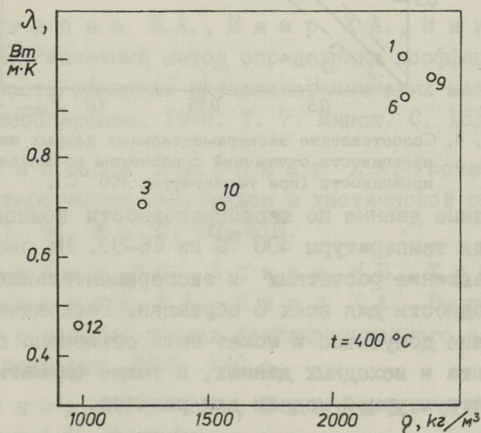


Рис. 3. Зависимость коэффициента теплопроводности отложений от их пористости.

По основному химическому составу, приведенным в таблице I и теоретическим плотностям отдельных компонентов оценена теоретическая плотность (при пористости $\Pi = 0\%$) образцов. Сравнивая теоретическую и действительную плотность, в свою очередь, можно оценить пористость образцов (см. табл. I).

При известном составе образцов, включая сведения о пористости и структурном строении многокомпонентного материала, можно оценить его эффективную теплопроводность по расчетным соотношениям теории обобщенной проводимости [2]. Применяя принцип последовательного приведения многокомпонентной смеси к двухкомпонентной для модели с замкнутыми включениями [3], учет пористости проведен с помощью переходной модели для взаимопроникающих компонент [4, 5].

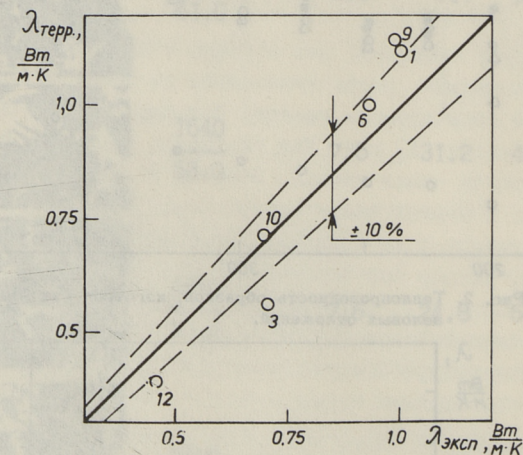


Рис. 4. Сопоставление экспериментальных данных по теплопроводности отложений с расчетом по модели теплопроводности (при температуре 400°C).

Исходные данные по теплопроводности компонентов смеси выбраны для температуры 400°C из [6–8]. На рис. 4 приведено сопоставление расчетных и экспериментальных данных по теплопроводности для всех 6 образцов. Расхождение порядка $\pm 10\%$ вполне допустимо и может быть объяснено погрешностью эксперимента и исходных данных, а также схематичностью применяемой структурной модели для расчета.

Расчеты показали, что изменение состава образцов мало влияет на теплопроводность каркаса пористого материала (находится в пределах от 2,4 до 3 Вт/(м·К) и определяющим эффективным теплопроводность фактором является пористость.

Из данного исследования следует, что степень спекаемости является основным фактором, определяющим теплопроводность золовых отложений. Сильно спеченные (т.е. более плотные) отложения дают коэффициент теплопроводности выше и в зависимости от условий образования отложений термическое сопротивление может меняться несколько раз.

Авторы выражают свою признательность А. Махлапуу, М. Нуутре и Ю. Лоосаару за проведение химико-минералогического анализа исследуемых проб отложений.

Л и т е р а т у р а

1. Теплофизические измерения и приборы / Е.С. Платунов, С.Е. Буравой, В.В. Крупенин, Г.С. Петров. Л.: Машиностроение, Ленингр. отделение, 1986. 256 с.

2. Дульнев Г.И., Заричняк Ю.П. Теплопроводность смесей и композиционных материалов. Л.: Энергия, 1974. 264 с.

3. Оделевский В.И. Расчет обобщенной проводимости гетерогенных систем // ЖТФ. 1951. Т. 21, № 6. С. 667-685.

4. Осипова В.А., Кяар Х.А., Никольская О.Н. Расчетный метод определения коэффициента теплопроводности бинарных металлокерамических материалов // Тепло- и массоперенос. 1972. Т. 7. Минск. С. 151-154.

5. Осипова В.А., Кяар Х.А. Расчет теплопроводности гетерогенных материалов с хаотической структурой // ИФЖ. 1981. Т. 41, № 4. С. 607-616.

6. Глебов В.П., Эскин Н.Б., Трубачев В.М., Таратута В.А., Кяар Х.А. Внутритрубные образования в паровых котлах сверхкритического давления. М.: Энергоатомиздат, 1983. 240 с.

7. Николаев С.А., Николаев Н.Г., Саламатин А.Н. Теплофизика горных пород. Казань: Изд. Казанского университета, 1987. 150 с.

8. Кржижановский Р.Е., Штерн З.Ю.
Теплофизические свойства неметаллических материалов. Л.:
Энергия, 1973. 336 с.

Z. Mićević, T. Tiikma, H. Kaar

Kolde küttepindade tuhasadestiste soojusjuhtivus

Kokkuvõte

Artiklis on toodud andmed Kosovo ligniiti (Jugoslaavia SFV) põletava tornkatla kolde ja ülekuumendi küttepindadelt kogutud paatunud tuhasadestiste soojusjuhtivusteguri kohta. On näidatud, et tuhasadestiste soojusjuhtivus sõltub põhiliselt nende poorsusest, mis omakorralda on määratud sadestiste tekkimise tingimustega. Katseandmete ja teoreetilise soojusjuhtivuse mudeli abil saadud tulemused ei erine rohkem kui $\pm 10\%$.

Z. Mićević, T. Tiikma, H. Kaar

The Boiler Furnace Deposits Thermal Conductivity

Abstract

Experiments have been carried out to determine the thermal conductivity of the boiler furnace and the superheater fireside sintered deposits. The deposits are from the Yugoslavian lignite ash (Heat Power Station Kosovo B). The results of this investigation show that the thermal conductivity of the ash deposits depend on the porosity or density of the deposits' material. The porosity depends on the fouling conditions in the boiler furnace. The experimental results and the results of calculations by the heat conductivity model have the discrepancy not more than $\pm 10\%$.

Ю.Д. Йыгева, Х.А. Клар, Т.Б. Тийкма

ПРОМЫШЛЕННОЕ ИСПЫТАНИЕ ЗВУКОВОЙ ОЧИСТКИ
ЭКОНОМАЙЗЕРА КОТЛА ТП-67 ОТ НАРУЖНЫХ
СЫПУЧИХ ОТЛОЖЕНИЙ

Как известно, на сегодняшний день широко применяемые способы очистки наружных поверхностей нагрева котлов (паровая и водяная обдувка, дробе- и виброочистка, импульсная очистка), оказывают отрицательное влияние на элементы котла (износ труб, микротрещины, усталостные явления и т.п.). Кроме того, при использовании данных методов очистки, из-за сложной геометрии поверхностей нагрева, трудно достичь равномерной очистки (тыльные стороны труб, угловые участки). К недостаткам традиционных методов можно отнести и то, что очистка проводится периодически, через относительно длинные промежутки.

Вышеизложенные недостатки побудили к разработке новых методов очистки, из которых перспективным оказался звуковой.

Звуковой способ очистки поверхностей нагрева применяется для удаления механически малопрочных (сыпучих) отложений, преимущественно в конвективных поверхностях [1].

Звукогенератор создает акустические волны, которые воздействуют на поток дымовых газов, обтекающий трубы поверхности нагрева (конвективный пароперегреватель, экономайзер) или перемещающийся внутри труб (воздухоподогреватель). Акустические колебания влияют на поведение твердых частиц в потоке, на слои образовавшихся отложений и на характеристики пограничных слоев. Суммарный эффект очистки включает воздействие колебательной скорости потока на механическое разрушение отложений и изменение условий приближения частиц к стенке трубы и их сцепления [2].

Звуковые генераторы могут работать на различных частотах. Высокочастотные генераторы работают в области 200–400 Гц, низкочастотные на частотах 16–25 Гц [3, 4, 5]. Установлено, что низкочастотные волны дают лучший эффект очистки при меньшей интенсивности звука, однако возбуждение инфразвука (ниже 20 Гц) высокой интенсивности технически сложнее, чем генерирование звука акустических частот. Критический уровень интенсивности звука, при котором начинает проявляться акустическое воздействие в газовой среде, составляет 135–137 дБ (30–50 Вт/м² для воздуха при атмосферном давлении) [5]. Низкочастотные волны имеют свойство всестороннего распространения и низкого уровня поглощения, благодаря чему эффект очистки достигается и в труднодоступ-

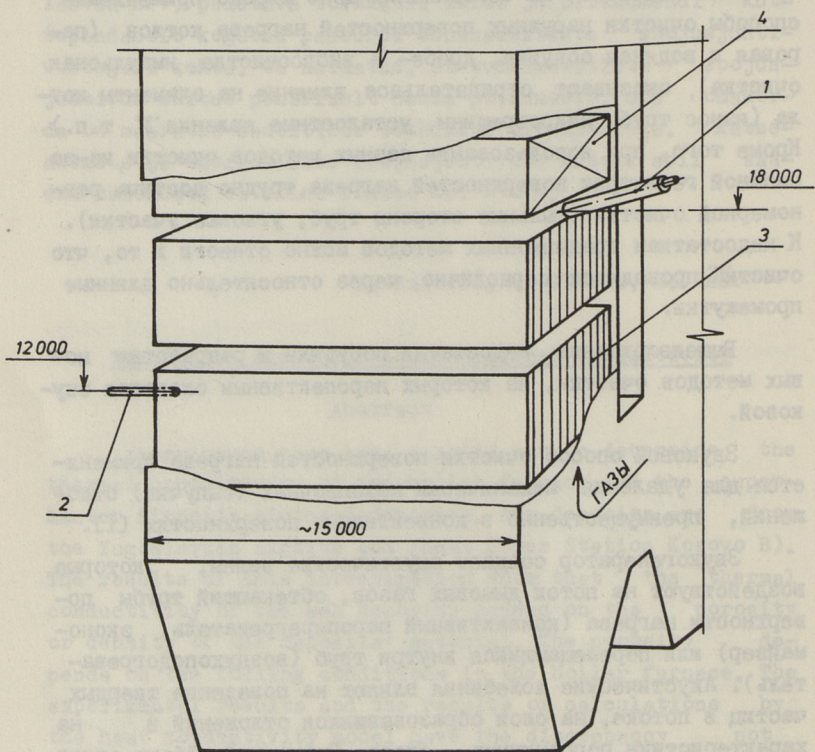


Рис. 1. Расположение звукогенератора и зонда в газоходе котла ТП-87 во время промышленных испытаний: 1 - звукогенератор, 2 - зонд, 3 - ширмовый экономайзер, 4 - пакетный экономайзер.

ных местах (тыльные стороны труб, угловые участки и т.д.). Один звукогенератор, работающий при частоте 20 Гц, обеспечивает очистку поверхностей в объеме 15х15х15 м [6].

Сконструированный звукогенератор представляет собой неподвижную втулку с окном, которая подсоединена к магистрали сжатого воздуха. Вокруг втулки с помощью электродвигателя вращается гильза, в которой находится щель. При вращении щель гильзы периодически совпадает с окном во втулке и создает резкие пульсирующие струи воздуха. Возникающие акустические колебания усиливаются в резонаторе, который присоединен к генератору. Частоту генерируемого звука можно менять с помощью изменения количества оборотов электродвигателя.

После лабораторных испытаний [2, 7] были проведены исследования в промышленных условиях на сланцевом котле ТП-67 паропроизводительностью 320 т/ч, с давлением и температурой перегретого пара соответственно 14 МПа и 540 °С. Звукогенератор был смонтирован на газоходе с восходящим потоком над ширмовым экономайзером (температура газов $T_r = 370-430$ °С) с углом расположения к горизонту $\sim 35^\circ$ (рис. 1).

Рабочая частота звукогенератора составляла около 20 Гц, давление в магистрали сжатого воздуха 0,32 МПа, расход воздуха примерно 150 л/с. Звукогенератор работал непрерывно в течение 1,5 часа.

Эффективность работы звукогенератора оценивалась по изменению тепловосприятия зонда во время работающего и выключенного звукогенератора.

Зонд (рис. 2) был введен в газоход экономайзера с противоположной стороны газохода на расстоянии от выходного сечения резонатора звукогенератора ~ 15 м (рис. 1). Зонд представляет собой систему с двумя трубами разных диаметров. Труба меньшего диаметра (длиной 1700 мм) помещена и центрирована в трубе большего диаметра (длиной 1090 мм), причем внутренняя труба является подвижной и охлаждается воздухом. Воздушное охлаждение достигалось за счет разрежения в газоходе, которое измерялось с помощью микроманометра. Рабочий участок внутренней трубы, который устанавливался в газоходе, снабжен термопарами для оценки загрязнения зонда (рис. 2) (1), измерения температуры газов в газоходе (2) и тепловос-

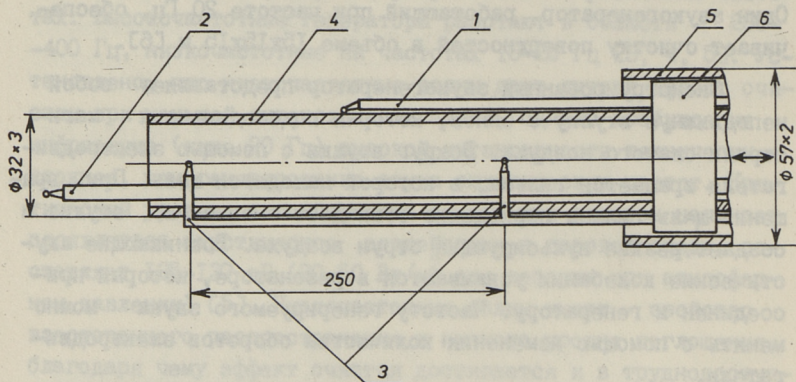


Рис. 2. Зонд:

- 1 - ХА термопара ϕ 0,5 мм (установлена контактной сваркой),
- 2 - ХА термопара ϕ 3 мм, 3 - ХК термопары ϕ 0,5 мм (подключены дифференциально),
- 4 - внутренняя труба (подвижная), 5 - наружная труба,
- 6 - стакан (для центрирования внутренней трубы).

приятия зонда (3). Термопары, с помощью которых определялось тепловосприятие зонда, были присоединены дифференциально для определения разницы температур (ΔT) среды на рабочем участке зонда.

Для визуальной оценки количества отложений на рабочем участке перед удалением зонда из газохода внутренняя труба задвигалась в трубу большего диаметра так, чтобы рабочий участок зонда был защищен от сдувания отложений.

Тепловосприятие зонда вычислялось из уравнения

$$q = \frac{Q}{F} = \frac{C_p M \Delta T}{F},$$

где q , Q - соответственно плотность теплового потока, $[\text{Вт}/\text{м}^2]$ и тепловой поток, $[\text{Вт}]$, воспринятый рабочим участком, где измерялось ΔT ;

ΔT - изменение температуры воздуха на рабочем участке, $[\text{°C}]$;

F - площадь рабочего участка, $[\text{м}^2]$;

C_p - удельная теплоемкость воздуха, $[\text{Дж}/\text{кг}\cdot\text{K}]$;

M - массовый расход воздуха, $[\text{кг}/\text{с}]$.

Для оценки эффективности звуковой очистки использовалось соотношение тепловосприятий ψ (коэффициент тепловой эффективности).

$$\psi = q / q_0,$$

где q_0 — плотность теплового потока, воспринятого чистым зондом;

q — текущее значение воспринимаемой плотности теплового потока в условиях образования наружных отложений.

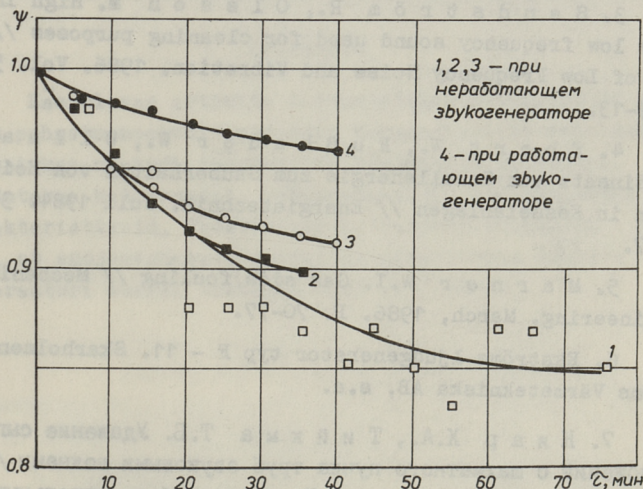


Рис. 3. Зависимость коэффициента тепловой эффективности от времени.

Согласно полученным данным, эффективность теплообмена в условиях работающего звукогенератора увеличивается от 0,85 до 0,95 (рис. 3). При работе звукогенератора на поверхности зонда оказалась лишь узкая прослойка золы на верхней образующей и небольшой налет на боковых участках.

Зона эффективной очистки акустическим способом зависит от частоты звука и ограничивается одной длиной волны, что практически совпадает с расстоянием зонда от резонатора звукогенератора.

Дальнейшие исследования нацелены на уточнение режимов работы звукогенератора и проведение длительных испытаний.

Л и т е р а т у р а

И. К л а р Х.А., К у у с к М.-Ю.М. Звуковая очистка поверхностей нагрева котлов от наружных сыпучих отложений // Энергохозяйство за рубежом. 1985. № 5. С. 1-8.

2. И н г е в а Ю.Ю., К л а р Х.А., Т и й к м а Т.Б. Звуковая очистка конвективных поверхностей нагрева паровых котлов // Тезисы докладов Республиканской конференции "Проблемы загрязнения и очистки наружных поверхностей нагрева паровых котлов". Батуми, 1988. С. 153-155.

3. S a n d s t r ö m R., O l s s o n M. High intensity low frequency sound used for cleaning purposes // Journal of Low Frequency Noise and Vibration. 1986. Vol. 5, N 1. P. 9-13.

4. E b e r t W., F u b h a u e r W., U l l m a n n K. Einsatz von Schallenergie zum Sauberhalten von Heitzflächen in Kesselanlagen // Energietechnik. Juli 1984. 34. Jg. N. 7.

5. M a r n e r W.I. Gas side fouling // Mechanical Engineering. March, 1986. P. 70-77.

6. Ekströms ljudgenerator typ F - 11. Skarholmen Ekströms Värmetekniska AB, s.a.

7. К л а р Х.А., Т и й к м а Т.Б. Удаление сыпучих отложений с шахматного пучка труб звуковыми волнами // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. Проблемы работы котельных установок тепловых электростанций, 1987. № 656. С. 69-72.

Akustilise puhastusmeetodi tööstuslikud katsetused
katlal TP-67 väliste pudedate sadestiste eemaldamiseks

Kokkuvõte

Käesolevas artiklis tutvustatakse küttepinde akustilist puhastusmeetodit pudedate tuhasadestiste eemaldamiseks. Esitatakse meetodi tööstuslike katsetuste tulemused. Kirjeldatakse katseseadet, heligeneraatori töö põhimõtet ja karakteristikuid. Tööstuslike katsetuste tulemused näitavad, et soojusvahetuse suhteline efektiivsus töötava heligeneraatori korral suurenes 0,85-st 0,95-ni.

J. Jõgeva, H. Kaar, T. Tiikma

Industrial Testing of Sound Cleaning on Economizer
of Boiler TP-67 from External Friable Deposits

Abstract

Friable soot deposits removing from heat surfaces with sound cleaning method is described in this paper. Results of industrial testing are presented. The description of experimental installation, principle and characteristics of sound generator are given. The results of industrial testing show that under functioning sound generator the relative thermal efficiency of heat transfer rises from 0.85 to 0.95.

РАСЧЕТ ТЕПЛОПЕРЕДАЧИ ЧЕРЕЗ ПРЯМЫЕ РЕБРА
ПОСТОЯННОГО ПОПЕРЕЧНОГО СЕЧЕНИЯ

Расчет тепловых потоков, передаваемых ребрами с помощью конвекции, производится по формуле [1]

$$Q_0 = \alpha_{\delta} H v_0 E, \quad (I)$$

где α_{δ} - коэффициент теплоотдачи на боковой поверхности ребра;

H - площадь боковой поверхности ребра;

v_0 - температурный напор в корне ребра;

E - коэффициент эффективности ребра, определяемый как отношение среднего температурного напора на поверхности ребра к температурному напору в корне ребра.

Изменение теплового потока, передаваемого теплообменной поверхностью, обусловленное изменением параметров обрешетки и условий теплообмена со стороны обоих теплоносителей, вызывает изменение температурного напора в корне ребра и делает невозможным расчет его величины по формуле (I).

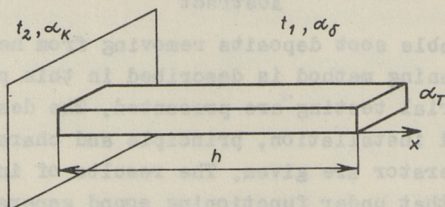


Рис. 1. Прямое ребро постоянного сечения.

Дифференциальное уравнение теплопроводности для прямых ребер постоянного поперечного сечения (рис. I) с теплоотдачей конвекцией имеет вид

$$\frac{d^2 v}{dx^2} - \frac{\alpha_{\delta} P}{\lambda f} v = 0, \quad (2)$$

где v - температурный напор на поверхности ребра;
 x - координата;
 λ - коэффициент теплопроводности ребра;
 p - периметр поперечного сечения ребра;
 f - площадь поперечного сечения ребра.

Для прямых ребер постоянного поперечного сечения отношение p/f является постоянным и общее решение уравнения (2) может быть представлено в виде

$$v = c_1 e^{mx} + c_2 e^{-mx}, \quad (3)$$

где c_1 и c_2 - произвольные постоянные и $m = \sqrt{\frac{\alpha_{\text{ср}} p}{\lambda f}}$.

В случае теплоотдачи конвекцией на торце ребра с коэффициентом теплоотдачи $\alpha_{\text{т}}$ и в корне ребра с коэффициентом теплоотдачи $\alpha_{\text{к}}$ граничные условия будут иметь вид

$$\begin{aligned} x = 0; & -\lambda f \frac{dv}{dx} = \alpha_{\text{к}} f (v_0 - v) \\ x = h; & -\lambda f \frac{dv}{dx} = \alpha_{\text{т}} f v. \end{aligned} \quad (4)$$

Здесь $v_0 = t_1 - t_2$ - температурный напор между теплообменивающими средами,

h - высота ребра.

Подставляя граничные условия (4) в решение (3), получим

$$c_1 = \frac{v_0}{\frac{(1 + \frac{\alpha_{\text{т}}}{\lambda m})}{(1 - \frac{\alpha_{\text{т}}}{\lambda m})} (\frac{\lambda m}{\alpha_{\text{к}}} + 1) e^{2mh} - (\frac{\lambda m}{\alpha_{\text{к}}} - 1)} \quad (5)$$

и

$$c_2 = \frac{v_0}{(\frac{\lambda m}{\alpha_{\text{к}}} + 1) - \frac{(1 - \frac{\alpha_{\text{т}}}{\lambda m})}{(1 + \frac{\alpha_{\text{т}}}{\lambda m})} (\frac{\lambda m}{\alpha_{\text{к}}} - 1) e^{-2mh}}$$

Тепловой поток, передаваемый ребром, будет равен

$$Q = -\lambda f \left. \frac{dv}{dx} \right|_{x=0} - \lambda m f (c_1 - c_2) = \lambda m f (c_2 - c_1). \quad (6)$$

Обозначив $\frac{1 + \frac{\alpha_{\text{т}}}{\lambda m}}{1 - \frac{\alpha_{\text{т}}}{\lambda m}} = \sigma$, подставив значения c_1 и c_2 в выражение (6) и произведя преобразования, получим

$$Q = \frac{\lambda m f v_0}{\frac{\sigma e^{2mh} + 1}{\sigma e^{2mh} - 1} + \frac{\lambda m}{\alpha_{\text{к}}}} \quad (7)$$

Если коэффициент теплоотдачи в корне ребра $\alpha_k = \infty$, что соответствует известному температурному напору в корне ребра, то тепловой поток, передаваемый ребром, будет равен

$$Q_1 = \lambda m f v_0 \frac{\alpha e^{2mh} - 1}{\alpha e^{2mh} + 1}. \quad (8)$$

В случае теплоизолированного торца ($\alpha_T = 0$) формула для расчета теплового потока, передаваемого ребром, еще больше упрощается:

$$Q_2 = \lambda m f v_0 th(mh). \quad (9)$$

Для расчета теплового потока, передаваемого ребром по формуле (9), но с учетом теплоотдачи с торца, применяется приближение Харпера-Брауна [11]. Суть этого приближения заключается в увеличении высоты ребра на величину h' , поверхность которой передавала бы такое же количество тепла, как и торец.

Количество тепла, передаваемое через торец ребра, равно

$$Q_T = \alpha_T f v_T. \quad (10)$$

где v_T - температурный напор на поверхности торца ребра.

Количество тепла, которое должно быть передано через дополнительную боковую поверхность ребра, может быть выражено следующим образом:

$$Q'_s = \alpha_s p h' v', \quad (11)$$

где v' - средний температурный напор на дополнительной поверхности ребра.

Если принять средний температурный напор на дополнительной поверхности ребра v' равным температурному напору на торце ребра v_T и приравнять тепловые потоки, выражаемые формулами (10) и (11), получим

$$h' = \frac{\alpha_T f}{\alpha_s p}. \quad (12)$$

Поскольку

$$\frac{f}{p} = \frac{\alpha_s}{\lambda m^2},$$

то

$$h' = \frac{\alpha_T}{\lambda m^2} \quad (13)$$

и

$$Q_1 = \lambda m f v_0 th [m(h + h')] = \\ = \lambda m f v_0 th \left(mh + \frac{\alpha_T}{\lambda m} \right) = \lambda m f v_0 \eta_1. \quad (14)$$

Расчет тепловых потоков по формулам (8) и (14) для практически применяемых параметров оребрения и теплообмена дает идентичный результат. Для определения величины $\eta_1 = th(mh + \frac{\alpha_T}{\lambda m})$ можно воспользоваться графиком, представленным на рис. 2.

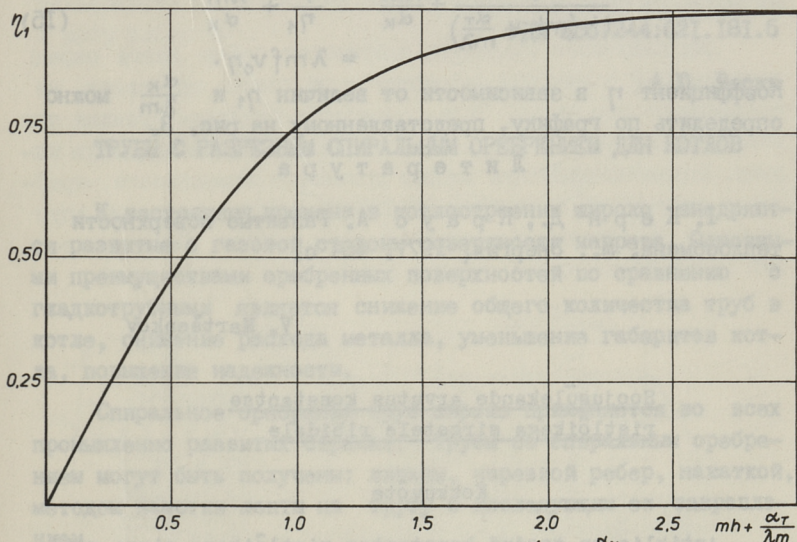


Рис. 2. График зависимости $\eta_1 = th(mh + \frac{\alpha_T}{\lambda m})$.

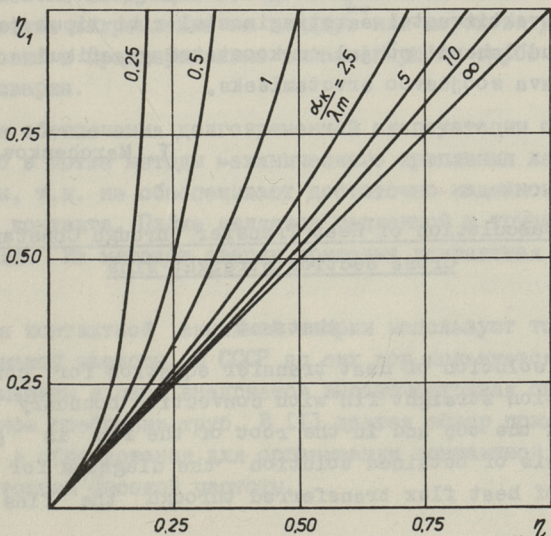


Рис. 3. Номограмма для определения η по η_1 и $\frac{\alpha_k}{\lambda m}$.

Используя выражение (14), тепловой поток (7), передаваемый ребром, с учетом теплоотдачи в корне, можно представить в виде

$$Q = \frac{\lambda m f v_0}{\frac{1}{\text{th}(mh + \frac{\alpha_T}{m\lambda})} + \frac{\lambda m}{\alpha_K}} = \frac{\lambda m f v_0}{\frac{1}{\eta_1} + \frac{\lambda m}{\alpha_K}} = \lambda m f v_0 \eta. \quad (15)$$

Коэффициент η в зависимости от величин η_1 и $\frac{\alpha_K}{\lambda m}$ можно определить по графику, представленному на рис. 3.

Л и т е р а т у р а

И. Керн Д., Краус А. Развитие поверхности теплообмена. М.: Энергия, 1977. 464 с.

V. Martšenkov

Soojusülekande arvutus konstantse ristlõikega sirgetele ribidele

Kokkuvõte

Artiklis on toodud konstantse ristlõikega sirge ribi soojusjuhtivuse diferentsiaalvõrrandi lahendus, mis on saadud konvektiivsetel ääritingimustel ribi tipus ja alusel. Saadud lahendi põhjal on koostatud graafikud läbi ribi kantava soojusvoo arvutamiseks.

V. Marchenkov

The Calculation of Heat Transfer through Constant Cross Section Straight Fins

Abstract

The solution of heat transfer equation for constant cross section straight fin with convective boundary conditions on the top and in the root of the fin is given. On the basis of obtained solution the diagrams for calculation of heat flux transferred through the fins are drawn.

ТРУБЫ С РАЗРЕЗНЫМ СПИРАЛЬНЫМ ОРЕБРЕНИЕМ ДЛЯ КОТЛОВ

К настоящему времени в котлостроении широко внедряются развитые с газовой стороны поверхности нагрева. Основными преимуществами оребренных поверхностей по сравнению с гладкотрубными является снижение общего количества труб в котле, снижение расхода металла, уменьшение габаритов котла, повышение надежности.

Спиральное оребрение труб широко применяется во всех промышленно развитых странах. Трубы со спиральным оребрением могут быть получены: литьем, нарезкой ребер, накаткой, методом намотки ленты на трубу с последующим ее закреплением.

Известны следующие методы закрепления ленты на трубу: механическое закрепление на гладкую или шероховатую трубу, запрессовка в предварительно выполненную на трубе канавку, пайка, сварка.

Для обеспечения долговременной эксплуатации оребренных труб в котле методы механического крепления ленты не пригодны, т.к. не обеспечивают достаточно надежного термического контакта. Пайка является медленной и трудоемкой операцией. Из методов сварки пригодна контактная линейная сварка.

Для контактной линейной сварки используют токи высокой и низкой частоты. В СССР до сих пор пользуется большим вниманием и чаще внедряется высокочастотная сварка при спиральном оребрении труб. В [1] дается обзор применяемых методов и оборудования для организации контактной линейной сварки токами высокой частоты.

Сварка токами высокой частоты дает прочную металлургическую связь и надежный термический контакт ребра и трубы. При этом глубина зоны в трубе, структура и свойства которой изменяются в процессе сварки, меньше по сравнению с другими методами сварки.

Для получения разрезных спиральных ребер лента перед наматыванием и сваркой разрезается на полосы прорезями, не проходящими всю ленту. Такая обработка уменьшает усилие при наматывании ленты и позволяет увеличить ее максимальную ширину. После наматывания вместо сплошного спирального оребрения получается оребрение из полос, которые отделены друг от друга V-образными щелями (см. рис. 1б). Непрорезанным краем лента приваривается к трубе.

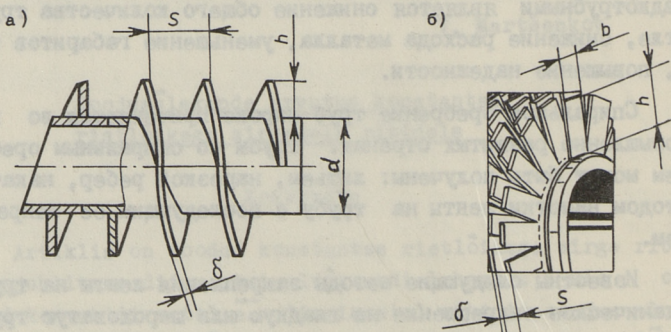


Рис. 1. Трубы со спиральным оребрением:
 а - сплошное оребрение;
 б - разрезное оребрение.

При увеличении коэффициента оребрения эффективность ребер заметно уменьшается: увеличение относительной высоты ребер h/b приводит к уменьшению коэффициента эффективности ребер. Увеличение относительной высоты ребер h/s приводит к уменьшению коэффициента теплоотдачи ребер и несущей трубы [2, 3].

На графиках рис. 2а представлены конвективные коэффициенты теплоотдачи шахматного и коридорного пучков со сплошным оребрением (см. рис. 1а), отнесенные к коэффициентам теплоотдачи неоребренного шахматного пучка (C_c). На графиках рис. 2б представлено отношение коэффициентов теплоотдачи шахматного и коридорного пучков с разрезными ребрами и коэффициентов теплоотдачи неоребренного шахмат-

ного пучка (C_p). Отношения взяты при равных диаметрах труб, межтрубных шагах, температуре потока, количестве продольных рядов в пучке, значениях критерия Re . Относительные коэффициенты теплоотдачи представлены по [3] и даны в зависимости от отношения высоты оребрения (ширины ленты) h к шагу ребер s .

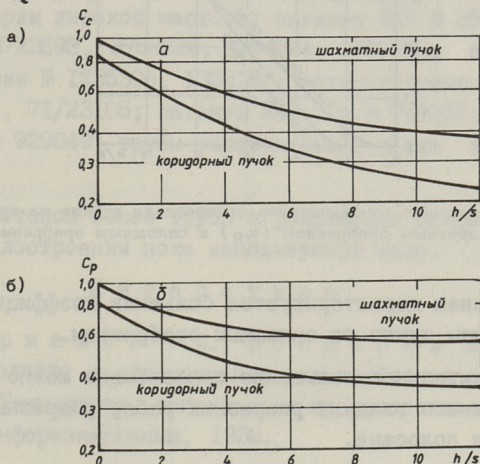


Рис. 2. Отношение теплоотдачи пучков из спирально-оребранных труб и неоребранных труб по [3]:
 а - при сплошном оребрении (C_c);
 б - при разрезном оребрении (C_p).

По графикам можно судить, что увеличение относительной высоты ребер h/s от 0 до 10 уменьшает коэффициенты конвективной теплоотдачи от 2 до 3,5 раз - больше при сплошных ребрах и коридорном расположении труб, меньше при разрезных ребрах и шахматном расположении труб.

При относительно низких ребрах (при большом шаге ребер), где $h/s < 1...2$, разрезание на теплоотдачу не влияет. Для более высоких ребер теплоотдача разрезных ребер выше, чем теплоотдача сплошных ребер. Эффект тем больше, чем выше отношение h/s (см. рис. 3). Причиной интенсификации теплообмена является турбулизация потока разрезными ребрами и то обстоятельство, что пограничные слои на каждой полосе получаются тоньше, чем на сплошном ребре. Увеличение аэродинамического сопротивления при этом отстает от увеличения теплоотдачи [3]. Это значит, что при равных значениях аэродинамического сопротивления пучки с разрез-

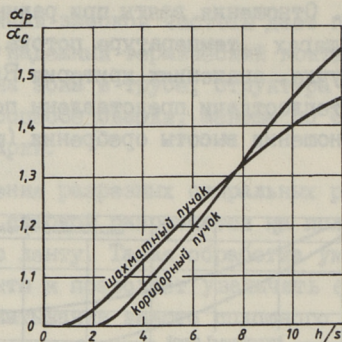


Рис. 3. Отношение коэффициентов теплоотдачи пучков из труб с разрезным оребрением (α_p) и сплошным оребрением (α_c).

ным оребрением характеризуются большими коэффициентами теплоотдачи, чем пучки со сплошным оребрением.

Дополнительное повышение теплообмена можно получить применяя вместо гладких разрезных ребер разрезные ребра с повернутыми полосами.

Несмотря на образование V-образных щелей при намотке разрезной ленты на трубу, теплообменная поверхность получаемого таким образом оребрения может быть при определенных соотношениях размеров ребер больше, чем теплообменная поверхность сплошных спиральных ребер той же высоты [4]. Таким свойством обладают спиральные ребра, состоящие из полос шириной 2,5...5 мм, у которых толщина, ширина и длина связаны между собой формулой:

$$d\delta > h\delta + \delta b. \quad (I)$$

Эксплуатация спиральных ребер на твердом топливе показала, что разрезание ребер уменьшает загрязнение золовыми отложениями, т.к. появляются течения между соседними щелями, также разрезные ребра лучше подвергаются воздействию обдувочных аппаратов [3]. Последние положения требуют в частных случаях дополнительной проверки.

Как следует из вышесказанного, разрезное спиральное оребрение имеет некоторые преимущества, за счет которых можно получить уменьшение теплообменной поверхности по сравнению со сплошным оребрением.

Технология изготовления разрезных спирально-оробренных труб разработана и запатентована во многих странах, данные по теплоотдаче и аэродинамическому сопротивлению имеются, и такие трубы широко применяются для котлов. Имеются следующие патенты на методы изготовления труб с разрезным спиральным оребрением с применением контактной линейной сварки высокой частоты: патенты США № 3578952, 3652820, 3723693, 3752228, 3764774, 3731738; патенты Великобритании № I235396, I328302; патенты Франции № 69/34035, 71/23108; патенты Бельгии № 769088; патент Италии № 929049; трубы запатентованы также в Японии и ФРГ.

В Советском Союзе трубы с разрезными спиральными ребрами в котлостроении пока используются мало.

Л и т е р а т у р а

1. Ермаков Г.И., Бондарев А.И., Зоз В.Н. Технология и оборудование для оребрения поверхностей нагрева. Технология, организация производства и управления/ НИИЭнформэнергомаш, 1986.

2. Левченко Г.И. и др. Оребренные поверхности нагрева паровых котлов. М.: Энергоатомиздат, 1986.

3. Spiro-Gills Engineering Manual. Oklahoma: Escoa, 1979.

4. Патент Великобритании № I235.396, Improvements in Heat-Exchanger Tubes. London, 1971.

A. Veski

Katkendliku spiraalse ribitusega torud katelde jaoks

Kokkuvõte

Artiklis vaadeldakse spiraalribitusega torude valmistamise meetodeid ja soojusülekannet. Kirjanduse andmetel on sama aerodünaamilise takistuse juures soojusülekanne katkendlikul spiraalsel ribil kõrgem kui katkestusteta ribil.

A. Veski

Serrated Helically Finned Tubes for Boilers

Abstract

This paper deals with methods of manufacturing and problems of heat transfer of the helically finned tubes. Researches of several authors demonstrate the superior heat transfer of the serrated fin over the solid fin for the same pressure drop.

УДК 536.24

И. А. Клевцов

ГИПОТЕЗЫ НАКОПЛЕНИЯ УСТАЛОСТНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ И ОЦЕНКИ ДОЛГОВЕЧНОСТИ МАТЕРИАЛОВ

Оценка долговечности элементов энергоустановок, где ожидаемым видом повреждения является многоцикловая усталость, усложняется в связи с меняющейся амплитудой напряжений. В этом случае необходимо иметь гипотезу накопления усталостных повреждений, применимую к заданному спектру нагрузений.

Наиболее широкое распространение получила гипотеза линейного суммирования повреждений [1]. Однако позднейшими исследованиями было показано существенное влияние на долговечность истории нагрузений, приводящее к нелинейным гипотезам [2], из которых наиболее известным и применимым для технических приложений является билинейное правило Мэнсона. Суть этого метода, как известно, состоит в замене экспериментально определяемой кривой роста усталостных повреждений при двухуровневых нагрузениях двумя прямыми, углы наклона которых и расположение точки пересечения (колена) зависят от соотношения долговечностей при нагрузениях каждого уровня, рис. 1:

$$\left. \begin{aligned} D_{k,2} &= 0,35 (N_1/N_2)^\alpha \\ (n/N)_{k,2} &= 1 - 0,65 (N_1/N_2)^\alpha \end{aligned} \right\} \quad (I)$$

где показатель степени $\alpha = 0,25$;

N_1, N_2 - долговечности первого и второго (в порядке следования) уровня нагрузений, выраженные числом циклов до возникновения трещины при воздействии напряжений соответствующего уровня.

Таким образом предполагается, что накопление повреждений проходит две стадии, в более ранних публикациях обозначавшиеся как стадии зарождения и распространения трещины [1] или стадии разрыхления зерен и развития усталостной трещины [3], в более поздних [2] – просто как I и II стадии без физической их интерпретации. Многочисленные экспериментальные данные по двухуровневым нагружениям, приводимые авторами [2], показывают хорошее согласие с (I).

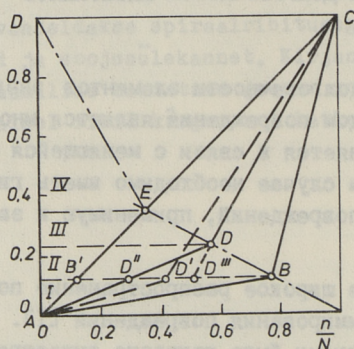


Рис. 1. Билинейное правило суммирования повреждений применительно к блоку из нагружений трех уровней, характеризуемых долговечностями $N_1 < N_3 < N_2$. N_1 принято за базовую долговечность, $N_{ref} \equiv N_1$.

Для практического применения билинейного правила суммирования к детерминированным блокам нагружений, состоящим из трех или более уровней, в работе [2] предлагается следующая упрощенная методика. Из всех нагружений блока выбирают уровни с наименьшей N_1 и наибольшей N_2 долговечностями (линии AEC и ABC, рис. 1), причем за первую стадию для всего блока принимаются повреждения, лежащие ниже точки B, за вторую – от B до единицы. Линии промежуточных уровней корректируются, колено из точки D переносится на уровень первой стадии в точку D'. Затем в пределах каждой стадии линейные функции повреждений каждого уровня нормализуются, то есть приводятся к единой прямой (делением на соответствующую относительную долговечность) и далее простым суммированием определяется их повреждаемость при прохождении одного блока нагружений и долговечность, выраженная числом блоков нагружений.

При проведении расчетов на ЭВМ необходимость в упрощениях отпадает. В предлагаемой модифицированной методике вид билинейных функций повреждений от составляющих блока остается без изменений. Весь диапазон повреждений от нуля до единицы разбивается на $l+1$ участков, рис. 1 (где l - число составляющих блок уровней нагружений), в пределах которых проводится нормализация линий повреждений и определяются долговечности по методике (I). В целом алгоритм модифицированной методики выглядит следующим образом:

1. Определяются координаты точек пересечения (колен) линий повреждений каждого уровня нагружений блока;

2. Для j -го участка определяется доля повреждения, вносимая при прохождении блока нагружения i -го уровня

$$D_{ji} = B_{ji} \cdot \left(\frac{n}{N}\right)_{ji} = B_{ji} \frac{m_i}{N_i (D_{k,j+1} - D_{k,j})}; \quad (2)$$

3. Определяется доля повреждения j -го участка, вносимая одним прохождением блока

$$D_j = \sum_{i=1}^p B_{ji} \left(\frac{n}{N}\right)_{ji}; \quad (3)$$

4. Определяется долговечность (выраженная в блоках) j -го участка

$$S_j = 1/D_j; \quad (4)$$

5. Определяется общая долговечность материала

$$S = \sum_{j=1}^{l+1} S_j. \quad (5)$$

Здесь B_{ji} характеризует наклон i -й линии повреждений на j -м участке, причем для нижних отрезков прямых

$$B_j = D_{k,i} / (n/N)_{k,i} \quad (6,а)$$

для верхних отрезков

$$B_{ji} = (1 - D_{k,i}) / [1 - (n/N)_{k,i}], \quad (6,б)$$

где N_i - долговечность материала при воздействии нагружений i -го уровня;

m_i - число повторений нагружений данного уровня в блоке.

В качестве базовой долговечности при определении координат точек пересечения линий нагружения по (I) обычно принимается минимальная долговечность в блоке. Однако при неодинаковых числах повторений максимальные повреждения блока могут возникать от нагружений более низкого уровня. Последние в этом случае [2] рекомендуется принимать за базовые и координаты кривых для нагружений с меньшей долговечностью рассчитывать по формулам:

$$\left. \begin{aligned} D_{k,i} &= 1 - 0,65(N_1/N_i)^\alpha \\ (n/N)_{k,i} &= 0,35/(N_1/N_i)^\alpha \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

(прямая DE, рис. 1). Для нагружений с большей долговечностью применяется, как и ранее, выражение (I)).

Приведенный выше алгоритм реализован на языке Бейсик для ЭВМ "Искра-226". Для сравнения с упрощенной методикой [2] проведен расчет долговечности для приведенного в [2] блока из 14 нагружений. Результат - 273 блока против 279 по методике [2], т.е. модифицированная методика несколько более консервативна. Все последующие расчеты выполнены по модифицированной методике.

Влияние показателя степени α (определяющего, по сути дела, отклонение принятой гипотезы суммирования повреждений от линейной, имеющей место при $\alpha = 0$, см. (I, 7)) исследовано на двухуровневом блоке нагружений с долговечностями составляющих 1000 и 64000 циклов, рис. 2. Близкий результат получен и для сплошных спектров случайных нагружений (табл. I), причем влияние α растет с расширением диапазона долговечностей составляющих блока.

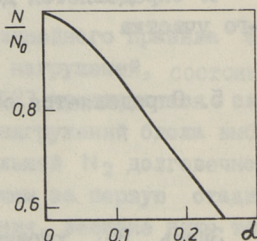


Рис. 2.

Влияние показателя степени α на оценки долговечности по билинейной гипотезе суммирования. Двухуровневый блок нагружений, $N_1 = 1000$, $N_2 = 64000$.

Влияние выбора базовой долговечности N_{ref} (или N_1 в выражениях (I, 7)) исследовано на том же блоке нагружений, рис. 3. Исследования выполнены для широкого диапазона базовой долговечности (по сравнению с долговечностями составляющих блока, заштрихованная область) и позволяют сде-

Т а б л и ц а I

Оценки долговечности $\lg N$ в зависимости от эквивалентной интенсивности нагружений $S_{\sigma, экв}$ по методике Мэнсона [2]

$S_{\sigma, экв}$	$\sigma_{a, max}$	$\sigma_{-1} = 160 \text{ МПа}$		80		40	
		$\alpha = 0$	0,25	0	0,25	0	$\alpha = 0,25$
60	180	7,913	7,907	5,577	5,468	3,737	3,61
68, 57	205,7	7,268	7,246	5,221	5,102	3,384	3,258
75	225	6,94	6,902	4,982	4,86	3,148	3,021
80	240	6,728	6,678	4,811	4,687	2,977	2,851
96	288	6,188	6,105	4,328	4,202	2,496	2,369
120	360	5,577	5,468	3,737	3,61	1,909	1,782

лать вывод, что данный фактор на оценки долговечности существенного влияния не оказывает. Так изменение долговечности в пределах заштрихованной области составляет всего 2,5%, причем идет в запас при выборе в качестве базовой минимальной долговечности N .

Случайные нагружения со сплошным спектром представляют наибольший практический интерес для всех технических приложений. С применением линейной теории суммирования повреждений здесь получены аналитические решения для оценок долговечности при симметричных и несимметричных нагружениях с непрерывным и усеченным спектрами распределения амплитуд [3-5]. Применение билинейного правила осуществимо только численными методами [3]. В данной работе использован алгоритм модифицированной методики, дополненный подпрограммой дискретизации:

I. Участок спектра амплитуд нагружений, вызывающий усталостные повреждения (от σ_{-1} до $\sigma_{a, max} = \delta \cdot S_{\sigma}$, где σ_{-1} - предел усталости при симметричных испытаниях, $\sigma_{a, max}$ - предельная амплитуда спектра нагружений; S_{σ} - интенсивность и δ - параметр усечения, рис. 4), разбивается на задан-

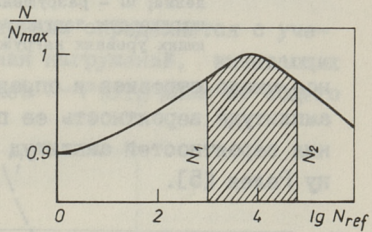


Рис. 3. Влияние базовой долговечности на оценки долговечности по билинейной гипотезе суммирования. Двухуровневый блок нагружений, $N_1 = 1000$, $N_2 = 64000$ (заштрихованная область).

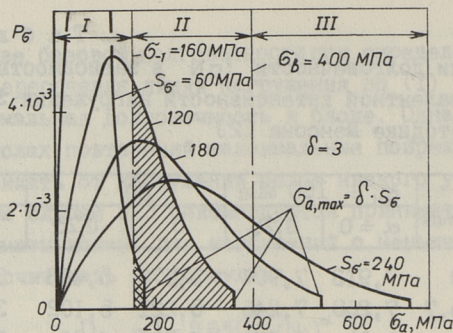


Рис. 4. Плотность распределения вероятностей амплитуд случайного процесса нагружений (по усеченному закону Релея с параметром усечения $\delta = 3$) и повреждение материала.

1 - повреждения не возникают; II - усталостные повреждения; III - разрушение при однократном нагружении, заштрихованы части спектра, вызывающие при соответствующих уровнях нагружений многоцикловую усталость.

ное число отрезков и определяется соответствующая каждой амплитуде вероятность ее появления. Плотность распределения вероятностей амплитуд принимается по усеченному закону Релея [5].

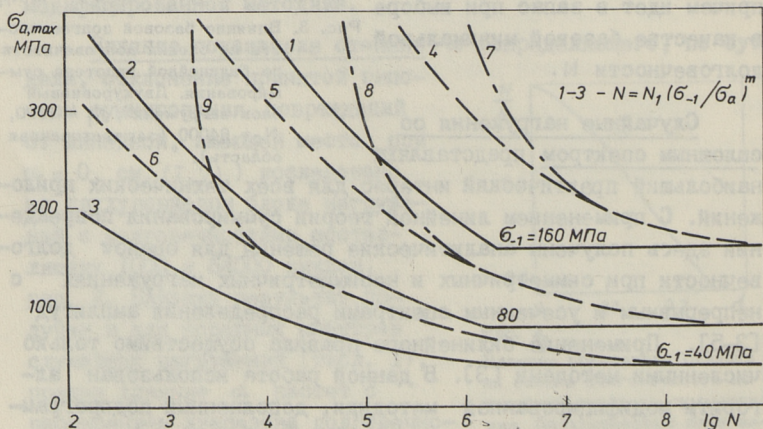


Рис. 5. Усталостная долговечность при различных условиях. 1-3 - детерминированные симметричные нагружения (кривые усталости); 4-6 - случайные симметричные нагружения, оценка по методикам Судакова и Мэнсона, параметр усечения $\delta = 3$; 7-9 - случайные несимметричные нагружения, оценка по методике Судакова.

2. Для каждого из значений амплитуды по кривой усталости (рис. 5) определяется соответствующая долговечность. Для асимметричных нагружений используется эквивалентная амплитуда, определяемая по одной из известных методик (Гудмен, Гербер и т.д. [1]).

3. По плотности распределения вероятностей определяется число повторений нагружений данной амплитуды в блоке

$$m_i = p_i / \sum_{i=1}^l p_i.$$

При таком способе задания числа повторений $\sum_{i=1}^l m_i = 1$ и,

следовательно, долговечность материала в циклах будет совпадать с долговечностью, выраженной в блоках.

4. Полная долговечность материала определяется с учетом того, что вероятность появления нагружений, вызывающих усталостные повреждения, составляет $1 - P(\sigma_{-1})$ долю от общего числа циклов.

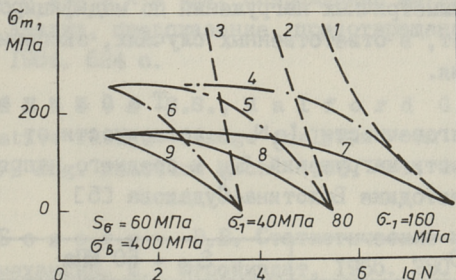


Рис. 6. Влияние среднего напряжения цикла на оценки долговечности:

1-3 — по методике Болотина-Судакова; 4-9 — по билинейной гипотезе суммирования повреждений эквивалентная амплитуда определяется по линейной зависимости Гудмена (4-6) или параболической Герберра (7-9); интенсивность пульсаций — 60 МПа.

Основные результаты расчетов для сталей с различными пределами усталости приведены на рис. 5 и в табл. I; как уже отмечалось, при $\alpha = 0$ имеем линейное суммирование повреждений. Из табл. I видно, что различия в оценках долговечности при применении линейного суммирования ($\alpha = 0$) и билинейного правила Мэнсона ($\alpha = 0,25$) составляют, в зависимости от интенсивности и предела усталости от I до

34 %, однако на графиках рис. 5 обе оценки могут быть переданы одной линией (кривые 4-6). В табл. 2 приведены оценки долговечности, выполненные для тех же условий с помощью аналитического решения Болотина-Судакова при линейном суммировании повреждений [5]. Видно, что при симметричных нагрузениях они полностью совпадают с данными табл. 1 при $\alpha = 0$ (что, вообще говоря, свидетельствует только о корректности применяемой в данной работе модифицированной методики). Зато вторая половина табл. 2 и рис. 6 дают возможность анализа проблемы оценки долговечности несимметричных нагрузениях. Полученные по различным методикам оценки с увеличением среднего напряжения цикла очень скоро становятся просто несопоставимыми. С учетом того, что приближение среднего напряжения цикла к пределу прочности, очевидно, ведет к разрушению материала от однократного нагружения, вид кривых 1-3 представляется абсурдным. Остальные результаты выглядят логичными, практический же выбор методики учета асимметрии (Гудмена, Гербера и др.) при расчете долговечности асимметричных нагрузениях по модифицированной методике требует, в ответственных случаях, экспериментального обоснования.

Т а б л и ц а 2

Оценки долговечности $\lg N$ в зависимости от интенсивности нагружений S_σ и среднего напряжения цикла по методике Болотина-Судакова [5]

$\sigma_m = 0$				$S_\sigma = 60 \text{ МПа}$				
$S_\sigma, \text{ МПа}$	$\sigma_1 = 160$	80	40	σ_m	$S_{\sigma, \text{ экв}}$	$\sigma_1 = 160$	80	40
60	7,909	5,555	3,74	0	60	7,909	5,555	3,74
68,57	7,258	5,202	3,392	50	68,57	7,297	5,364	3,513
75	6,924	4,967	3,159	80	15	7,01		
80	6,709	4,798	2,99	100	80	6,837	5,182	3,45
96	6,164	4,322	2,516	150	96	6,457	5,01	3,373
120	5,555	3,74	1,934	200	120	6,129	4,848	3,30

В ы в о д ы

1. Разработана, реализована в программе для ЭВМ и опробована модифицированная методика оценки долговечности материала под воздействием напряжений переменной амплитуды,

базирующаяся на билинейной (но позволяющая применять и линейную) гипотезе суммирования повреждений. Программа позволяет проводить расчеты для нагружений с дискретным и сплошным (усеченным релеевским) спектрами амплитуд напряжений.

2. Проанализировано влияние на оценки долговечности степени нелинейности кривых повреждений, составляющих блок нагружений, и базовой долговечности блока. Показано, что для реальных спектров нагружений учет нелинейности кривых повреждений снижает оценки до 34 %, выбор базовой долговечности влияет незначительно (до 2,5 %).

3. Полученные по модифицированной методике на базе линейной гипотезы оценки долговечности хорошо совпадают с аналитическими решениями при симметричных нагружениях и существенно расходятся при несимметричных.

Л и т е р а т у р а

1. Коллинз Дж. Повреждение материалов в конструкциях. Анализ, предсказание, предотвращение: Пер. с англ. М.: Мир, 1984. 624 с.

2. Manson S.S., Halford G.R. Re-examination of cumulative fatigue damage analysis - an engineering perspective // Eng. Fracture Mech. 1986. Vol. 25, N 5/6. P. 539-571.

3. Болотин В.В. Статистические методы в строительной механике. М.: Стройиздат, 1965. 280 с.

4. Серенсен С.В., Когаев В.П., Шнейдерович Р.М. Несущая способность и расчеты деталей машин на прочность. М.: Машиностроение, 1975. 488 с.

5. Исследование теплоотдачи и оценка долговечности парогенераторов / С.В. Словцов, Ю.В. Красноухов, Б.Л. Паскарь, А.В. Судаков // Тр. ЦКТИ, 1983. № 202. С. 117-126.

Väsimuskahjustuste kumuleerimise hüpoteesid ja materjalide tööea hinnangud

Kokkuvõte

Analüüsitakse materjalide tööea hindamise meetodikaid juhusliku koormusprotsessi tingimustes, lähtudes kahjustuste lineaarse ja bilineaarse summeerimise reeglitest.

I. Klevtsov

Cumulative Fatigue Damage Analysis and Remaining-life Estimation for Materials under Chance Stress Oscillation

Abstract

Two approaches for the life prediction under chance stress oscillation based on "linear damage rule" and on "double-linear damage rule" (DLDR) are analysed.

ОЦЕНКИ ДОЛГОВЕЧНОСТИ МАТЕРИАЛОВ ПО СТАТИСТИЧЕСКИМ ХАРАКТЕРИСТИКАМ ОРДИНАТ ПРОЦЕССА НАГРУЖЕНИЙ И МЕТОДАМИ ПОДСЧЕТА ЦИКЛОВ

При анализе многоциклового усталости элементов энергоустановок, вызываемой переменными термическими напряжениями при случайном изменении температуры, используют два основных метода оценки долговечности. Первый из них основан на корреляционной теории случайных процессов [1-3], второй - на непосредственном выделении по осциллограмме процесса нагружения отдельных пиков с последующим их анализом [3, 4]. Сопоставим эти методы применительно к ряду блоков нагружений, осциллограммы которых представлены на рис. 1. Первые четыре из них, Е1 - Е4 (а-г), получены при исследовании различных узлов дистанционирования трубных поверхностей парогенераторов на опытном стенде ВНИИАМ, пятый, Р (д), и шестой РН (е), составлены генератором случайных чисел с равномерным (д) и нормальным (е) законами распределения.

1. Для реализации первого метода определялись основные статистические функции [5]: среднее значение и среднее квадрата ординат процесса, дающее представление об интенсивности пульсаций; плотность распределения, характеризующая распределение ординат процесса в фиксированных точках; автокорреляционная функция и спектральная плотность, характеризующие распределение ординат во временной и частотной областях соответственно. Анализ выполнен на ЭВМ "Искра-226". Ординаты процессов берутся с постоянным шагом по времени, объемы выборок составляли от 2 до 8 тыс. точек.

Среднее значение (математическое ожидание) процесса изменения напряжений определяет асимметрию нагружений. С

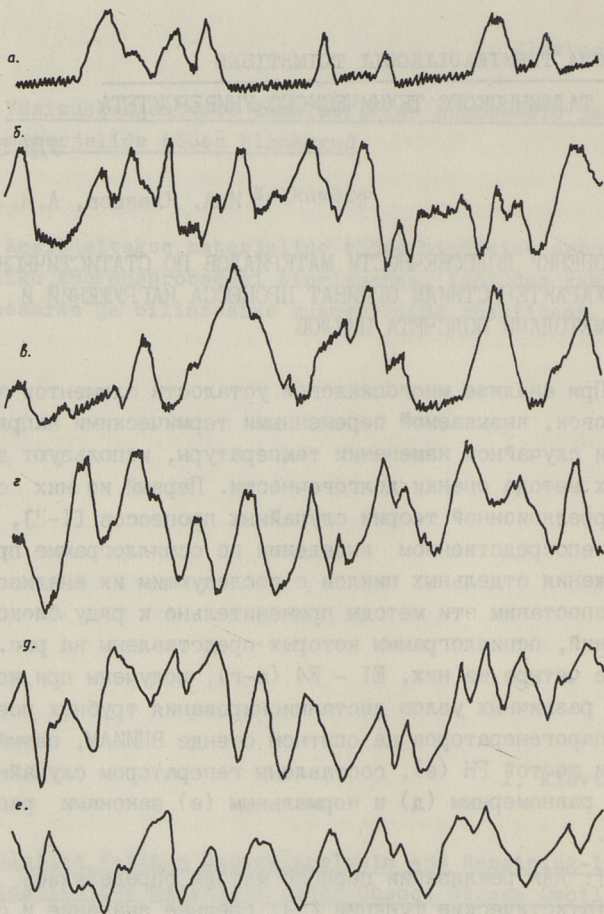


Рис. 1. Осциллограммы процессов E1-E4 (а-г), P(д) и PH(е).

учетом среднего значения интенсивность пульсаций по методу Гудмена пересчитывалась в приведенную.

Среднеквадратичное отклонение ординат принимается за интенсивность пульсаций [1, 2] и, вкпе с максимальным значением амплитуды, определяет оценки долговечности по первому методу.

Автокорреляционная функция и спектральная плотность позволяют определить вид процесса (гармонический, сумма

гармонического процесса и случайного шума, случайный и т.д.) и эффективный период пульсаций. Для анализируемых процессов указанные функции приведены на рис. 2. Вид кривых позволяет сделать вывод, что мы имеем дело с узкополосными случайными стационарными процессами [5]. Исключением можно считать только процесс E2 рис. 2б.

Частота повторений (распределение) ординат процессов, рис. 3, рассчитывается как отношение чисел повторений данной ординаты к общему числу точек выборки. Для сравнения здесь же приведены усеченные гауссовские распределения с теми же параметрами усечения, что и у анализируемых процессов (усеченное гауссовское распределение получается при выполнении условия равенства нулю вероятности появления точек, отклонение которых от среднего больше максимальной амплитуды выборки).

2. Для выделения по осциллограмме, подсчета и анализа циклов нагружений программно были реализованы следующие четыре метода [3, 4].

Метод экстремумов - подсчитываются все максимумы выше среднего и минимумы ниже среднего значения. За амплитуды полупиков принимаются отклонения экстремумов от среднего, за число циклов - половина экстремумов. Принято считать [4], что метод дает большие повреждения, чем реальный процесс, т.е. занижает оценки долговечности.

Метод учета одного экстремума между двумя соседними точками пересечения среднего уровня. Учитывается только наибольший по абсолютной величине экстремум на отмеченном интервале, в остальном поступают как в первом случае. Принято считать, что метод завышает оценки долговечности.

Метод учета размахов - за амплитуду полупика принимают половину размаха между двумя соседними экстремумами процесса, причем учитываются подряд все экстремумы. Среднее здесь для каждого цикла различно, поэтому пересчет амплитуд асимметричных нагружений в приведенные выполняется одновременно с подсчетом циклов. Также завышаются оценки долговечности.

Метод парных размахов - размах деформации считается за цикл, если ему может быть поставлено в соответствие де-

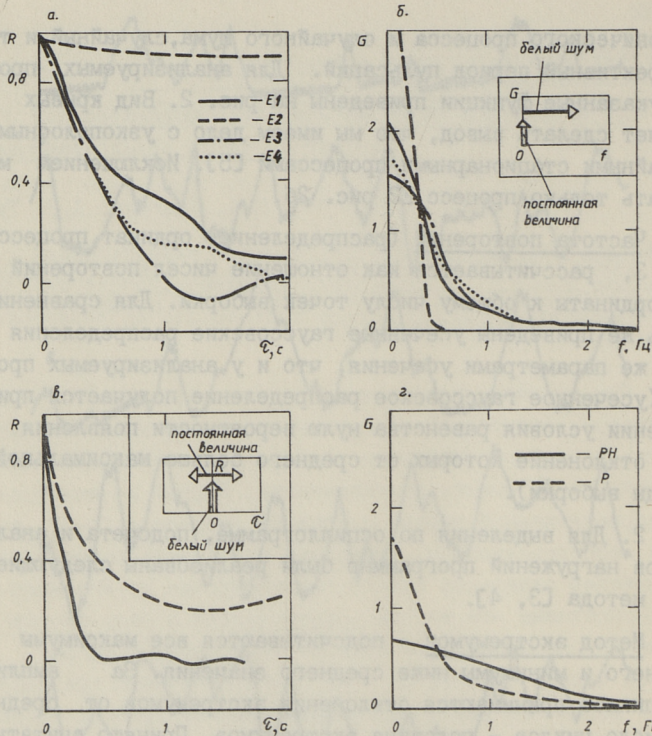


Рис. 2. Автокорреляционная функция (а,в) и спектральная плотность (б,г) процессов E1-E4 (а,б) и P-PH (в,г).

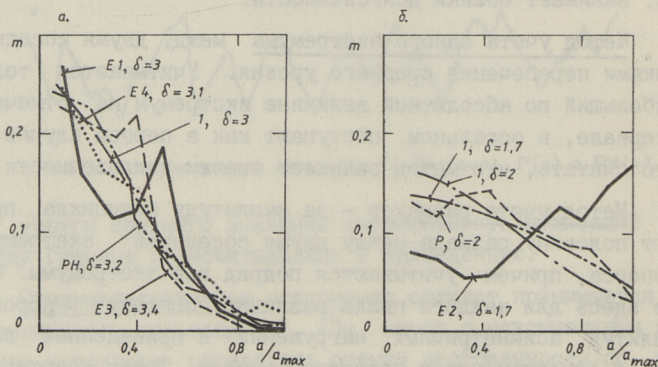


Рис. 3. Частота повторений ординат процессов в пределах блока нагружений:
 а - E1, E3, E4; б - E2, P;
 1 - усеченное гауссовское распределение.

формирование в противоположном направлении на ту же величину. Каждый из циклов по порядку учитывается как начало размаха, если только непосредственно следующий за ним не использован в качестве парного учтенному ранее размаху. Если начальный пик — минимум, то цикл учитывается между ним и наибольшим максимумом на промежутке до минимума, меньшего, чем исходный. В промежутках учитываются парные размахи меньшей величины (вложенные).

В большинстве случаев метод считается тождественным методу стока, оба метода наиболее широко распространены и считаются дающими несмещенные оценки долговечности.

Для каждого метода по общему числу учтенных циклов и времени реализации определяется эффективный период пульсаций (см. табл.) и фактическое распределение амплитуд, рис. 4. Последнее рассчитывается аналогично распределению ординат и сопоставляются с усеченным релейским распределением [1, 2], принимаемым за основу при оценках долговечности по первому методу (как показано в [1] релейское распределение описывает распределение амплитуд случайного процесса, имеющего гауссовское распределение ординат).

3. Оценки долговечности получены по модифицированной методике суммирования повреждений Мэнсона, реализованной на ЭВМ "Искра-226" в работе [6]. Эта методика позволяет получить оценки долговечности блоков нагружений с произвольными спектрами и асимметрией; для сплошных спектров с нулевым средним и усеченным релейским распределением амплитуд, получаемые при этом оценки практически совпадают с оценками по методике [2]. Все расчеты выполнены применительно к одной марке стали (предел прочности 400 МПа, предел усталости 160 МПа при базовом числе циклов $2 \cdot 10^6$) и пяти значениях относительного максимального уровня нагружений (в диапазоне от предела усталости до предела прочности, см. табл.). Основные результаты сведены в таблицу и представлены на рис. 5. Оценки долговечности даны здесь в десятичных логарифмах от срока службы, выраженного в секундах. При одинаковых значениях максимальных уровней нагружений различными для различных процессов и методов оценки являются параметры усечения, эффективные периоды пульсаций и распределение ординат или амплитуд: для каждо-

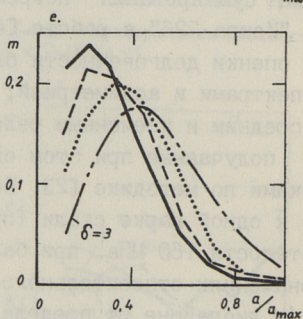
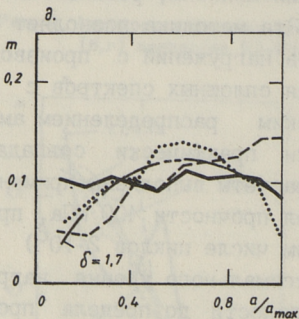
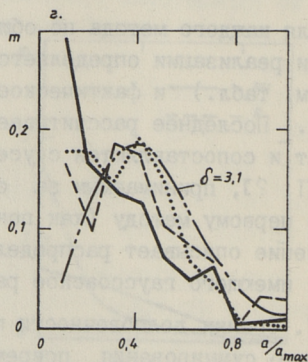
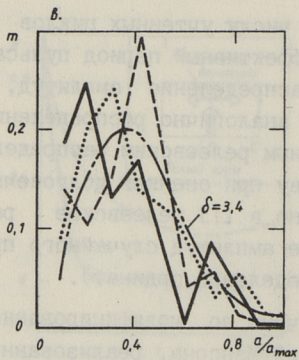
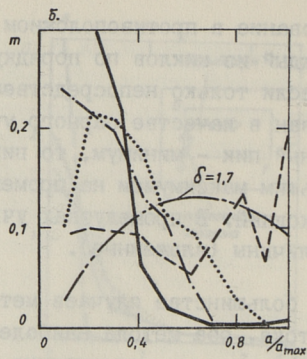
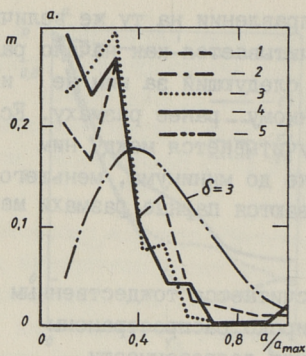


Рис. 4. Частота повторения амплитуд процессов E1-E4 (а-г), P(д) и PН(е):

- 1 - циклы подсчитываются по методу экстремумов,
- 2 - одного экстремума между двумя пересечениями среднего уровня,
- 3 - размахов, 4 - парных размахов,
- 5 - усеченное релейевское распределение.

Логарифмы долговечности для различных процессов и уровней нагружений
и методов анализа

Про- цесс	Метод под- счета циклов	Период пуль- саций, с	Пара- метр усече- ния	Относительный максимальный уровень нагружений, $\sigma_0 \times$											
				0,1		0,3		0,5		0,7		0,9			
				P	Φ^{xx}	P	Φ	P	Φ	P	Φ	P	Φ	OP	Φ
I	2	5	4	6	7	8	9	10	11	12	13	14			
	0	7,86	2,98	8,12	6,85	7,22	6,23	6,71	5,76	6,21	5,38	5,78			
	1	7,77	2,66	7,88	6,81	7,12	6,22	6,58	5,76	6,14	5,39	5,75			
	2	7,86	2,60	7,88	6,91	7,16	6,22	6,62	5,86	6,18	5,48	5,78			
	3	8,74	3,79	8,0	7,52	7,40	6,81	6,91	6,29	6,47	5,88	6,05			
	4	8,58	3,63	7,90	7,40	7,29	6,71	6,80	6,21	6,32	5,80	5,94			
	0	7,40	1,53	7,08	6,57	6,42	6,02	5,90	5,58	5,48	5,22	5,12			
	1	7,02	1,65	6,65	6,18	5,98	5,64	5,47	5,20	5,05	4,83	4,69			
	2	7,92	2,6	7,82	6,97	7,22	6,38	6,73	5,93	6,28	5,55	5,90			
	3	7,33	2,65	7,73	6,38	6,93	5,79	6,30	5,33	5,80	4,95	5,41			
	4	9,64	4,72	7,84	8,03	7,24	7,14	6,74	6,53	6,3	6,02	5,92			
	0	8,21	3,4	8,59	7,11	7,83	6,44	7,16	5,96	6,63	5,56	6,19			
	1	7,53	2,64	8,14	6,58	7,34	5,99	6,64	5,53	6,17	5,16	5,74			
	2	7,17	1,67	8,14	6,33	7,34	5,78	6,68	5,34	6,22	4,97	5,81			
	3	7,40	2,6	7,83	6,46	6,89	5,87	6,34	5,41	5,87	5,04	5,47			
	4	7,46	2,68	7,83	6,51	6,90	5,91	6,26	5,46	5,85	5,08	5,46			

I	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
0	I, 51	3, 14	8, 0	7, 90	6, 96	7, 18	6, 33	6, 59	5, 85	6, 12	5, 46	5, 73	
I	I, 16	2, 51	7, 4	7, 28	6, 47	6, 67	5, 89	6, 1	5, 44	5, 65	5, 06	5, 27	
E4	2	I, 53	2, 16	7, 32	6, 43	6, 83	5, 87	6, 26	5, 43	5, 80	5, 05	5, 42	
3	0, 93	2, 86	7, 56	7, 99	6, 57	7, 29	5, 96	6, 59	5, 5	6, 08	5, 12	5, 66	
4	0, 95	3, 66	7, 73	8, 01	6, 71	7, 29	6, 08	6, 52	5, 61	6, 05	5, 22	5, 65	
0	0, 9	I, 72	6, 90	6, 57	6, 05	5, 93	5, 50	5, 42	5, 06	4, 99	4, 69	4, 63	
I	0, 17	I, 52	6, 10	5, 82	5, 27	5, 16	4, 73	4, 64	4, 29	4, 21	3, 92	3, 85	
P	2	0, 1	I, 5	6, 17	5, 87	5, 34	5, 21	4, 80	4, 36	4, 26	3, 99	3, 90	
3	0, 15	I, 78	6, 14	6, 18	5, 29	5, 44	4, 74	4, 89	4, 30	4, 45	3, 93	4, 08	
4	0, 15	I, 74	6, 12	5, 97	5, 28	5, 28	4, 73	4, 76	4, 29	4, 32	3, 92	3, 96	
0	0, 67	3, 22	7, 73	7, 85	6, 66	7, 02	6, 02	6, 40	5, 54	5, 92	5, 15	5, 52	
I	0, 14	2, 91	6, 78	7, 05	5, 78	6, 30	5, 17	5, 73	4, 70	5, 23	4, 32	4, 81	
PH	2	0, 16	2, 84	6, 78	7, 13	5, 80	6, 34	5, 19	4, 73	5, 27	4, 34	4, 86	
3	0, 12	2, 71	6, 56	7, 23	5, 60	6, 35	5, 0	5, 70	4, 54	5, 17	4, 16	4, 74	
4	0, 12	3, 27	7, 03	7, 20	5, 95	6, 38	5, 30	5, 79	4, 82	5, 29	4, 43	4, 88	

x σ_0 определяется выражением $\sigma_{q, \max} = \sigma_0(\sigma_b - \sigma_{-1}) + \sigma_{-1}$;

xx P - частота повторения нагрузок определяется по усеченному релеевскому закону;

Ф - по фактическому распределению.

по варианту оценки долговечности получены для фактического распределения (рис. 3, 4) и усеченного релейского с тем же параметром усечения (отношение максимального значения амплитуды выборки к интенсивности ординат или амплитуд соответственно). На рис. 5 оценки долговечности, полученные по фактическим распределениям амплитуд, сопоставлены с оценками по интенсивности ординат и усеченному релейскому распределению, что соответствует первой методике оценки [1, 2].

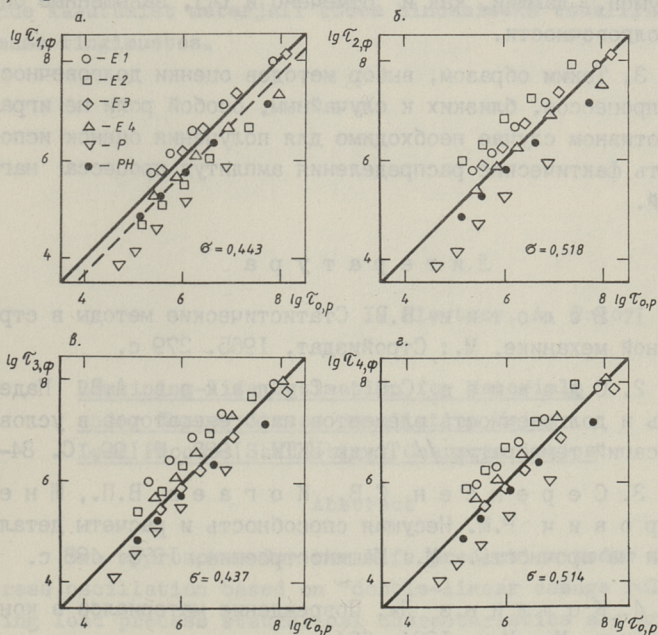


Рис. 5. Сопоставление оценок долговечности по статистическим характеристикам ординат с усеченным релейским распределением $\tau_{0,p}$ с оценками по фактическому распределению амплитуд; $\tau_{1,\phi}$ - циклы подсчитаны по методу экстремумов, $\tau_{2,\phi}$ - одного экстремума между двумя пересечениями среднего уровня, $\tau_{3,\phi}$ - размахов, $\tau_{4,\phi}$ - парных размахов, σ - стандартное отклонение.

Выводы

I. Фактические распределения амплитуд реальных процессов нагружений (и, соответственно, оценки долговечно-

сти) могут существенно отличаться от теоретического (релеевского) распределения для случайных процессов. (Для Е2 расхождение оценок достигает 1,8 порядка.)

2. Сопоставление оценок долговечности по фактическим распределениям амплитуд с оценками по интенсивности ординат показывает (рис. 5), что в среднем по всем процессам получены несмещенные оценки, различающиеся только стандартным отклонением. Исключение составляет только метод экстремумов, дающий, как и отмечено в [4], завышенные оценки долговечности.

3. Таким образом, выбор методов оценки долговечности для процессов, близких к случайным, особой роли не играет. В противном случае необходимо для получения оценок использовать фактические распределения амплитуд процесса нагружений.

Л и т е р а т у р а

1. Болотин В.В. Статистические методы в строительной механике. М.: Стройиздат, 1965. 279 с.

2. Словцов С.В., Судаков А.В. Надежность и долговечность элементов парогенераторов в условиях пульсирующей температур // Труды ЦКТИ. 1982. № 199, С. 84-92.

3. Серенсен С.В., Кобаев В.П., Шнейдерович Р.М. Несущая способность и расчеты деталей машин на прочность. М.: Машиностроение, 1975. 488 с.

4. Коллинз Дж. Повреждение материалов в конструкциях. М.: Мир, 1984. 624 с.

5. Бендат Дж., Пирсол А. Измерение и анализ случайных процессов. М.: Мир, 1974. 464 с.

6. Клепов И.А. Гипотезы накопления усталостных повреждений и оценки долговечности материалов //См. наст. сб. с. 47-56.

I. Klevtsov, A. Tugov

Materjalide tööea hinnangud koormusprotsessi
statistiliste karakteristikute abil

Kokkuvõte

Analüüsitakse pingepulsatsioonide statistilise töötlemise meetodeid energeetiliste seadmete elementides, samuti nende kasutamist materjali tööea hindamiseks tsüklilise väsimuse tingimustes.

I. Klevtsov, A. Tugov

Remaining-life Estimation for Materials
under Chance Stress Oscillation Using
Load Process Statistical Characteristics

Abstract

Two approaches for the life prediction under chance stress oscillation based on "double-linear damage rule" and using load process statistical characteristics are analysed.

С о д е р ж а н и е

1. Суйк Х.Х., Рандманн Р.Э., Каск Ю.Э., Саммелсельг В.А., Сийрде Ю.Э. Эксплуатационная надежность труб с хромовым покрытием при сжигании эстонских сланцев..... 3
2. Отс А.А., Суйк Х.Х., Рандманн Р.Э., Лайд Я.П., Ансон Г.П. О возможности применения хромомарганцевой стали ДИ-59 в мазутных и сланцевых котлах... 13
3. Мичевич З., Тийкма Т.Б., Кяр Х.А. Теплопроводность топочных золовых отложений..... 21
4. Йыгева Ю.Б., Кяр Х.А., Тийкма Т.Б. Промышленное испытание звуковой очистки экономайзера котла ТП-67 от наружных сыпучих отложений..... 29
5. Марченков В.В. Расчет теплопередачи через прямые ребра постоянного поперечного сечения 36
6. Вески А.Ю. Трубы с разрезным спиральным оребрением для котлов..... 41
7. Клевцов И.А. Гипотезы накопления усталостных повреждений и оценки долговечности материалов..... 47
8. Клевцов И.А., Тугов А.Н. Оценки долговечности материалов по статистическим характеристикам ординат процесса нагружений и методами подсчета циклов..... 57

ПРОБЛЕМЫ РАБОТЫ КОТЕЛЬНЫХ УСТАНОВОК
ТЕПЛОВЫХ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

Теплоэнергетика XXXVI

УДК 621.186.3

Эксплуатационная надежность труб с хромовым покрытием при сжигании эстонских сланцев. Суйк Х.Х., Рандманн Р.Э., Каск Ю.Э., Саммелсельг В.А., Сийрде А.Э. – Труды Таллиннского технического университета, 1989, № 692, с. 3–12.

Рассмотрена коррозионная стойкость и эксплуатационная надежность труб из стали I2XIMФ с диффузионным хромовым покрытием на основе длительных эксплуатационных испытаний. Опытные вставки были смонтированы в пароперегреватели котлов ТП-17 и ТП-101, работающих на эстонских горючих сланцах.

Температура на поверхности опытных вставок составляла 425 °С и 525 °С. Водяная обмывка производилась через каждые 220 часов. После 20400 часов работы коррозионная стойкость труб с хромовым покрытием при одинаковых эксплуатационных условиях оказалась примерно в 3 раза больше, чем у труб без покрытия

Таблиц – 1, рисунков – 4, библиографических наименований – 5.

УДК 620.193.53:621.18

О возможности применения хромомарганцевой стали ДИ-59 в мазутных и сланцевых котлах. Отс А.А., Суйк Х.Х., Рандманн Р.Э., Лайд Я.П., Ансон Г.П. – Труды Таллиннского технического университета, 1989, № 692, с. 13–20.

В статье приводятся результаты сравнительных коррозионных испытаний хромомарганцевой стали ДИ-59 и хромонике-

левой стали 12Х18Н12Т в пароперегревателях мазутных и пылесланцевых парогенераторов в промышленных и полупромышленных условиях. Определена глубина коррозии и состояние внешней поверхности опытных образцов при различных количествах часов работы и различных температурах газов. Исследованы также механические свойства образцов.

Таблиц - 2, библиографических наименований - 4.

УДК 536.083:621.181

Теплопроводность топочных золовых отложений.

Мичевич З., Тийкма Т.Б., Кяр Х.А. - Труды Таллиннского технического университета, 1989, № 692, с. 21-28.

Приведены результаты исследования теплопроводности проб золовых отложений, взятых с топочных поверхностей и пароперегревателя котла, сжигающего косовские лигниты (СФРЮ). Показано, что самое большое влияние на коэффициент теплопроводности золовых отложений оказывает их пористость, которая в свою очередь определена условиями образования отложений. Сопоставление экспериментальных данных с расчетной моделью дает разброс не более $\pm 10\%$.

Таблиц - 1, рисунков - 4, библиографических наименований - 8.

УДК 621.182:534.232

Промышленное испытание звуковой очистки экономайзера котла ТП-67 от наружных сыпучих отложений. Йыгева Ю.Ю., Кяр Х.А., Тийкма Т.Б. - Труды Таллиннского технического университета, 1989, № 692, с. 29-35.

Описывается звуковой метод очистки поверхностей нагрева от сыпучих золовых отложений. Представлены результаты промышленных испытаний данного метода. Дано описание опытной установки, принцип и режимные характеристики работы звукогенератора. Результаты промышленных опытов показывают, что относительная тепловая эффективность теплообмена при работающем звукогенераторе увеличивается от 0,85 до 0,95.

Рисунков - 3, библиографических наименований - 7.

Расчет теплопередачи через прямые ребра постоянного поперечного сечения. Марченков В.В. - Труды Таллиннского технического университета, 1989, № 692, с. 36-40.

Приведено решение дифференциального уравнения теплопроводности для прямого ребра постоянного поперечного сечения с конвективными граничными условиями на торце и в корне ребра. На основе полученного решения построены графики для расчета теплового излучения, передаваемого через ребра.

Рисунков - 3, библиографических наименований - 1.

УДК 536.244:621.181.5

Трубы с разрезным спиральным оребрением для котлов. Вески А.Ю. - Труды Таллиннского технического университета, 1989, № 692, с. 41-46.

Рассматриваются методы изготовления и некоторые вопросы теплоотдачи труб со спиральным оребрением. По данным разных источников при равных значениях аэродинамического сопротивления пучки с разрезным оборудованием характеризуются большими коэффициентами теплоотдачи, чем пучки со сплошным оребрением.

Рисунков - 3, библиографических наименований - 4.

УДК 536.24

Гипотезы накопления усталостных повреждений и оценки долговечности материалов. Клевцов И.А. - Труды Таллиннского технического университета, 1989, с. 47-56.

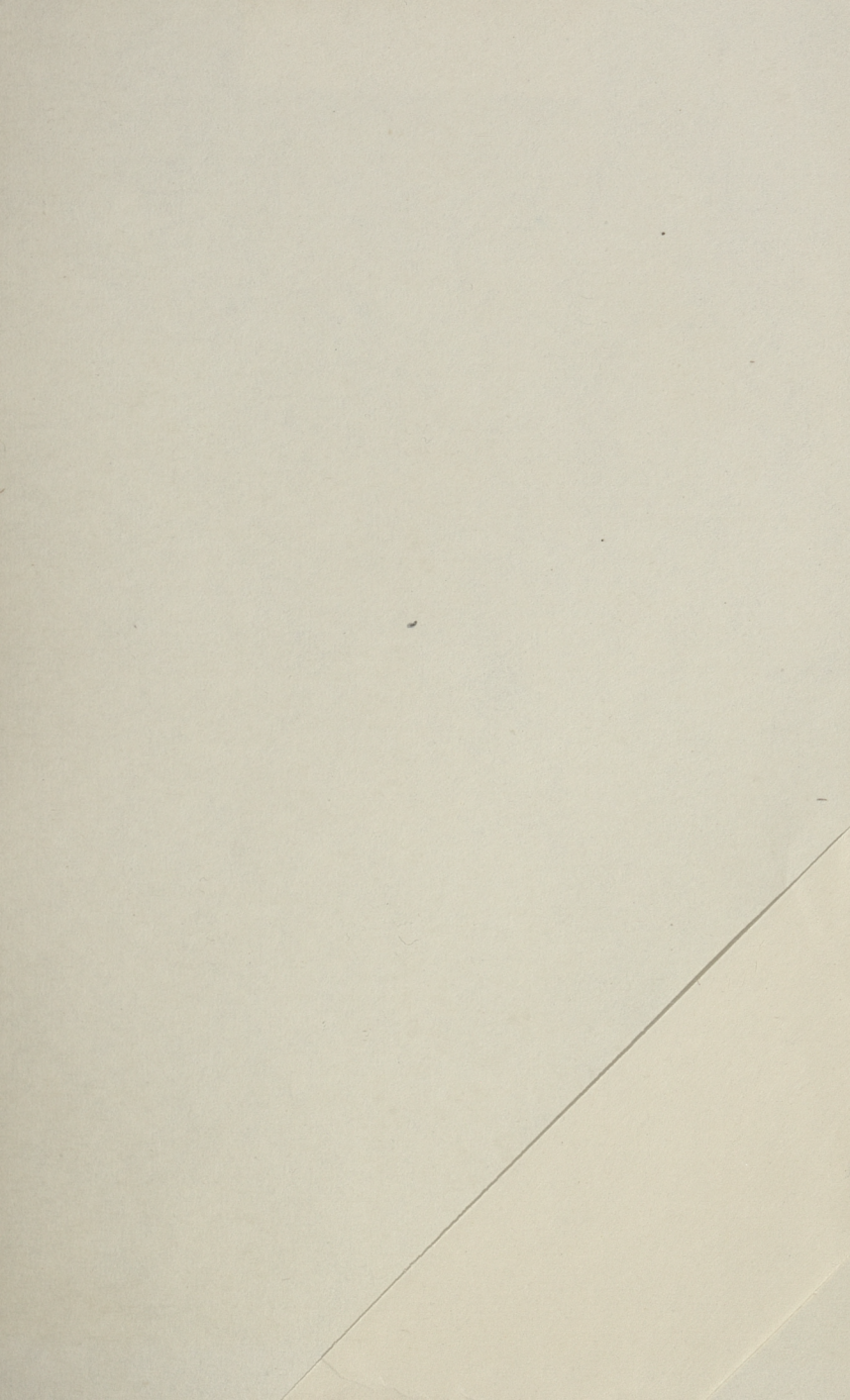
Проведен анализ методик оценки долговечности материалов, в условиях циклической усталости, реализующих линейное и билинейное правила суммирования повреждений.

Таблиц - 2, рисунков - 6, библиографических наименований - 5.

Оценки долговечности материалов по статистическим характеристикам ординат процесса нагружений и методами подсчета циклов. Клевцов И.А., Тугов А.Н. Труды Таллиннского технического университета, 1989, № 692, с. 57-67.

Проанализированы методы оценки долговечности материалов при циклической усталости, основанные на корреляционной теории случайных процессов и на непосредственном выделении отдельных циклов по осциллограмме процесса нагружений.

Таблиц - 1, рисунков - 5, библиографических наименований - 6.



Цена 70 коп.

EESTI AKADEEMILINE RAAMATUKOGU



1 0200 00134270 2